

UNIVERSITATEA DIN PETROȘANI



**CERCETĂRI ȘI REZULTATE ÎN
STABILITATEA LUCRĂRILOR
MINIERE SUBTERANE**

TEZĂ DE ABILITARE

DOMENIUL: MINE, PETROL ȘI GAZE

Conf.univ.dr.ing. TODERAȘ MIHAELA

2016

CUPRINS

	Pag.
Mulțumiri	5
Rezumat	6
Abstract	9
PARTEA I- Realizări științifice și profesionale	12
1- Sinteza rezultatelor științifice și profesionale post-doctorale	12
1.1. Introducere și domenii de cercetare	12
1.2. Obiective	12
1.3. Sumar al contribuțiilor științifice	13
1.4. Dezvoltare programe de studii și activitate didactică	15
1.4.1. Dezvoltare și coordonare de programe de studii	15
1.4.2. Activitatea didactică	15
1.5. Vizibilitate și impact al cercetării	16
1.6. Experiență managerială	16
2- Analiza stabilității lucrărilor miniere orizontale	17
2.1. Importanța mecanicii rocilor în construcțiile subterane	18
2.2. Structura și textura rocilor și a masivelor de rocă	19
2.3. Categoriile de roci aferente bazinului Valea Jiului	20
2.4. Prezentarea lucrărilor miniere orizontale principale și modul de comportare a susținerii miniere	22
2.5. Adâncimea și condițiile de amplasare a lucrărilor miniere orizontale principale	23
2.6. Profile transversale și tehnologia de săpare utilizate pentru lucrările miniere orizontale principale	24
2.7. Metode de susținere a lucrărilor miniere orizontale principale utilizate în Valea Jiului	25
2.8. Analiza stabilității lucrărilor miniere orizontale principale pe baza observațiilor și măsurătorilor in situ	26
2.9. Analiza principalilor factori de influență asupra stabilității galeriilor direcționale din culcușul stratului 3	31
2.9.1. Influența condițiilor geomecanice asupra stabilității	31
2.9.2. Influența adâncimii de amplasare a lucrărilor miniere	35
2.9.3. Distanța de amplasare a galeriilor direcționale	36
2.10. Variația caracteristicilor de deformare a rocilor în raport cu adâncimea	37
2.11. Adâncimea critică de amplasare a lucrărilor miniere	39
2.12. Stabilirea variațiilor în timp a convergenței rocilor pe conturul lucrărilor situate la diferite adâncimi	42
2.13. Model geomecanic propus în contextul interacțiunii masiv de rocă – sistem de susținere	44
2.13.1. Starea naturală de tensiune a masivului de rocă de neomogenitate discontinuă, anizotrop și reologic	45
2.13.2. Starea secundară de tensiune și deformare din jurul lucrărilor miniere	46
2.13.3. Cercetări experimentale ale manifestării regimului de presiune – deformare în condițiile galeriilor direcționale	50
2.13.3.1. Analiza stabilității galeriilor direcționale după criteriul de stabilitate „n”	51
2.13.3.2. Dependența capacității portante specifice minim necesară a susținerii arcuite metalice de valorile coeficientului de stabilitate	52
2.13.3.3. Dependența experimentală a deplasării susținerii de coeficientul de stabilitate	52
2.13.3.4. Dependența presiunii asupra susținerii în funcție de timp	52
2.14. Modele mecanice de interacțiune masiv de rocă – susținere propuse pentru condițiile geomecanice de la E.M. Petrița	58

2.14.1. Alegerea modelului de interacțiune masiv de rocă – susținere	58
2.14.2. Prezentarea modelului de interacțiune de tip elasto – vâsco – plastic pentru calculul stării de tensiune – deformare - deplasare	58
2.15. Sarcina asupra susținerii în condițiile deformării comune a susținerii de rezistență constantă și masivul de rocă având comportament elasto - vâsco - plastic	63
3- Analiza legilor de comportament a sării geme	68
3.1. Cadrul cercetărilor în literatura din domeniu	68
3.2. Mecanismul migrării sării	69
3.3. Aspecte privind structura și textura sării din Franța	70
3.3.1. Introducere	70
3.3.2. Mineralogia sării	71
3.3.3. Defectele cristalelor de halit	72
3.4. Comportamentul mecanic al sării	75
3.4.1. Plasticitatea, microfisurarea și ruperea sării	75
3.4.2. Modelarea microfisurării. Criterii de rupere	82
3.4.3. Mecanisme și legile fluajului sării geme	85
3.4.4. Tipuri de deformații în sare	89
3.4.5. Comportamentul hidraulic al sării	91
3.4.6. Influența solicitărilor mecanice asupra fluajului sării	92
3.4.6.1. Influența tensiunii medii asupra comportamentului sării	93
3.4.6.2. Influența tensiunii deviatorice asupra comportamentului sării	93
3.4.6.3. Influența tensiunii medii efective asupra comportamentului sării	94
3.4.7. Influența temperaturii asupra fluajului sării	95
3.4.8. Influența umidității și a parametrilor structurali asupra fluajului sării	98
3.4.8.1. Influența umidității asupra comportamentului la fluaj a sării	98
3.4.8.2. Influența granulelor asupra fenomenului de fluaj a sării	99
3.4.8.3. Influența structurii și texturii asupra fluajului sării	100
3.4.9. Influența fluidului asupra comportamentului mecanic a sării	100
3.4.9.1. Evoluția fisurilor și porilor. Rolul fizico – chimic a fluidelor	100
3.4.9.2. Influența percolării saramurii saturate asupra fluajului sării	103
3.4.10. Influența microfisurării și interacțiunii fluid – rocă asupra comportamentului reologic	104
3.4.10.1. Influența cuplului microfisurație – fluaj asupra comportamentului sării	104
3.4.10.2. Influența interacțiunii saramură – sare asupra comportamentului reologic a sării	105
3.4.11. Comportamentul termo – hidro – mecanic a sării geme	106
3.5. Legi de comportament reologic	108
3.5.1. Legi empirice	108
3.5.2. Legi și modele reologice pentru sare	111
3.5.2.1. Prezentare generală	111
3.5.2.2. Modele reologice	112
3.5.3. Modele microscopice	116
3.5.4. Modele bazate pe formularea lui Boltzmann	117
3.5.5. Modele macroscopice bazate pe mecanisme microscopice	119
3.5.6. Compararea diferitelor modele de comportament a sării	131
3.6. Comportamentul sării la adâncime mare și factorul de stabilitate	133
3.7. Concluzii privind comportamentul reologic a sării	137
4- Metode numerice utilizate în studiul comportamentului la deformare a rocilor și a sării	143
4.1. Analiza rocilor discontinui prin element finit	143
4.2. Proprietăți mecanice ale discontinuităților	143
4.2.1. Compresiune	143
4.2.2. Forfecare	143
4.2.3. Comportamentul rocilor discontinui	144
4.3. Element finit pentru discontinuități	145
4.3.1. Deschiderea și închiderea unei discontinuități	146
4.3.2. Forfecarea discontinuităților	146
4.3.3. Dilatanța	147
4.4. Rezultate privind introducerea unei legi de comportament în programul de calcul numeric THYME++	148
4.4.1. Descrierea programului de calcul THYME++	148

4.4.2. Metodologia implementării unei legi de comportament	149
4.4.2.1. Etape de calcul	149
4.4.2.2. Definirea problemei	151
4.4.2.3. Algoritm de rezolvare	151
5- Comportamentul lucrărilor subterane executate în masive de sare	153
5.1. Stabilitatea structurilor subterane realizate în masive de sare	153
5.1.1. Necesitatea cunoașterii caracteristicilor geomecanice	153
5.1.2. Problema stabilității structurilor subterane în context reologic	154
5.2. Cercetări in situ în vederea evaluării stării de tensiune din pilierii de la salina Praid	156
5.2.1. Introducere	156
5.2.2. Analiza stării naturale de tensiune a masivului de sare de la Praid	158
5.2.2.1. Evaluarea pe cale analitică a stării naturale de tensiune	158
5.2.2.2. Adâncimea critică	160
5.2.2.3. Rezultate obținute	161
5.2.3. Metoda propusă de măsurare a stării secundare de tensiune din pilieri și rezultate obținute	162
5.3. Posibilitatea dimensionării pilierilor prin utilizarea principiului interacțiunii în cazul metodei de exploatare a sării geme pe cale solidă	168
5.4. Starea secundară de tensiune în jurul găurilor forate în strate de sare	173
5.4.1. Metoda propusă	173
5.4.2. Rezultate și discuții	175
5.5. Model matematic folosind conceptul de entropie în studiul stabilității pilierilor	177
5.6. Monitorizarea structurilor subterane executate în masive de sare	180
6- Procedură de monitorizare a stabilității lucrărilor miniere	183
6.1. Scopul procedurii	183
6.2. Domeniul de aplicare	183
6.3. Definiții	183
6.4. Modul de lucru	184
6.5. Cerințe și responsabilități	185
PARTEA II	
7- Direcții de dezvoltare viitoare a carierei academice și de cercetare științifică	188
7.1. Principii, direcții și obiective	188
7.2. Perspective de dezvoltare	189
7.2.1. Îmbunătățirea activității didactice și academice	190
7.2.2. Proiecte pe termen scurt și mediu	191
PARTEA III- Bibliografie	193
III.1. Lucrări proprii relevante	193
III.2. Referințe bibliografice generale	196

***„Education is not the learning of facts,
but the training of the mind to think”
(Albert Einstein)***

Mulțumiri

Am ajuns la finalizarea unei alte etape importante din cariera mea academică, profesională și științifică, este un drum parcurs care a însemnat un șir lung de provocări academice și personale, în care am încercat și sper că am și reușit, să-mi asum și să realizez pe de o parte imperativele didactice și științifice necesare care au fost și sunt în responsabilitatea mea, ca și cadru didactic și cercetător, iar pe de altă parte să-mi cresc în permanență standardele de excelență academică și profesională.

Doresc să exprim recunoștința mea deplină celor care au contribuit la formarea și educarea mea ca om, cercetător și cadru didactic, profesori care mi-au oferit posibilitatea și m-au ajutat să înțeleg și să iubesc tainele acestei profesii și mai ales, care m-au îndrumat în cercetarea unui domeniu dificil, dar minunat, a unui domeniu în care ne confruntăm de cele mai multe ori cu nesiguranța și incertitudinea, cu necunoașterea și misterul subteranului.

Mulțumirile mele se îndreaptă în mod special spre cei dragi din familie, care pe tot parcursul anilor mi-au oferit sprijinul moral, motivația și echilibrul de care am avut nevoie pentru a porni pe acest drum, a continua și a finaliza și această lucrare.

Doresc să exprim cele mai sincere mulțumiri tuturor prietenilor și colegilor de la Universitatea din Petroșani, care în mod direct sau indirect și mai ales, prin încrederea care mi-au acordat-o, m-au ajutat la definitivarea acestei lucrări.

Petroșani, Februarie 2016

REZUMAT

Teza de abilitare are în vedere atât parcursul carierei mele academice, cât și preocupările și contribuțiile științifice, prin lucrări de referință în domeniul Mecanicii Rocilor și a Construcțiilor miniere subterane. Teza de doctorat susținută în 1999 la Facultatea de Mine a Universității din Petroșani, sub coordonarea Prof.univ.dr.ing. Cornel Hirian, prin tema aleasă „*Cercetări referitoare la caracterizarea comportamentului reologic al rocilor din bazinul Valea Jiului și implicațiile acestuia în asigurarea stabilității lucrărilor miniere orizontale principale*”, a reprezentat un domeniu de cercetare foarte vast și destul de puțin dezvoltat până acum în țară și străinătate. Tocmai prin dificultatea, pretențiile, dar și prin importanța tehnico - economică pe care a prezentat-o la momentul respectiv și care o prezintă chiar și la ora actuală, problematica abordată în teză o consider ca fiind de excepție, fiind prima teză din domeniul reologiei rocilor realizată în România. A fost prima abordare teoretică și analitică a problematicii comportamentului reologic a rocilor cu implicații asupra stabilității lucrărilor subterane.

O parte din activitățile de cercetare inițiate prin teza de doctorat au fost preluate, dezvoltate și continuate până la finalizarea acestei teze de abilitare, în sensul că cercetările și studiile efectuate s-au îndreptat spre problema evaluării și analizei factorilor care influențează stabilitatea – fiabilitatea lucrărilor miniere situate în diferite condiții.

Având deschiderea teoretică, dată de teza de doctorat, parcursul de carieră s-a constituit din două mari direcții:

1. prima direcție a constat în măsurătorile și observațiile de laborator și in situ, în baza cărora am inițiat și propus metodologii de prelucrare și interpretare a rezultatelor obținute practic din încercări (elucidarea stării naturale de tensiune; caracterizarea comportamentului la deformare a unui masiv de rocă; starea secundară de tensiune - deformare a rocilor din jurul lucrărilor miniere orizontale; caracterizarea condițiilor geominiere de stabilitate; studierea regimului de manifestare a presiunii și calculul acesteia în contextul mecanismului de interacțiune masiv de rocă - sistem de susținere – timp);
2. un studiu teoretico – analitic al problemei stabilității lucrărilor subterane, prin care: am analizat o serie de ipoteze și am pus bazele unor modele matematice de analiză a comportamentului rocilor și a stabilității lucrărilor; modelele geomecanice în contextul interacțiunii masiv de rocă – sistem de susținere; am stabilit legi de variație în timp a parametrilor care influențează stabilitatea lucrărilor subterane.

Cercetările și studiile efectuate s-au îndreptat pe de o parte spre problema stabilității – fiabilității lucrărilor miniere situate în condiții dificile din punct de vedere geomecanic, iar pe de altă parte cercetările au cuprins și domeniul exploatării sării geme, în sensul analizei comportamentului micro și microscopic al acestui material bazat, pe o cercetare geomecanică de detaliu de laborator și in situ, dar și prin prisma analizei stabilității lucrărilor subterane executate în masive de sare pe perioada exploatării, cât și în ideea că golurile subterane create vor avea o altă destinație după exploatarea zăcămintelor de sare (cavități de stocare a produselor petroliere în special, dar și a altor tipuri de substanțe, o eventuală stocare de deșeuri radioactive etc.).

Pentru rezolvarea problemelor complexe cu care se confruntă subteranul în general și lucrările miniere în particular, unghiul de abordare a fost teoretico – analitico – experimental, astfel că acest studiu s-a constituit într-un demers interdisciplinar și multidisciplinar.

Teza de abilitare realizată după 16 ani de la susținerea tezei de doctorat, prezintă într-un mod structurat și documentat principalele realizări profesionale și contribuțiile științifice din această perioadă, fiind structurată în trei părți.

Prima parte a tezei de abilitare prezintă informații referitoare la activitatea de cercetare științifică; principalele realizări științifice post-doctorale care au stat la baza dezvoltării carierei mele profesionale și științifice, continuarea de fapt a preocupărilor de cercetare care au existat chiar din perioada studenției, când această activitate am desfășurat-o în cadrul colectivelor de cercetare științifică mixte cadre didactice – studenți (**Capitolul 1**). Tematica abordată în cadrul activității de cercetare a fost variată. Atenția a fost acordată prezentării rezultatelor obținute, a unor ipoteze, modele matematice și metodologii proprii stabilite și dezvoltate pentru diferite situații concrete pe care le-am studiat, bazate pe viziunea proprie a fenomenelor și proceselor care au loc în masivele de rocă.

A doua parte a tezei cuprinde o serie de direcții de dezvoltare a carierei viitoare academice și științifice, care se vor completa reciproc, vizând obiective specifice.

În **partea a treia** a tezei sunt prezentate referințele bibliografice personale și generale asociate primelor două părți.

Capitolul 2 cuprinde analiza stabilității lucrărilor miniere orizontale, analiză care a fost realizată în contextul urmăririi și caracterizării stabilității lucrărilor, plecând de la caracteristicile geomecanice a rocilor în care acestea au fost executate, pentru situațiile cele mai caracteristice ale bazinului Valea Jiului, având drept criteriu starea acestor lucrări ca și efect al nerespectării mecanismului interacțiunii masiv de rocă - sistem de susținere - timp. Analiza situației stabilității lucrărilor miniere orizontale principale a fost realizată în contextul unor parametri considerați prin condițiile naturale și a parametrilor determinați de condițiile de exploatare a acestor lucrări miniere, și anume: adâncimea de amplasare, natura rocilor în care sunt cantonate, forma și mărimea profilelor, tehnologia de execuție - săpare și susținere prin prisma cunoașterii intensității presiunii, caracterul deformării și mișcării rocilor pe contur, interdependența dintre gradul de deformare a rocilor, intensitatea de deformare și modul de realizare a stabilității prin intermediul susținerii.

Au fost stabilite legi de variație și corelații între parametri care influențează stabilitatea lucrărilor subterane, adâncimea critică de la care se poate delimita pe verticală comportamentul de deformare al rocilor, adică limită de separare a zonei comportamentului elastic de zona comportamentului plastic, respectiv dependența a convergenței de timp a rocilor și adâncimea de amplasare a lucrării. Este prezentat un mod simplist de analiză a masivelor de rocă sedimentare, în vederea stabilirii unui model geomecanic masiv de rocă – lucrare minieră (și care ar putea fi extins și la alte tipuri de lucrări subterane realizate în astfel de masive), aplicabil în contextul interacțiunii masiv de rocă – sistem de susținere, model care am considerat ca fiind necesar și care vine în sprijinul specialiștilor din domeniu.

Pe baza măsurătorilor modului de deformare a susținerilor în galeriile situate la diferite orizonturi și a prelucrării statistice matematice am obținut dependența capacității portante specifice minime necesare a susținerii arcuite metalice în funcție de valorile coeficientului de stabilitate, dependența presiunii asupra susținerii de coeficientul de stabilitate; a dependenței presiunii asupra susținerii în funcție de timp și dependența deplasărilor rocilor în funcție de timp, pentru coeficienții de stabilitate calculați. Prim intermediul criteriului de stabilitate „n” am stabilit legitățile principale ale manifestării regimului de presiune și am determinat valoric sarcinile asupra susținerilor culisante și deplasările acestora, în baza cărora s-a realizat o clasificare a condițiilor de lucru a susținerilor clasificare ce sistematizează aceste condiții în funcție de caracterul manifestării presiunii, de caracteristicile sistemului susținere – umplutură – masiv de rocă, relevându-se legăturile obiective dintre manifestarea presiunii și condițiile de lucru ale acesteia, prin intermediul criteriilor de stabilitate a masivului și parametrii susținerii. Pe baza cercetărilor complexe de laborator și in situ, combinate cu studiile analitice, am obținut informații obiective referitoare la legile prin intermediul cărora se poate caracteriza masivul de rocă din punct de vedere geomecanic, legități care stau la baza descrierii cantitative și calitative a modului de comportare la deformare a acestuia, care contribuie la înțelegerea modului de manifestare a regimului de presiune și permit elaborarea unor noi metode și stabilirea mijloacelor corespunzătoare în vederea asigurării stabilității lucrărilor miniere. Din analiza rezultatelor obținute cu referire la caracterizarea geomecanică a masivului de rocă aferent culcușului stratului 3 de la E.M. Petrila, a analizei stabilității lucrărilor miniere (direcționalele din culcușul stratului 3, orizont +50, 0, -50, -100, -150), a stării naturale de tensiune a masivului, a stării secundare de tensiune și pe baza criteriilor de stabilitate, am stabilit grafo-analitic modelul complex de interacțiune de tip elasto – vâsco – plastic, cu definirea liniei de imediată siguranță în raport cu modul de dezvoltare a zonei deformațiilor neelastice în funcție de mărimea lucrării, plasticitatea și caracteristicile reologice ale rocilor, tipul susținerii și de adâncimea de amplasare a lucrării în raport cu suprafața (definind și cele 3 zone care se formează în jurul lucrărilor, cu determinarea deplasării suferită de rocă până la montarea susținerii. În baza acestor date și informații care au fost obținute, s-a stabilit mecanismul de interacțiune în cazul galeriei direcționale din culcușul stratului 3 E.M. Petrila, orizont -150.

Capitolul 3 are la bază un studiu strict bibliografic pe care l-am realizat pe perioada unui an de zile în Franța, incluzând o inventariere a exploatărilor de sare și contextelor geologice și hidrogeologice asociate acestora; evidențierea mai multor tipuri de configurații de exploatare pot fi asociate tipurilor de riscuri specifice. În acest sens, s-a încercat stabilirea efectelor pentru a putea identifica mecanismele și fenomenele asociate cavităților saline. În acest capitol, atenția a fost

îndreptată în principal pe studiul comportamentului neelasic – reologic al sării, mai precis pe o sinteză a legilor de comportament existente în literatură, scopul fiind ca în baza informațiilor din literatură să realizez un program numeric de calcul care să simuleze comportamentul termo – hidro – mecanic al sării în contextul analizei stabilității pe termen lung a cavităților subterane, inclusiv a celor umplute cu saramură. Ca ingineri și cercetători în domeniul mecanicii rocilor și structurilor subterane, interesează în mod deosebit modul de comportare neelasic, reologic al rocilor. În acest sens, împreună cu o serie de cercetători francezi am pus bazele unui program de calcul, THYME++, conceput pentru a putea introduce o lege de comportament a sării geme, care să țină seama de influența vâscoplasticității și a fisurării – fracturării masivelor de sare; aspectul numeric al acestei probleme a impus introducerea unei asemenea legi într-un program de calcul, pentru ca în continuare, în baza informațiilor obținute prin analiză numerică, să se poată trece la modelarea lucrărilor subterane executate în masivele de sare și analiza stabilității acestora, fie în cazul extragerii sării geme pe cale solidă, fie prin saramură.

În **capitolul 4** este prezentat programul de calcul numeric THYME++ dezvoltat pentru a putea studia comportamentul complex al rocilor și în special al sării, în funcție de condițiile reale întâlnite în practică și o parte din rezultatele obținute prin introducerea în program a legii lui Lemaître.

Capitolul 5 include cercetările în domeniul stabilității lucrărilor executate în masivul de sare de la Praid, metode proprii de analiză și interpretare a stării de tensiune. În urma încercărilor triaxiale de tip cubic și a experimentărilor de laborator am propus o altă manieră de caracterizare a stării naturale de tensiune și anume, prin stabilirea drumului tensiunilor, adică în ce condiții, când și la ce adâncime diapirul de sare de la Praid trece de la un comportament elastic la unul neelasic sau de la un comportament stabil la unul instabil. Măsurătorile in situ au fost corelate cu rezultatele obținute în laborator pe baza încercărilor realizate pe modele camere – pilieri, dar și pe baza încercărilor reologice la fluaj pe sarea de la Praid și interpretarea curbelor reologice, concluzionând că pilierii analizați și existenți la Salina Praid se află în domeniul de stabilitate din punct de vedere al comportamentului de fluaj, domeniu ce poate fi estimat pentru sarea de la Praid în limitele $(0,3 - 0,45) \sigma_{rc}$. Pentru evaluarea pe cale analitică a stabilității sistemului de exploatare a sării geme pe cale uscată odată cu creșterea adâncimii, s-a propus o metodologie bazată pe principiul interacțiunii pilier – cameră – masiv de sare, procedeu bazat pe principiul interacțiunii, prin care se poate stabili starea secundară de tensiune – deformare din pilier cu luarea în considerare a comportamentului reologic al sării, modificarea formei pilierilor și a tehnologiei de extragere. Acest algoritmul prezentat poate fi extins în domeniul exploatării, acolo unde se folosește metoda de exploatare cu camere și pilieri. Pornind de la informațiile teoretice și datele practice care confirmă că distribuția stării secundare de tensiune în secțiunea transversală a pilierilor este în strânsă corelație cu capacitatea portantă a acestora, dar având în vedere faptul că în același timp, controlul stabilității pilierilor implică identificarea stării lor limită, adică găsirea unui model cu un număr cât mai mic de parametri implicați și utilizarea lui ca model standard, am considerat că soluționarea unei asemenea probleme poate fi abordată prin intermediul entropiei, ca măsură atât a nedeterminării, dar și a incertitudinii. Astfel am realizat un model matematic care este bazat pe conceptul de entropie, model prin care se poate analiza stabilitatea pilierilor de orice formă.

Capitolul 6 cuprinde sinteza metodologiei de realizare a unei proceduri de urmărire și monitorizare a stabilității lucrărilor miniere, adică procedurile generale și specifice necesare a fi respectate în vederea asigurării stabilității lucrărilor subterane utilizate în scopul depozitării deșeurilor radioactive.

ABSTRACT

The Habilitation Thesis is targeted on both my academic career development and the scientific concerns and contributions, by reference works in the field of Rock Mechanics and Underground Mining Construction. My PhD thesis defended in 1999 at the Faculty of Mining Engineering, within the University of Petrosani, supervised by the distinguished Professor Ph.D.Eng. Cornel Hirian, through the chosen theme "Research on the characterization of the rheological behavior of rocks in the basin Jiu Valley and its implications in ensuring the stability of main horizontal mine workings ", was a very vast field of research and, also, a very little developed so far on national level and abroad .

Just by difficulty, claims, and its technical - economic importance which the Ph.D. Thesis presented it at that time and that shows even today, the topic approached in the thesis, I consider it to be of an exceptional importance, being the first systematic study performed in Romania on the rheology of rocks. It represented the first theoretical and analytical approach to the issue of rheological behavior of rocks with implications on the stability of underground workings.

Part of the research activities initiated by the Ph.D. Thesis were taken over, developed and continued until the completion of this Habilitation Thesis, in that research and studies have been directed to the problem of assessment and analysis of factors influencing mine workings stability - reliability located in different conditions.

Based on the theoretical opening given by the doctoral thesis, my career path development consists of two directions:

3. A first direction consisted of laboratory measurements and in situ observations, based on which we initiated and proposed methodologies for processing and interpretation of practical test results (elucidating the natural state of tension; characterizing the behavior of the massive rock deformation; characterizing the secondary state stress - deformation of rocks around mining horizontal; geo-mining stability conditions characterization; the study of pressure manifestation regime and its calculation in the context of interaction mechanism solid rock - support system - time)
4. A theoretical - analytical study of the underground workings stability problem, through which: I analyzed a number of assumptions and established mathematical models for analysis of rock behavior and work stability; were developed geomechanical models in the context of solid rock - support system interaction; I established laws of variation in time of the parameters that influence the stability of underground workings.

Research and studies have turned on the one hand to the problem of stability - reliability of mining works in difficult conditions in geomechanic terms, on the other hand research had also subject to exploitation of rock salt, meaning micro and macroscopic behavior analysis of this material based on detailed laboratory geomechanical research and in situ, but also by analyzing the stability of underground workings executed in massive salt during operations, and the idea that underground voids created will have another destination after the exploitation of salt deposits (cavities to store oil products in particular, but also other types of substances, eventually storage of radioactive waste, etc.).

To solve the complex problems faced by underground workings in general and mining in particular, the angle of approach was theoretical - analytical - experimental, so this study represented an interdisciplinary and multidisciplinary approach.

The Habilitation Thesis achieved after 16 years from the doctoral thesis, presents in a structured and documented manner my main professional achievements and scientific contributions of this period and is structured in three parts.

The first part of the Habilitation Thesis provides information on scientific research; main scientific post-doctoral achievements which have led to the development of my professional and scientific career, actually a continuation of my research work that existed even during in student days, when this work was undertaken in venture-type research teams formed both by teachers and students (**Chapter 1**).

The topics addressed in the research was varied. Attention was paid to the presentation of project results, assumptions, and own mathematical models established and methodologies developed for different concrete situations I studied, based on my vision of phenomena and processes occurring in rock massifs.

The second part of the thesis contains a number of future directions for the development of academic and scientific career that will complement each other, targeting specific objectives.

In **the third part** of the thesis are included personal and general references associated with the first two parts.

Chapter 2 includes the stability analysis of horizontal mine workings, analysis which was performed in the context of monitoring and characterization of the works stability, based on geomechanical characteristics of the rocks in which they were executed for situations most characteristic for the Jiu Valley coal basin, considering the condition of such works as the effect of the non-compliance of interaction mechanism of rock - support system - time. Analysis of main horizontal mine working's stability was achieved in the context of the parameters considered under natural conditions and parameters determined from the operating conditions of these workings, namely: depth location, nature of the terrain in which they are stationed, shape and size profiles, the technology of execution - cutting and support through the knowledge of pressure intensity, the character of deformation and rocks movement on contour, the interdependence between the degree of rocks deformation, the intensity of deformation and how to achieve stability by means of support.

There were established laws of variation and correlation between the parameters that influence the stability of underground works, critical depth from which one can define the vertical behavior of the rock deformation, that is, limits the separation zone the elastic behavior of the plastic behavior, that depending on the time convergence of rocks and the location depth of the work. It is presented a simplistic analysis of sedimentary rock massifs, to establish a geomechanical model solid rock - mining work (which could be extended to other types of underground works carried out in such massif), applicable in the context of interaction solid rock - support system model, model which we considered necessary and supportive for specialists. Based on measurements of deformation mode of support in galleries located at various horizons and mathematical statistical processing we obtained the dependence between the bearing capacity needed to support specific minimum metal arched depending on stability coefficient values; pressure dependence on supporting as a function of the stability coefficient; dependence on supporting pressure versus time and the dependence of rock movements versus time for calculated stability coefficients.

Through the stability criterion "n" I have established main regularities of pressure regime manifestation and determined the value charges over sliding support and their movements, based on which was developed a classification of working conditions of supports, classification which systematize these conditions according to character of pressure, event system characteristics support - padding - solid rock, revealing the objective connections to the pressure and its working conditions through stability criteria and parameters of the massive and the supporting system. Based on complex laboratory and *in situ* research, combined with analytical studies, we obtained objective information on the laws by which we can characterize the massive rock in geomechanic terms, legitimate underlying description of the quantity and quality of the behavior its deformation, which contributes to understanding of the pressure manifestation regime and allow the development of new methods and the establishment of appropriate means to ensure stability of mine workings.

The analysis results with reference to the massive rock geomechanical characterization for the bottom of coal seam 3 in Petrila, mining stability analysis (seam 3 directional galleries in the floor, horizon 50, 0, -50, -100, -150) natural state of tension of the massif, a state secondary voltage and on the basis of stability, allowed to be established graphic-analytical complex model of interaction elasto - viscous - plastic type, with definition of shape the immediate safety line in relation to how development area of elastic deformations depending on the size of the object, the plasticity and the rheological characteristics of the rock, the type of support and the depth of placement of the work in relation to the surface (also defining the three areas which are formed around the work, the determination of the movement experienced by the rock until the installation of the support system. Based on these data and information that were obtained it was established the interaction mechanism for directional gallery in the floor of seam 3 Petrila Mine, horizon -150.

Chapter 3 is based on a strict bibliographic study that I conducted during a year in France, including an inventory of salt mining and geological and hydrogeological contexts associated with them; highlighting several types of mining configurations are related to the specific types of risks. In this sense, it was tried to establish the effects in order to identify mechanisms and related

phenomena in saline cavities. In this chapter, attention was focused mainly on the study of inelastic - rheological behavior of salt, specifically a synthesis of existing literature on behavioral laws, the aim being that based on information from the literature to realize numerical calculation program to simulate the thermo - hydro - mechanical behavior of salt in the context of the long-term stability of underground cavities, including those filled with brine. As engineers and researchers in the field of rock mechanics and underground structures, we are particularly interested in the inelastic, rheological behavior of rocks.

In this regard, together with a number of French researchers I have established a computer program, THYME ++, designed to introduce a law of rock salt behavior, which takes into account the influence of visco - plasticity and fissuring-cracking degree of the salt massive; in numerically analysis, this problem imposed the introduction of such a law in a computer program, that further, based on information obtained by numerical analysis to be able to pass on the modeling of underground works executed in the salt massive and analysis of their stability, both if the extraction of rock salt is carried in solid state, or by brine.

In **Chapter 4** it is presented the numerical computation program THYME ++ ,developed to study the complex behavior of salt rocks and in particular, depending on the actual conditions encountered in practice and some of the results achieved by introducing Lemaître's law in the developed program.

Chapter 5 includes researches on the stability of the works performed in the salt massif from Praid mine, own methods of analysis and interpretation of the stress state. Following tri-axial tests of cubic type and laboratory experiments I have proposed another way to characterize the natural state of tension, namely by establishing the stresses route, ie under what conditions, when and at what depth the diapir salt from Praid moves from an elastic behavior to an inelastic one, or from a stable to unstable behavior. *In situ* measurements were correlated with results obtained in laboratory-based tests performed on rooms – pillars models, and based on the creep rheological tests on Praid salt and interpretation of rheological curves, concluding that the analyzed and existing pillars at the Praid salt are situated in the stability domain in terms of the creep behavior, area which can be estimated for Praid salt mine in the limits $(0.3 \text{ to } 0.45) \sigma_{rc}$. To analytically assess the stability of the exploitation system of rock salt dryly along with depth increases, it was proposed a methodology based on the principle of interaction pillar - room - salt massif; the process is based on the principle of interaction, which can establish secondary status tension - deformation of the pillar, taking into account the rheological behavior of the salt, changing the shape of pillars and extraction technology. The algorithm can be extended in the mining operations field, wherever it is employed room – and – pillars mining method. Based on theoretical information and practical data confirming that the distribution of state secondary stress state in the section of the pillars is closely correlated with bearing capacity thereof, but given the fact that while the control of pillars stability involves identifying their limit state, i.e. finding a model with as few parameters involved and use as a standard model, we considered that the resolution of such issues can be addressed through entropy as a measure of both the indeterminacy but also of uncertainty. Thus, I developed a mathematical model which is based on the concept of entropy, model that can analyze the stability of the pillars of any shape.

Chapter 6 provides a synthesis on the methodology developed for tracking and monitoring procedures of mining stability, i.e. general and specific procedures required to be followed to ensure the stability of underground workings used for the storage of radioactive waste.

PARTEA I

REALIZĂRI ȘTIINȚIFICE ȘI PROFESIONALE

1

SINTEZA REZULTATELOR ȘTIINȚIFICE ȘI PROFESIONALE POST-DOCTORALE

1.1. Introducere și domenii de cercetare

Din septembrie 1990, activitatea profesională, didactică și de cercetare științifică am desfășurat-o în cadrul Catedrei de Topografie Minieră și Construcții Subterane, actualmente Departamentul de Inginerie Minieră, Topografie și Construcții, din cadrul Facultății de Mine, Universitatea din Petroșani, în prezent fiind Conferențiar Doctor Inginer. Preocupările de cercetare au existat chiar din perioada studenției, când activitatea de cercetare științifică am desfășurat-o în cadrul colectivelor de cercetare științifică mixte cadre didactice – studenți și a continuat în tot acest interval menționat anterior, perioadă în care am dobândit un nivel consistent de experiență. Tematica abordată în cadrul activității de cercetare este variată. Activitatea de cercetare științifică s-a axat în special pe probleme de Geomecanică, Mecanica rocilor și reologie, stabilirea caracteristicilor agregatelor utilizate în prepararea betoanelor, stabilitatea și fiabilitatea construcțiilor miniere subterane.

Teza de abilitare prezintă sinteza activității de cercetare desfășurată în ultimii 16 ani și include studiile realizate și rezultatele obținute în perioada post-doctorală¹.

1.2. Obiective

Lucrările miniere sunt construcții subterane a căror durată de serviciu este pe o perioadă lungă de timp, necesitând astfel soluții tehnico - economice optime de asigurare a stabilității pe întreaga lor existență, dar și după epuizarea acesteia. Condițiile geomecanice, tehnico - miniere de amplasare a acestor lucrări, observațiile și măsurătorile in situ, cât și rezultatele analizei stabilității lor au evidențiat că aceste lucrări sunt amplasate de cele mai multe ori în condiții geominiere grele și foarte grele, necesitând ca asigurarea fiabilității lor să fie realizată printr-o stabilitate impusă.

Prin conținutul ei, teza abordează un domeniu științific interdisciplinar și multidisciplinar, unitar, deosebit de complex, având la bază concepte, principii și modele teoretice avansate, din perspectiva experienței practice și a rezultatelor studiilor și cercetărilor proprii derulate pe parcursul ultimilor ani. Având în vedere natura fenomenelor abordate, precum și evoluția cercetării științifice în domeniu, pentru conceptualizarea sistemului masiv de rocă - sistem de susținere și pentru fundamentarea teoretică a modelelor matematice utilizate pentru determinarea stabilității lucrărilor miniere au fost necesare cunoștințe din mai multe domenii, justificându-se astfel caracterul interdisciplinar și multidisciplinar.

În cuprinsul acestei teze, se regăsesc opiniile și metodele proprii de abordare și rezolvare a diferitelor problematice, fiind evidențiate elementele definitorii pentru concepția personală privind domeniul mecanicii rocilor cu aplicații în construcțiile subterane. Conceptele, metodele și instrumentele prezentate, permit derularea unor studii vizând caracterizarea geomecanică a rocilor și determinarea stabilității lucrărilor miniere, studii de o importanță primordială în ceea ce privește

¹ În urma susținerii publice, în anul 1999, a tezei de doctorat intitulată „Cercetări referitoare la caracterizarea comportamentului reologic al rocilor din bazinul Valea Jiului și implicațiile acestuia în asigurarea stabilității lucrărilor miniere orizontale principale” am obținut titlul de Doctor-inginer în domeniul „Mine, Petrol și Gaze” (Hotărârea de obținere a titlului de Doctor-inginer în Științe Tehnice: Ordinul MEN nr. 3337/08.03.2000).

stabilirea celei mai judicioase soluții de susținere a lucrărilor subterane, în contextul interacțiunii masiv de rocă - sistem de susținere.

Cercetările personale au fost îndreptate și pe analiza modului de comportare al sării geme la nivel microscopic și macroscopic, în ideea că golurile subterane create vor avea o altă destinație după exploatarea zăcămintelor de sare; posibilitatea realizării unui program numeric de calcul care să ofere rezultate referitoare atât la comportamentul rocilor considerate ca medii continue, dar și pentru rocile discontinue.

Metodele, metodologiile și tehnicile propuse oferă soluții concrete privind problemele pe care inginerul miner trebuie să le ia în considerare în gestionarea unei situații specifice întâlnită în subteran și eliminarea oricărui factor care ar determina o instabilitate a lucrărilor subterane atât în perioada de funcționare a acestora, cât și după epuizarea ei.

1.3. Sumar al contribuțiilor științifice

Având în vedere specificul profesiei, dar și faptul că după terminarea studiilor am ocupat diferite posturi didactice în cadrul unei instituții de învățământ superior, activitatea mea științifică a continuat, fiind preocupată în special de rezolvarea diferitelor probleme legate de domeniul geomecanic și al construcțiilor subterane. Prin urmare, activitatea științifică desfășurată în cei 16 ani de activitate post-doctorală de cercetare am elaborat, susținut și publicat, majoritatea în calitate de autor unic sau prim autor și într-un număr mai mic ca și coautor în diferite colective, un număr de **75** de articole și lucrări științifice, dintre care:

- **2** articole publicate în **reviste cotate ISI** (Archives of Mining Sciences; Journal of Mining Science; suma totală a factorilor de impact este de 0,847);
- **13** lucrări științifice publicate în volume ale **conferințelor indexate ISI** (ISI Conference Proceedings Citation Index, Thomson ISI Master Journal List, Web of Science®) (plus 3 lucrări științifice în curs de indexare);
- **35** articole în reviste și volumele unor manifestări științifice indexate în alte **baze de date internaționale** (SCOPUS; EBSCOHOST; Index Copernicus, DOAJ – Directory of Open Access Journals, SCIRUS - Elsevier, ProQuest database, Chinese Database of CEPS, CNKI, China; Chinese Scientific Journals Database, VIP Corporation, Chongqing, China; ProQuest; CiteFactor (USA), Ulrich's International Periodicals Directory, USA; Ebsco; HeinOnline; Google Scholar; Summon Serials Solutions; Pubicon Science Index; SJournal Index; Scientific Indexing Services. Google scholar; AcademicKeys; CiteFactor (USA); getCITED; Scientific Indexing Services; INNO SPACE; SJournals; MK PERIODICA);
- **25** articole în extenso în Reviste/Proceedings naționale/internaționale neindexate

În calitate de director/responsabil pentru 2 proiecte de cercetare câștigate prin competiție, am coordonat cercetările având ca temă:

- **Norma privind urmărirea comportării în timp a construcțiilor cu specific nuclear la nivelul ANDR.** (Direcția Generală – Programe speciale din cadrul Agenției Naționale de Deșeuri Radioactive): Faza I, Partener Universitatea din Petroșani: **Procedură de monitorizare a stabilității lucrărilor miniere.** Contract Nr. 91/28.08.2014, încheiat cu Agenția Nucleară și pentru Deșeuri Radioactive Turnu Măgurele. **Responsabil proiect**
- **Axe de recherche 1: Comportement des terrains et impact en surface de l'évolution de l'état de stabilité des cavités et vides artificiels.** Responsabil axe 1: Alain Thoraval (INERIS). Temă: **Comportement des ouvrages dans le sel.** Coordonator proiect: Francoise Homand, LAEGO, INPL, Franța. **Faza I: Le comportement du sel – Etude bibliographique.** Contract de cercetare LAEGO-INPL-INERIS. Beneficiar GISOS, LG.MT.SOS.PSI.RPRE.03.0384.A.doc, Iulie 2003, Franța. **Responsabil proiect**, stagiul cercetare. **Faza II: Modélisation du comportement du sel. Implantation d'une loi de comportement dans un code de calcul du LAEGO.** Contract de cercetare LAEGO-INPL-INERIS. Beneficiar GISOS, Franța, Iulie 2004, LG.MT.SOS.PSI.RPRE.04.0497.A.doc. **Responsabil proiect**, stagiul cercetare.

Membru în echipa proiectului de cercetare internațional cu titlul **Setul complet de încercări a agregatelor utilizate pentru realizarea betonului conform cu standardele românești** (STAS 4606-80 Clasificarea numerică N.12 Issue date: 1980.07.01) / **Complete set of tests on**

aggregate suitability for making concrete according to romanian standards (STAS 4606-80 Numerical classification N.12 Issue date: 1980.07.01). Este un contract la nivel internațional obținut prin competiție, în anul 2002; încheiat cu Roșia Montană Gold Corporation, Beneficiar: SNC - LAVALIN ENGINEERS & CONSTRUCTORS INC. ONTARIO, Canada, Aprilie – Noiembrie 2002. Contractul a avut ca tematică încercările (testele) de laborator prezentate în Tema-Program, care a făcut parte integrantă din contract. **Faza I:** Determinarea rezistenței la compresiune pe carote de rocă (SAMPLES: 30); **Faza a II-a:** Determinări ale rezistenței la forfecare triaxială pe carote de rocă moale (SAMPLES : 10); **Faza a III-a:** Setul complet de încercări a agregatelor utilizate pentru realizarea betonului conform cu standardele românești (STAS 4606-80 Clasificarea numerică N.12 Issue date 1980.07.01.)

Participarea ca *membri în colectivele de cercetare* ale unor granturi câștigate prin competiție (13), contracte de cercetare științifică (48) pentru diverși beneficiari din țară a constituit și constituie și în prezent o constantă a activității mele de cercetare științifică. Domeniile și temele de cercetare au avut în vedere rezolvarea unor probleme referitoare la:

- *Elaborarea bazei teoretice de calcul privind proiectarea susținerii lucrărilor miniere (deschidere, pregătire, abataj) pentru zăcămintele de lignit în exploatare, cu subtema: Elaborarea unui program de calcul teoretic pentru dimensionarea susținerii lucrărilor miniere orizontale de deschidere și pregătire pentru zăcămintele de lignit.*
- *Determinarea caracteristicilor fizice, mecanice și elastice ale rocilor și s.m.u. în vederea stabilirii parametrilor de împușcare în galerii și abataje la minele de cărbuni și minereuri din România.*
- *Posibilități de evaluare a regimului de manifestare a presiunii în minele de lignit.*
- *Metode și aparatură de măsurare a presiunilor. Realizarea unor aparate pentru măsurarea presiunilor. Realizarea unor stații de măsurare a presiunilor în Valea Jiului.*
- *Cercetări privind stabilitatea lucrărilor miniere orizontale de deschidere de la E.M. Petrila prin prisma cunoașterii regimului de presiune și soluții de menținere a stabilității acestora.*
- *Cercetări în vederea stabilirii comportamentului reologic al sării geme de la Salina Praid.*
- *Evaluarea parametrilor reologici prin măsurători in situ în pilieri.*
- *Determinarea vitezei de detonație în funcție de parametrii de perforare – împușcare în carierele Turcoaia – Iglicioara.*
- *Determinarea caracteristicilor geomecanice ale rocilor în vederea stabilirii consumului specific optim de exploziv pentru cariera de calcar Măgura Feredeului și cariera de gips Sâncrai – Călanu Mic.*
- *Dimensionarea elementelor de rezistență (pilieri – planșee) aferente metodei de exploatare cu camere mici și pilieri dreptunghiulari, pentru orizonturile inferioare orizontului +230 m – Sector Nou – Salina Praid.*
- *Proiectarea Preparatiei Certej pe baza parametrilor geomecanici ai rocilor din 9 foraje din perimetrul Certej, jud. Hunedoara.*
- *Subsidența terenurilor afectate de exploatarea miniere subterane. Cazul bazinului minier Petroșani.*
- *Asigurarea competitivității și corelarea cu reglementările UE în domeniul prevenirii și combaterii riscurilor formării atmosferelor potențial explozive la minele de cărbune din Valea Jiului.*
- *Eficacitatea economică a exploatarea zăcămintelor de lignit cu putere calorifică interioară în corelație cu tendințele pe plan mondial.*
- *Cercetări geomecanice în vederea soluționării eficientizării tehnico - economice a stabilității - fiabilității lucrărilor miniere orizontale principale în contextul restructurării minelor din bazinul Valea Jiului.*
- *Fundamentarea teoretică a problematicii evaluării stării de tensiune - deformare și implicațiile acestora asupra stabilității în timp a sistemului cameră - pilier prin modificarea formei odată cu creșterea adâncimii de exploatare a zăcămintelor de sare.*
- *Cercetări teoretico - experimentale referitoare la stabilirea unei metodologii de evaluare a caracteristicilor geomecanice ale rocilor consolidate prin injecție cu lapte de ciment.*
- *Cercetări privind mecanismul presiunii și a interacțiunii susținerii cu rocile înconjurătoare prin metode teoretice, măsurători "in situ" și prin modelare, pentru cazul lucrărilor miniere orizontale din Valea Jiului.*

În vederea valorificării și diseminării rezultatelor cercetărilor proprii, precum și pentru a participa la schimbul național și internațional de idei și informații în domeniile mele de competență, am participat la manifestări științifice organizate atât în țară, cât și în străinătate.

În perioada de după susținerea tezei de doctorat am elaborat și publicat, în calitate de autor unic, la edituri recunoscute CNCSIS/CNCS și edituri internaționale, un număr de 11 cărți, după cum urmează:

- 1 carte publicată în străinătate (Saarbrücken, Germany - Scholars' Press International Publishing House, Lambert Academic Publishing), ca unic autor;
- 4 cărți în edituri acreditate de CNCSIS/CNCS, ca unic autor;
- 2 manuale suport de curs, ca unic autor;
- 1 îndrumar pentru laborator, ca unic autor;
- 2 culegeri de probleme, ca unic autor;
- 1 ghid de proiectare a lucrărilor miniere subterane.

Majoritatea acestor cărți, manuale, îndrumare reprezintă rezultatul eforturilor de cercetare și documentare în domeniul mecanicii rocilor, mecanicii pământurilor și construcțiilor subterane, constituind și surse bibliografice pentru disciplinele care abordează domeniile menționate la Universitatea din Petroșani (programele de studii de licență „*Topografie minieră*”, „*Inginerie minieră*” și „*Construcții miniere*”, precum și programul de studii de masterat „*Ingineria proiectării construcțiilor miniere*” de la Facultatea de Mine).

1.4. Dezvoltare programe de studii și activitate didactică

1.4.1. Dezvoltare și coordonare de programe de studii

Sunt coordonator al programului de studii universitare de licență *Construcții miniere*, domeniul *Inginerie Civilă*, acreditat ARACIS și respectiv, responsabil al programului masterat *Ingineria proiectării construcțiilor miniere*, domeniul fundamental: *Științe Inginerești*, domeniul de studii universitare de licență: *Inginerie Civilă*, acreditat ARACIS.

1.4.2. Activitatea didactică

- activitate didactică aferentă normei de bază desfășurată la disciplinele: *Construcții subterane; Construcții miniere subterane; Fundații; Materiale de construcții; Beton, beton armat și precomprimat (specializările: Inginerie Minieră; Topografie minieră; Construcții miniere)*;
- activitate didactică desfășurată în cadrul specializării „*Ingineria rocilor în prevenirea și combaterea instabilității structurilor subterane și la zi - Studii aprofundate*” la disciplina: *Influența exploziilor asupra construcțiilor subterane și la zi*;
- activitate didactică desfășurată în cadrul specializării „*Ingineria proiectării construcțiilor miniere - Master*” la disciplinele: *Tehnici de investigare a masivelor de rocă, Proiectarea construcțiilor miniere, Metode numerice de calcul în construcții miniere și Tehnologii noi de execuție a construcțiilor miniere (Master TCM – Tehnologii Moderne în Construcții Miniere, actual IPCM), Managementul proiectelor în construcții*;
- activitate didactică desfășurată în cadrul specializării „*Ingineria și protecția mediului în industrie - Licență*” la disciplina: *Tehnici și tehnologii în construcții*;
- activitate didactică desfășurată în cadrul specializării „*Evaluarea și gestionarea riscurilor geotehnice - Master*” la disciplina: *Construcții geotehnice*;
- coordonarea de lucrări de diplomă și disertație la specializarea *Construcții miniere – Licență și respectiv, Ingineria proiectării construcțiilor miniere - Master*.

1.5. Vizibilitate și impact al cercetării

Vizibilitatea și impactul activității științifice desfășurate pot fi evaluate în funcție de aprecierile de care s-a bucurat aceasta în țară și în străinătate. Articolele, lucrările științifice și cărțile publicate sunt citate atât de autori **din străinătate** - Ahmed Fotouh (*Department of Mechanical Engineering, University of Alberta, Edmonton, T6G 2G8 Canada*); John D. Wolodko (*Alberta Innovates – Technology Futures, Edmonton, Canada*); Michael G. Lipsett (*Department of*

Mechanical Engineering, University of Alberta, Edmonton, Canada); Miao Sheng-jun (*Civil and Environmental Engineering School, University of Science and Technology Beijing, Beijing, China*); Li Zheng-sheng (*Civil and Environmental Engineering School, University of Science and Technology Beijing, Beijing, China*); Ji Dong (*Civil and Environmental Engineering School, University of Science and Technology Beijing, Beijing, China*); Li Jiang-bo (*Civil and Environmental Engineering School, University of Science and Technology Beijing, Beijing, China*); REN Fen-hua, YANG Wen-liang (*University of Science and Technology Beijing*); Mário MOLOKÁČ (*The Technical University of Košice, Institute of Geotourism, Košice, Slovakia*); Oľga VÉGSÖOVÁ (*The Technical University of Košice, Institute of Montaneous Sciences and Environmental Protection, Košice, Slovakia*); cât și **din țară**: Victor Arad, Grigore Buia, Ilie Onica, Eugen Cozma, Roland Moraru, Tudor Goldan, Ciprian Danciu, Cristina Dura (*Universitatea din Petroșani*); Dan Oneț (S.C. CUPRUMIN S.A. *Abrud*); Mariana Neag (S.C. *Hidroconstrucția S.A. Sucursala Ardeal*).

Sintetizând, rezultă:

- Citări în reviste și Proceedings ISI: **8**
- Citări în reviste și Proceedings BDI: **14**
- ❖ Membru în colectivele de redacție sau comitete științifice al revistelor și manifestărilor științifice, organizator de manifestări științifice naționale și internaționale indexate BDI
 - Membru comitet științific: **International Multidisciplinary Scientific Symposium SIMPRO 2012** Universitatea din Petroșani – <http://upet.ro/simpro/>
 - Membru comitet: **Recent Advances in Civil Engineering and Mechanics**, Florența, Italia, 2014 (WSEAS) <http://www.wseas.org/main/books/2014/Florence/SEMOTEC.pdf>
 - Membru comitet științific: **4th European Conference of Civil engineering, Antalya eccie '13**, Turcia, 2013 (WSEAS) <http://naun.org/cms.action?id=5576>
- ❖ Recenzor pentru reviste și manifestări științifice naționale și internaționale indexate
 - Recenzor *Journal of Geological Resource and Engineering* (David Publishing New York) <http://www.davidpublishing.com/davidpublishing/Upfile/9/2/2014/2014090282747433.pdf>
 - Conference Reviewers: **4th European Conference of Civil engineering, Antalya eccie '13**, Turcia, 2013 (WSEAS)
- ❖ Recenzor pentru reviste și manifestări științifice naționale și internaționale indexate ISI
 - *Acta Geodynamica et Geomaterialia (ISI)*
- ❖ Apartenență organizației profesionale:
 - International Society for Soil Mechanics and Geotechnical Engineering (ISSMGE)
 - Societatea Română de Geotehnică și Fundații (SRGF)
 - Asociația Generală a Inginerilor din România (AGIR)
 - Asociația de Cercetare Multidisciplinară din Zona de Vest a României
 - Asociația Alunni din Universitatea din Petroșani

1.6. Experiență managerială

- Director adj. departament „Inginerie minieră, topografie și construcții”, 2012 - 2015
- Director al Departamentului de Cercetare, Managementul Proiectelor, Inovare și Transfer Tehnologic (din aprilie 2015)
- Membru al Consiliului Facultății de Mine al Universității din Petroșani (2008-2012)
- Membru Consiliu departament 2008-2012 și 2012-2015
- Membru al Comisiei cu Relații Internaționale (din 2013 și până în prezent)
- Secretar al Comisiei de admitere în ciclurile de studii universitare de licență și de master a Facultății de Mine (2006 – 2015)

Dintre activitățile care consider că prezintă relevanță din perspectiva demersului materializat în teza de abilitare, doresc să mai amintesc că am participat, în calitate de membru, în comisii de susținere a examenelor și referatelor de doctorat în domeniul *Mine, Petrol, Gaze*.

2

ANALIZA STABILITĂȚII LUCRĂRILOR MINIERE ORIZONTALE

Lucrările miniere orizontale sunt construcții care au necesitat și necesită efectuarea unor investiții mari. Din acest motiv, ele trebuie să fie: rezistente, durabile și economice, adică să prezinte stabilitate și fiabilitate. Pentru atingerea acestui țel și în vederea obținerii unor rezultate optime din punct de vedere tehnic și economic, este necesară cunoașterea cauzelor concrete, rezultat al complexului de factori geologici naturali, geomecanici, tehnico-minieri și de producție, care determină sau nu pierderea stabilității lucrărilor miniere orizontale principale din cadrul minelor aferente oricărui perimetru minier.

Mă voi referi în acest capitol la situația lucrărilor din bazinul carbonifer Valea Jiului. Ca urmare, o astfel de analiză s-a realizat pe baza datelor obținute din observații directe în subteran și a datelor rezultate din măsurători in situ. Precizez că, o parte din datele oferite de măsurători au fost preluate din literatura de specialitate, constituită din lucrări de cercetare pe bază de contracte, articole și comunicări științifice prezentate, la diferite sesiuni științifice din țară, de o serie de cercetători de la I.C.P.M.-SA Petroșani, cât și de cadre universitare din Universitatea Petroșani și de autor [A1; A2; A3; A19; A33; A37; A127].

Analiza a fost realizată în contextul urmăririi și caracterizării stabilității lucrărilor miniere orizontale, pentru situațiile caracteristice ale bazinului Valea Jiului, având drept criteriu starea acestor lucrări ca și efect al nerespectării mecanismului interacțiunii masiv de rocă - sistem de susținere - timp. Scopul analizei este acela de a elucida cauzele care determină pierderea stabilității acestor lucrări miniere. Datorită structurii sale geologice complicate, intens tectonizată, cu variații în limite foarte largi a dimensiunii, respectiv a parametrilor săi calitativi și cantitativi, acest bazin se încadrează în grupa a III-a de complexitate geologică [A1; A2; A38; A166; A167]. Din punct de vedere hidrogeologic, cu unele mici excepții, nu prezintă dificultăți majore. Referitor la regimul gazodinamic, se încadrează în grupa a IV-a după emanațiile de metan. Datorită adâncimii de exploatare mari, a tipurilor de roci înconjurătoare zăcământului, a variațiilor de grosime și înclinare a stratelor de cărbune, acest bazin a ridicat cele mai dificile și interesante probleme în procesul de extragere. În baza datelor oferite de documentațiile existente la exploatarea miniere din bazinul Valea Jiului, deschiderea în decursul anilor, după exploatarea la suprafață a unor aflorimente, s-a făcut cu galerii de coastă. Datorită avantajelor sale, deschiderea cu galerii de coastă a rămas actuală pentru anumite zone ale bazinului Valea Jiului. De galeriile de coastă s-au legat puțuri oarbe, galerii transversale și direcționale, pentru exploatarea în adâncime. Deschiderea cu puțuri verticale de la suprafață s-a făcut în paralel cu menținerea în exploatare a galeriilor de coastă și a puțurilor oarbe. Ca urmare, schema de deschidere aplicată și generalizată la toate minele din Valea Jiului poate fi sintetizată prin următoarele: orizontul de la bază servește la deschiderea tuturor stratelor; prezența a numeroase blocuri tectonice a determinat deschiderea lor separată; la amplasarea lucrărilor miniere principale de deschidere elementul determinant a fost structura geologică și posibilitățile de amplasare a lor la suprafață. Trebuie totuși făcută precizarea că, nici o documentație nu a evidențiat existența unor studii de optimizare a amplasamentelor, cu excepția puțului nou de extracție Livezeni și a puțului orb nr.5 Dâlja. Din analiza acestor scheme de deschidere, s-a constatat și faptul că la nici o mină schema de deschidere nu a fost concepută pentru întreaga durată de activitate a minei.

Diversitatea mare a condițiilor geominiere din bazinul Valea Jiului: tectonica, varietatea rocilor, grosimea și înclinarea stratelor de cărbune, adâncimea, forma reliefului, evoluția tehnicii miniere, au condus, de-a lungul timpului, la aplicarea de diferite metode de exploatare și tehnologii de lucru în procesul de extragere a cărbunelui, urmărindu-se deținerea unor indicatori tehnico-economici superiori. Chiar și în condițiile prezente de nesiguranță și incertitudine în ceea ce privește viitorul mineritului din România, acum când se discută și se pun în aplicare proiecte de închidere a minelor, lucrările miniere existente impun asigurarea stabilității atât a mediului subteran, dar și a celui de la suprafață, în special acolo unde s-a evidențiat influența exploatării subterane asupra suprafeței.

2.1. Importanța mecanicii rocilor în construcțiile subterane

Dacă aspectele teoretice ale acestei științe nu au fost descoperite decât destul de recent (în mod esențial se poate vorbi cu adevărat de mecanica rocilor de prin anii 60), executarea unor lucrări în masive de roci este foarte veche. Marile realizări nu au așteptat aplicațiile teoretice justificative, însă la ora actuală, inginerul nu trebuie să ignore principiile fundamentale ale mecanicii rocilor. Vis-à-vis de complexitatea fenomenelor naturale, acest mijloc de cunoaștere este încă destul de modest, dezvoltarea mecanicii rocilor a luat amploare în ultimii zeci de ani și permite deja o concepție rațională și economică a majorității lucrărilor din domeniul ingineriei miniere.

Mecanica rocilor este știința care are ca scop studiul comportamentului mecanic al rocilor și/sau al masivului de rocă în situ, atât ca structuri supuse solicitărilor exterioare și interioare, dar și ca mediu fizic. Pentru a atinge acest obiectiv, mecanica rocilor asociază teoria, experiența, lucrările de laborator și încercările in situ. Ea supune toate observațiile unor corelații și legi, pentru a furniza pe de o parte inginerilor mijloacele de stabilire rațională și de realizare a lucrărilor în toată securitatea lor, iar pe de altă parte de a fixa dimensiunile economice ale lucrării.

Analizat pe baza teoriilor mecanicii mediului continuu, masivul de rocă este un mediu natural foarte greu de cunoscut. Din acest punct de vedere, previziunile referitoare la comportamentul unui masiv sunt doar aproximative, chiar incerte. Această afirmație devine o certitudine, ea rezultând chiar din realitate, adică, masivele de roci sunt medii naturale, discontinue, heterogene și anizotrope, consecințele acestor patru caracteristici fundamentale fiind multiple și ridică probleme cu adevărat dificile în domeniul minier și, în general, în domeniul construcțiilor (subterane sau de suprafață) de orice fel. Pentru a defini tocmai în sensul precizat aici, pentru a putea prevedea cu certitudine modul de comportare al unui masiv de rocă pe baze cantitative și calitative, se impune o investigație atât înainte, dar și după realizarea construcțiilor, fie subterane, fie de suprafață. Schematic, în figura 2.1 am gândit care ar fi etapele necesare pentru a fi parcurse în realizarea investigației unui masiv de rocă, începând de la recunoașterea acestuia și finalizând cu modelele / modelul ce corespund(e) amplasamentului analizat [A2].

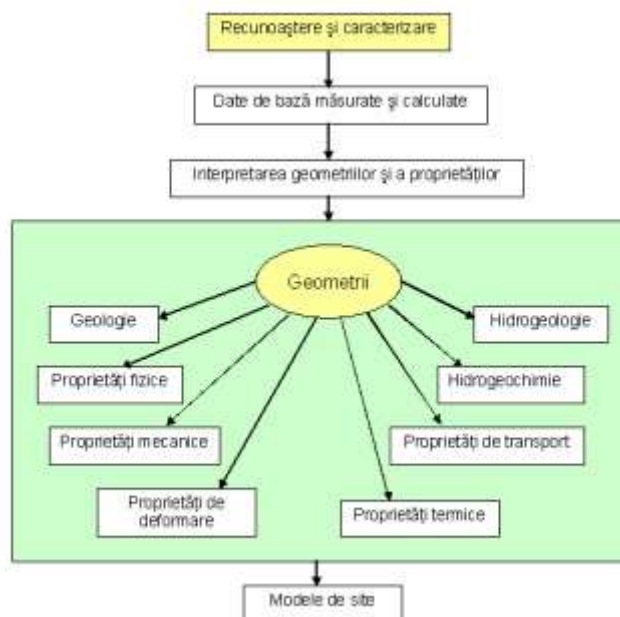


Figura 2.1- Etapele de investigație a unui masiv de rocă.

Procesul de recunoaștere și caracterizare are drept obiectiv elaborarea unor modele care vor servi concepției arhitecturale a unei construcții și la evaluarea stabilității, a siguranței acesteia pe toată perioada exploatării ei, cât și după ce și-a epuizat utilitatea. În termeni logici, aceasta are la bază recoltarea de date din teren (in situ) și informații necesare, a căror analiză și interpretare vor permite caracterizarea tuturor proprietăților, adică: geologice, hidrogeologice, hidrogeochimice, mecanice și de deformare, reologice și, dacă este necesar, și de transport a rocilor care alcătuiesc masivul analizat. În continuare, după integrarea datelor, se trece la analiza coerenței lor din punct de vedere al diferitelor discipline antrenate într-un astfel de studiu și apoi, la elaborarea modelelor

reprezentând distribuția tridimensională a proprietăților rocilor întâlnite în masiv, în funcție de destinația pe care o va avea construcția ce urmează să fie realizată:

- *modele geologice*, reprezentând structura masivului de rocă studiat, inclusiv modul de fracturare al acestuia;
- *modele hidrogeologice și hidrogeochimice*, adică modelele de circulație a apelor și compoziția lor chimică în adâncime; spre exemplu, aceste modele pot fi și sunt de fapt, suportul simulărilor transferului și reținerii de radionucleizi în cazul analizelor de siguranță și stabilitate, situații des întâlnite atunci când construcția respectivă este destinată depozitării sau stocării unor deșeuri sau a altor materiale poluante, radioactive;
- *modele geomecanice*, care descriu contextul geomecanic al masivului de rocă respectiv și comportamentul rocilor în raport cu diferiți factori sau perturbații care pot să apară; spre exemplu, în cazul în care o construcție subterană urmează să fie utilizată ca depozit de deșeuri, se urmărește în plus comportamentul rocilor și la perturbațiile termice cauzate de un asemenea stocaj.

Sigur că, diferitele modele elaborate nu privesc strict același volum de rocă: modelul regional geologic sau hidrogeologic se poate extinde de la câteva sute la câțiva mii de km² și acoperă modelul la scară de stocaj sau modelele detaliate la scară de modul. În general, procesul de modelare este larg utilizat, discutat și partajat la nivel internațional.

Mecanica rocilor își găsește aplicații în diferite domenii ale ingineriei și cercetării:

- **Geologie:** deformații tectonice antrenând cute, diaclaze și falii;
- **Fizica pământului:** comportamentul sub presiuni ridicate, temperaturi și seisme;
- **Mine:** stabilitatea excavațiilor, abatajelor, galeriilor și puțurilor;
- **Petrol:** extracția fluidelor în mediu poros, stabilitatea forajelor adânci;
- **Stocări subterane:** stabilitate, transportul poluanților, permeabilitate, cuplaje termo – mecanice și/sau termo – hidro - mecanice;
- **Inginerie civilă:** fundații ale marilor lucrări (baraje, centrale electrice, viaducte), terasamente rutiere, stabilitatea taluzurilor și versanților, lucrări subterane, lucrări de carieră, utilizarea rocilor ca material de construcție (anrocamente, piatră de construcție, agregate).

2.2. Structura și textura rocilor și a masivelor de rocă

Rocile și substanțele minerale utile constituente ale masei de rocă heterogenă sunt caracterizate printr-o serie de proprietăți de natură geologică, fizică, mecanică și reologică. Spunem că, în acest sens există două grupe mari de proprietăți care definesc masa de rocă sau un zăcământ, și anume: proprietăți (caracteristici) de legătură existente în masa de rocă create în timp de fenomenele geologo – tectonice; proprietăți fizico – mecanice, caracteristici propriu-zise ale rocilor și substanțelor minerale utile. Aceste caracteristici formează un prim domeniu de cercetare și investigare al unui masiv de rocă, destinat să ofere informații referitoare la parametrii necesari calculelor de proiectare în tehnica minieră, a construcțiilor hidrotehnice, urbane și industriale, în tehnica exploatarea gazelor naturale și a petrolului etc. Prin urmare, cunoașterea caracteristicilor de legătură existente în masivul de rocă, create în timp de fenomenele geologo - tectonice se constituie un imperativ pentru realizarea în bune condiții a construcțiilor de orice fel, subterane și la zi. O parte integrantă a documentației grafice miniere trebuie să o constituie planele și reprezentările grafice în care să se releve structura și textura masivului de rocă. Și aceasta, deoarece neomogenitatea, anizotropia, heterotropia, comportamentul neelasic al unui masiv de rocă sunt consecințele fragmentării micro- și macroscopice și au influență deosebită asupra tuturor operațiilor care constituie procesul tehnologic de extragere a unui zăcământ și mai ales, în asigurarea unei stabilități optime a construcțiilor subterane. În funcție de geneza rocilor (magmatice, metamorfice, sedimentare) se disting mai multe tipuri de structuri și texturi, atât din punct de vedere mineralogic, cât și petrografic, după cum urmează (figura 2.2). În domeniul mineritului, și implicit al mecanicii rocilor, interesează comportarea masivului ca un tot unitar, cu inerentele lui discontinuități, deoarece multe probleme nu pot fi abordate într-o manieră semnificativă decât prin sau în tridimensionalitatea lor. Fără a ține seama de complexitatea fizică și mecanică a rocilor, se pot stabili o serie de legi de comportament, a căror valabilitate este însă de scurtă durată, întrucât se poate constata rapid că ele depind atât de scara eșantionului, cât și de scara timpului de solicitare. Iată de ce, un masiv de rocă trebuie privit nu numai la scări mici ca dimensiune – cazul laboratorului – și timp sau la scări foarte mari (cazul geologiei), ci și la scări

intermediare, care din nefericire sunt mai puțin cunoscute, dar prezintă o importanță deosebită pentru problemele cu care se confruntă un inginer miner sau constructor.

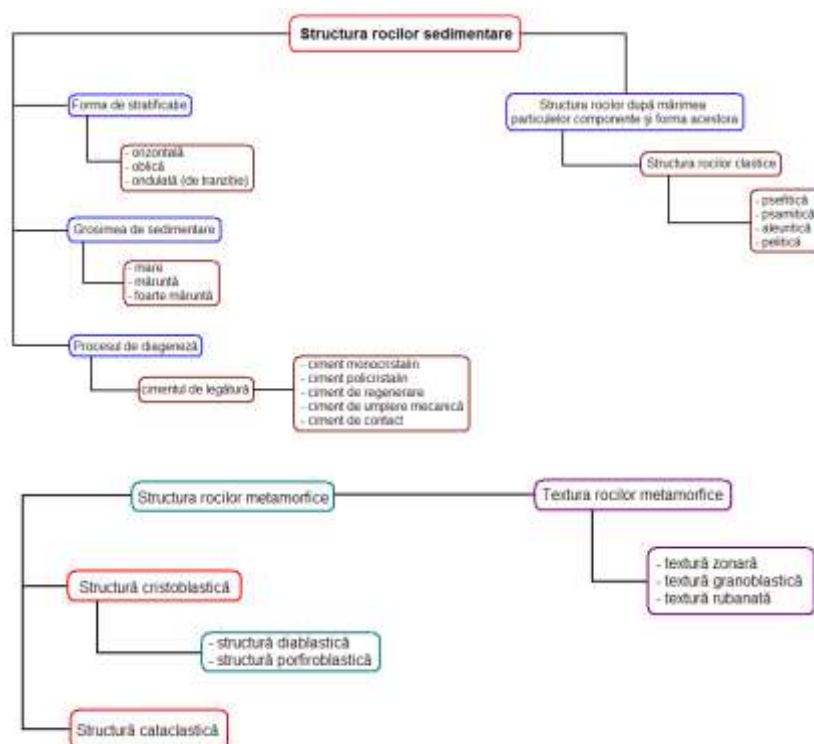


Figura 2.2- Schema logică privind structura și textura rocilor [A2].

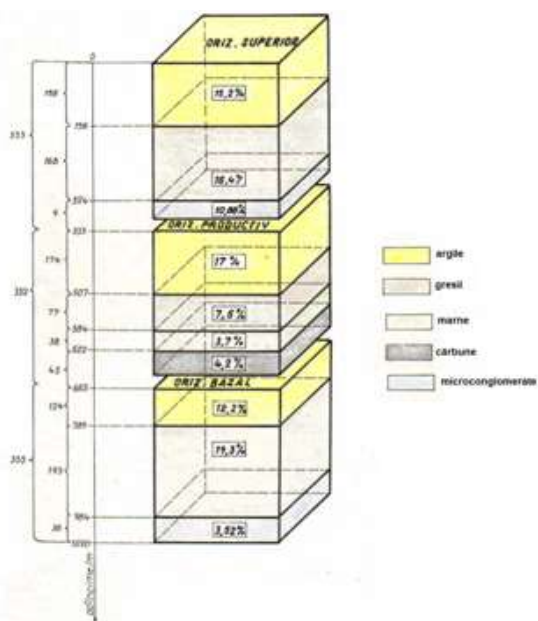
Prin structura unui masiv de rocă, trebuie să se înțeleagă modul de asociere a blocurilor de rocă sau zăcămint caracterizat prin raporturile de formă, dimensiune, de mărime, de profunzimea separației acestor blocuri de rocă, altfel spus, suma tuturor datelor spațiale referitoare la fragmentarea naturală și artificială a masivului: natura și tipul fragmentării, mărimea și gradul fragmentării, densitatea de fragmentare, profunzimea fragmentării și gradul de separație al masivului. Textura masivului de rocă este cea care caracterizează modul de aranjare și asociere în spațiu a blocurilor componente ale masivului, adică orientarea fragmentării și profunzimea fragmentării sau gradul de separație.

2.3. Categoriile de roci aferente bazinului Valea Jiului

Pentru mecanica pământurilor, cunoașterea istoriei formării terenului studiat nu este întotdeauna indispensabilă. Formațiunile de suprafață considerate „pământuri” sunt aproape în exclusivitate ale cuaternarului și sunt rezultatul alterării rocilor. Contrar însă, cei care studiază mecanica rocilor trebuie să fie și geologici sau cel puțin să stăpânească bine bazele geologiei. Studiul discontinuităților masivelor de rocă (localizare, proprietăți mecanice, hidrologie) și determinarea in situ a tensiunilor, sunt doar două din multe alte exemple, care ilustrează complementaritatea celor două discipline: geologia și mecanica rocilor. Exemplific în această direcție maniera personală de abordare a caracterizării masivului de rocă aferent bazinului Valea Jiului, informații suplimentare regăsindu-se în lucrarea [A2]. Pentru precizarea tipului și a ponderii rocilor în structura geologică a sedimentarului Bazinului carbonifer Valea Jiului, au fost cercetate coloanele stratigrafice rezultate pe baza forajelor de cercetare, cartările lucrărilor miniere orizontale (transversale și direcționale), cât și studiile geomecanice, realizate în decursul timpului de către specialiștii în domeniu [A36; A37; A49; A151; A153], studii aferente câmpurilor miniere din bazin. În urma unei astfel de analize, s-a evidențiat existența unei mari varietăți de roci sedimentare care au putut fi încadrate în cinci categorii principale și distincte (tabelul 2.1; figura 2.3): categoria **gresiilor**, categoria **argilelor**, categoria **marnelor**, categoria **marnocalcarelor** și categoria **microconglomeratelor**.

Tabelul 2.1- Principalele categorii de roci aferente bazinului Valea Jiului [A1; A2]:

CATEGORIA DENUMIREA CATEGORIEI	I	II	III	IV	V
	GRESII	ARGILE	MARNE	MARNO- CALCARE	MICRO- CONGLOMERATE
Variatățile incluse în categoria de rocă	1. Gresii argiloase (de la foarte slab cimentate până la slab cimentate)	1. Argile pure sau puțin frământate (de la coerență foarte slabă până la bună)	1. Marne normale sau puțin grezoase (de la coerență slabă până la coerență bună)	1. Mamocalcare slab grezoase (de la coerență slabă la bună)	1. Microconglomerate calcaroase slab cimentate
	2. Gresii argiloase cu concrețiuni carbonatice (de la foarte slab cimentate la foarte bine cimentate)	2. Argile normale sau foarte puțin grezoase +/- rare fosile (de la coerență foarte slabă până la foarte bună)	2. Marne pronunțat grezoase (de la coerență slabă până la coerență bună)	2. Mamocalcare silicioase sau sideritice cu coerență foarte bună	2. Microconglomerate calcaroase, silicioase slab cimentate
	3. Gresii marnoase (de la slab cimentate la foarte bine cimentate)	3. Argile grezoase (de la coerență slabă la bună)	3. Marne argiloase normale sau puțin grezoase (de la coerență slabă la foarte bună)		
	4. Gresii marno-calcaroase (de la slab cimentate la foarte bine cimentate)	4. Argile normale sau foarte puțin grezoase, cu concrețiuni sau concentrațiuni carbonatice (de la coerență slabă până la foarte bună)	4. Marne bituminoase foarte puțin sau puțin grezoase (de la coerență foarte slabă la slabă)		
	5. Gresii marno-silicioase (de la foarte slab cimentate la foarte bine cimentate)	5. Argile marnoase foarte puțin grezoase (de la coerență slabă până la foarte bună)	5. Marne bituminoase sau silicioase (de la coerență bună la foarte bună)		
	6. Gresii silicioase uneori slab marnoase (de la foarte slab cimentate la foarte bine cimentate)	6. Argile compacte, bituminoase, puțin grezoase, sideritice, silicioase (de la coerență slabă până la foarte bună)	6. Lumachelle marnos de coerență foarte slabă		
	7. Gresii silicioase calcaroase (de la foarte slab cimentate la foarte bine cimentate)	7. Lumachelle (de la coerență foarte slabă la bună)			
	8. Gresii marnoase cu concentrații carbonatice sau silicioase (de la foarte slab cimentate la slab cimentate)				
	9. Gresii silicioase grosiere (de la foarte slab cimentate la foarte bine cimentate)				

**Figura 2.3-** Ponderea de participare a rocilor (pe verticală) din bazinul Valea Jiului [A2].

Din cărțile geologice ale galeriilor transversale și direcționale amplasate la nivelul orizonturilor de exploatare (figura 2.4), s-a constatat că, plecând de la culcușul stratului 3, tipurile de

roci interceptate sunt, în ordine: gresii, argile, marne sau cărbune repetându-se o asemenea alternanță pe întreaga lungime a galeriilor transversale.

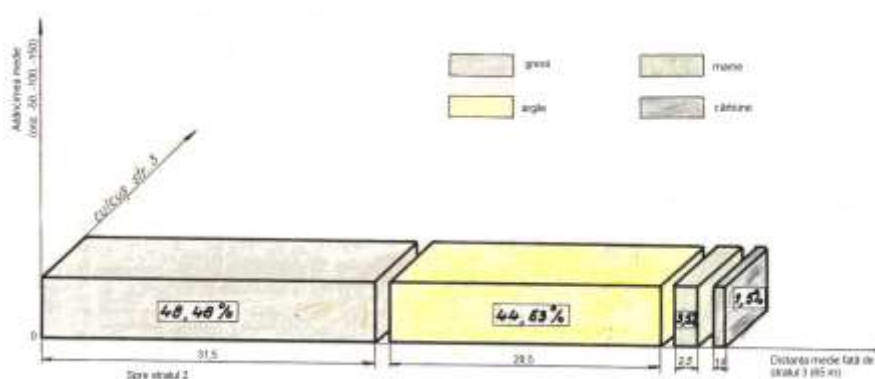


Figura 2.4- Ponderea participării medii a rocilor (pe orizontală), oriz. -50, -100, -150 din bazinul Valea Jiului [A2].

Estimând tipul și natura rocilor în jurul direcționalelor din culcușul stratului 3 se semnalează prezența într-o pondere semnificativă și destul de diversificată, funcție de distanța de amplasare a acestor lucrări față de stratul 3, a argilelor și gresiilor cu varietățile lor. În baza analizei realizate referitoare la geotectonica și sedimentologia bazinului Valea Jiului, pot fi evidențiate o serie de precizări, care au caracter de utilitate în situația în care se impune un studiu complex al rocilor, incluzând comportamentul acestora pe perioada executării unor construcții sau structuri subterane, a exploatării (dacă este vorba de lucrări miniere subterane) și ceea ce este foarte important, al modului de comportare a rocilor din punct de vedere reologic, adică în timp, dat fiind faptul că lucrările subterane sunt construcții care trebuie să confere siguranță, stabilitate și securitate pe perioade îndelungate, chiar și după epuizarea duratei lor de funcționare. Fenomenele și acțiunile de natură tectonică cu orientare generală nord-nord vest-sud est au produs în timp o serie de cute și fracturi, care conferă bazinului actual aspectul unui graben. Evoluția tectonică a depresiunii Petroșani s-a desfășurat într-un timp îndelungat cu efecte diferite în etape diferite și locuri diferite ale bazinului. Evoluția lito-facială a sedimentarului bazinului este diversificată, în sensul că, aceasta s-a produs în zona estică într-o perioadă de timp mai lungă decât în zona vestică.

În contextul geologic analizat, masivul de rocă - sedimentarului bazinului Valea Jiului - este un masiv de rocă stratificat, constituit dintr-o succesiune de strate extrem de diversificate, de grosimi variabile (de la ordinul centimetrelor până la ordinul a câtorva metri), ceea ce-i conferă o structură sedimentologică densă. În baza unei asemenea constatări, se poate afirma cu certitudine că, din punct de vedere geomecanic, masivul de rocă este un masiv de rocă de neomogenitate discontinuă.

2.4. Prezentarea lucrărilor miniere orizontale principale și modul de comportare a susținerii miniere

Pentru a avea posibilitatea realizării unei analize a situației stabilității lucrărilor miniere orizontale principale aferente perimetrelor miniere din bazinul Valea Jiului, se impune o prezentare a acestor lucrări. La baza unei asemenea problematice au stat atât documentațiile existente la exploatarea miniere, cât și datele rezultate din analiza schemelor de deschidere. Toate acestea ne-au conferit posibilitatea să facem o serie de precizări referitoare la: lungimea lucrărilor miniere orizontale principale, adâncimea de amplasare, condițiile geomecanice de amplasare, profilele transversale utilizate, metodele de săpare și tipurile de susțineri utilizate. Din totalul de galerii transversale (155,050 km) au fost întreținute lucrări pe o lungime de 29,470 km, ceea ce reprezintă 19,006 % din lungimea totală, iar din 185,580 km galerii direcționale au necesitat lucrări de întreținere (rearmări, planări) pe o lungime de 117,577 km, respectiv 63,36 % din lungimea totală (figura 2.5). Din aceste date, se constată că instabilitatea direcționalelor este mult mai pregnantă față de cea a transversalelor, motiv pentru care și observațiile s-au axat mai mult asupra acestora.

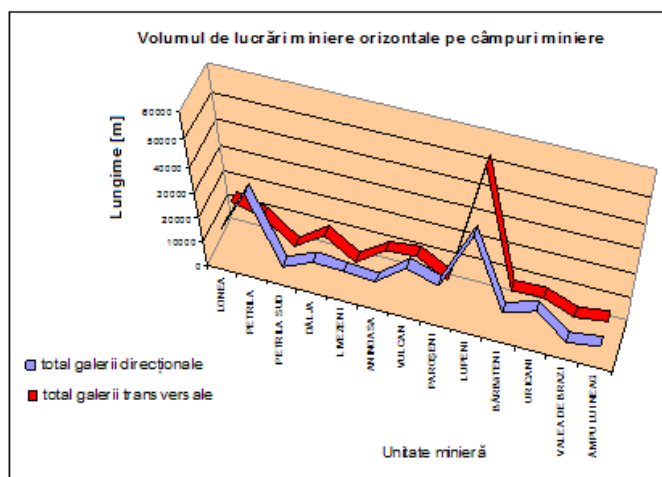


Figura 2.5- Volumul și modul de repartizare al lucrărilor miniere orizontale de deschidere.

2.5. Adâncimea și condițiile de amplasare a lucrărilor miniere orizontale principale

Deoarece adâncimea de amplasare a unei lucrări miniere orizontale este unul din factorii importanți implicați în asigurarea stabilității unor asemenea construcții subterane [A1; A2], a fost analizat în acest context amplasamentul acestor lucrări. În majoritatea lor, galeriile orizontale principale aferente celor 13 câmpuri miniere din bazinul carbonifer Valea Jiului sunt situate la adâncimi de peste 260 m (figura 2.6). Varietatea valorică a adâncimii de amplasare a lucrărilor miniere a dictat-o și o dictează în continuare geotectonica ce caracterizează fiecare perimetru minier.

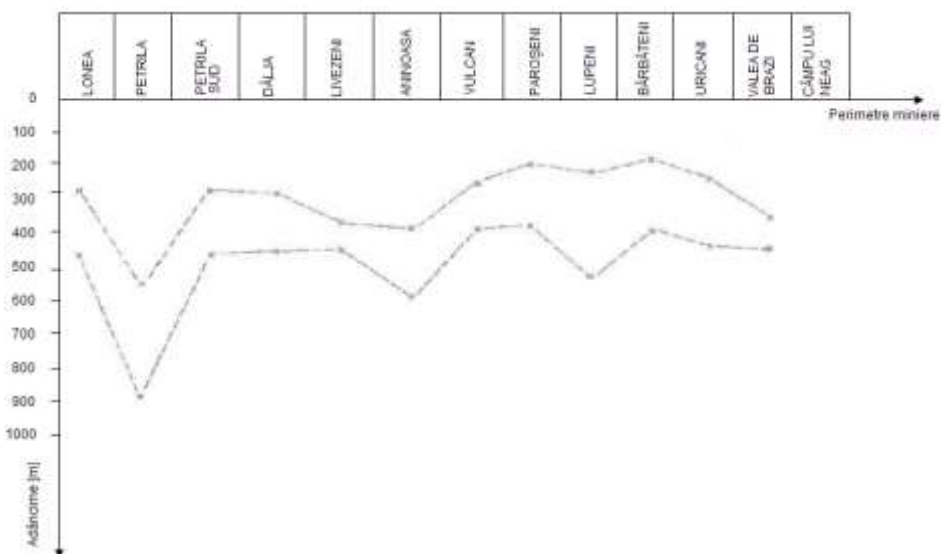


Figura 2.6- Zonarea pe adâncime a amplasării lucrărilor miniere orizontale principale în bazinul Valea Jiului.

Corelând lungimea de lucrări miniere orizontale de deschidere, cu ponderea de participare a tipurilor de roci din lungimea totală a acestor lucrări, am obținut datele redată în tabelul 2.2.

Tabelul 2.2- Ponderea de participare a tipurilor de roci din lungimea totală a lucrărilor miniere orizontale principale analizate:

Tip lucrare	Volum		Pondere de participare a rocilor din lungimea totală a lucrărilor							
	m.l.	%	Argile		Gresii		Marne		Alte categorii	
			m.l.	%	m.l.	%	m.l.	%	m.l.	%
Direcționale	275300	100	95076	34,53	56783	20,62	20152	7,32	13569	4,93
Transversale	155050	100	56984	36,75	65591	42,30	20666	13,32	14460	9,32

Ca urmare a celor constatate, se poate preciza în primul rând, cu referire la condițiile geomecanice de amplasare a lucrărilor miniere orizontale (direcționale, transversale), diversitatea amplă a tipurilor de categorii de roci cu varietățile lor (tabelul 2.1), ceea ce conduce în mod implicit la o amplă și complexă diversitate a caracteristicilor geomecanice necesare de elucidat pentru asigurarea pe întreaga durată de activitate și după epuizarea acesteia, a stabilității acestor lucrări miniere. Rocile în care sunt cantonate lucrările miniere orizontale principale sunt roci de origine sedimentară, caracterizate în masiv de faptul că varietățile uneia și aceleiași categorii de rocă (în special argilele, marnele și mai puțin gresiile) se regăsesc sub formă de stratificații dense, cu grosimi care variază de la câțiva cm până la maxim 8 - 10 m. În plus, trecerea de la o varietate la alta, respectiv de la o categorie de rocă la alta, nu este netă, ci se produce în mod diseminat. Asemenea constatări relevate de însăși coloanele stratigrafice ridicate în urma probărilor forajelor de exploatare (geologice și geofizice) au repercurșiuni atât asupra caracterizării geomecanice a acestor roci, cât și asupra găsirii de soluții eficiente de asigurare a stabilității lucrărilor miniere. Schemele de deschidere, caracteristice tuturor câmpurilor miniere din bazin, au determinat amplasarea galeriilor direcționale în culcușul stratelor 3 și 5 paralel cu stratificația rocilor, iar galeriile transversale perpendicular sau sub unghiuri de 55° - 85° față de dezvoltarea stratificațiilor. În majoritatea situațiilor, direcționalele din culcușul stratului 3 sunt amplasate la distanțe reduse (15 - 40 m) față de acest strat, situându-se în zona de influență a exploatării stratului.

2.6. Profile transversale și tehnologia de săpare utilizate pentru lucrările miniere orizontale principale

În perimetrele miniere aferente bazinului Valea Jiului, se întâlnesc o varietate de profile ale lucrărilor miniere: profile de formă boltită sau semicirculare la tavan, cu pereții drepți și vatră deschisă, profilele boltite cu pereții arcuiți și pe o arie mai restrânsă profilele de formă circulară. Observațiile efectuate confirmă că starea nesatisfăcătoare a stabilității galeriilor se datorează și necorelării formei profilelor de lucrări cu condițiile geomecanice și miniere din bazin. Astfel, lucrările miniere cu tavan boltit, pereții drepți (sau arcuiți) și vatră deschisă au fost și continuă să fie executate în roci de rezistență redusă din categoria argilelor și marnelor cu un pronunțat caracter de deformare și umflare [A1; A2; A7; A8; A9; A19]. Din punct de vedere al mărimii secțiunii transversale, ponderea ridicată de lucrări au valoarea secțiunii în lumină mai mică de 14 m^2 , pentru cazul lucrărilor miniere cu durată de serviciu de minim 10 ani.

Tehnologia de săpare a lucrărilor miniere a fost și este prin perforare-împușcare. Observațiile făcute asupra acestei tehnologii au scos în evidență necorelarea schemelor de perforare-împușcare aplicate cu tipurile de roci străbătute, depășiri importante ale consumului de exploziv utilizat și implicit apariția unei fisurări pronunțate a rocilor, rezultând contururi neregulate și goluri mari rămase după montarea susținerii, ceea ce a contribuit la manifestări de presiuni excesive și înregistrarea unor deformări intense ale profilelor. Aceste observații au reieșit din efectuarea de măsurători atât a sarcinilor pe susținere, cât și a gradului de deformare a rocilor. Pentru măsurarea sarcinilor pe susținere s-au utilizat mesdoze hidraulice, iar în vederea determinării gradului de deformare a rocilor din jurul lucrărilor miniere s-au fixat repere de control și au fost montate stații de măsurare a convergențelor. Cercetările experimentale s-au efectuat la minele Petrița și Dâlja. Ca formă, se întâlnesc următoarele varietăți: boltită cu pereții drepți, boltită cu pereții curbi și circulare. Aceste profile, ca formă, corespund numai pentru condiții favorabile de zăcământ. Din acest punct de vedere, nu s-a ținut cont de condițiile de localizare a acestor lucrări (adâncime și tipul rocilor). Concretizând datele geologice obținute din releveele lucrărilor miniere cu datele rezultate din observațiile și măsurătorile analizate, putem face următoarele precizări: (1) starea nesatisfăcătoare a stabilității lucrărilor miniere din minele bazinului Valea Jiului, mai ales la orizonturile adânci, se datorează și necorelării formei profilelor cu condițiile geomecanice și miniere de localizare a acestora; (2) lucrările miniere (direcționalele în special) cu profile cu pereții drepți, tavan boltit și vatră deschisă nesusținută au fost și sunt executate încă în roci de tipul argilelor, marnelor și a unor varietăți de gresii, roci de rezistență redusă și cu pronunțate tendințe de umflare în interacțiune cu apa.

Referitor la mărimea secțiunii transversale a profilelor, se constată că rețeaua de lucrări miniere orizontale include o pondere ridicată de profile a căror valoare a secțiunii transversale în lumină este mai mică de 12 m^2 , adică secțiuni ce reprezintă mărimi de profile ce se situează sub limita de 14 m^2 , care este de fapt valoarea pentru lucrările miniere cu un timp de serviciu minim 10

ani [A164; A165]. Pentru lucrările miniere actuale, deși cheltuielile inițiale de săpare și susținere sunt mai mici, totuși, la cea mai neînsemnată deformare a vetrelor sau pereților se îngreunează desfășurarea normală a procesului de producție, iar cheltuielile de rearmare și întreținere însumează valori suplimentare considerabile. De fapt, ponderea de utilizare a profilelor tipizate precizate variază de la o exploatare la alta, cea mai mare pondere înregistrând-o profilele GDM-10, GDM-11 și GDM-12.

2.7. Metode de susținere a lucrărilor miniere orizontale principale utilizate în Valea Jiului

Analizând metodele de deschidere utilizate în cadrul fiecărui perimetru minier aferent bazinului Valea Jiului, se poate face precizarea că, în general, lucrările miniere orizontale principale (direcționale, transversale) au fost și sunt executate în rocile sterile din culcușul zăcământului. Pentru realizarea acestor lucrări s-au utilizat două metode de săpare, și anume: metoda de săpare clasică prin perforare-pușcare și metoda de săpare prin procedeul de tăiere mecanică (tabelul 2.3) cuprinzând toate variantele care au fost aplicate. În ultima perioadă însă, pentru realizarea lucrărilor miniere orizontale de deschidere a fost utilizată tehnologia de săpare prin perforare-pușcare. Observațiile au evidențiat că, în timpul unui schimb, de obicei nu se realizează un ciclu complet de săpare - susținere, iar tehnologia de lucru nu este aplicată în mod corect, fapt ce influențează stabilitatea lucrărilor miniere. Printre principalele deficiențe întâlnite, care se pot constitui cauze de natură tehnologică ce determină instabilitatea galeriilor, menționez: (1) depășiri importante ale consumului de exploziv folosit la săpare; (2) utilizarea de scheme de perforare-pușcare neadecvate tipului de rocă și a caracteristicilor geotehnice (fisurare, plane de stratificație etc.) în care se execută lucrarea (schema de perforare-pușcare este identică, indiferent de situația geologică întâlnită), fapt ce atrage după sine o amplificare a fisurării naturale, crearea unei fisurații artificiale pronunțate care se extinde până la aproximativ 0,5 m în adâncime, obținerea de profile extrem de neregulate, cu abateri mari față de monografia de susținere (goluri produse în urma căderilor de rocă etc.).

Tabelul 2.3- Tehnologiile de execuție a lucrărilor miniere orizontale aplicate în Valea Jiului:

Procedeu de tăiere	Tipul lucrării miniere	Simbolul susținerii	Secțiunea liberă, [m ²]	Tipul susținerii		Observații
				provizorie	definitivă	
Perforare-pușcare	Galerii simple, lucrări miniere de deschidere	GSIM	4,7	metalică	metalică	-
		GSZB	5,4	metalică	zid-beton	
		GSZB	5,8	metalică	zid-beton	
		GSPP	6,4	metalică	elemente prefabricate	
	Galerii duble, lucrări miniere de deschidere	GDM	8	metalică	metalică	
		GDM	10	metalică	metalică	
		GDM	11	metalică	metalică	
Tăiere cu combine de înaintare	Galerii duble, lucrări miniere de deschidere	GDM	8-11	metalică	metalică	combine cu atac punctiform CI-1;CI-2; GPM;4PU.
		GM	12-14	metalică	metalică	
		GDZB	9,7	metalică	zid-beton	
		GDPP	10,3	metalică	elemente prefabricate	
	Galerii duble	GDIM	14	metalică	metalică circulară	combine cu atac integral (Demag) TVM-45H

Prin particularitățile constructive și funcționale mult mai avantajoase (posibilitatea realizării de portanțe superioare ale construcțiilor de susținere, siguranță sporită în exploatare, durată mare de serviciu, posibilitatea adaptabilității construcției elementelor la diferite forme și dimensiuni ale profilului excavațiilor subterane, precum și utilizării - reutilizării lor pentru condiții locale specifice de deformare și presiune), susținerea metalică a înregistrat o pondere de utilizare de aproape 80 % în bazinul Valea Jiului. Din analiza datelor existente în documentațiile din cadrul minelor ce aparțin

acestui bazin, s-a constatat că au fost generalizate diverse tipuri de susțineri metalice, care, în raport cu regimul de funcționare și de lucru (susțineri de rezistență constantă sau maleabile și de rezistență – crescătoare - rigidă), se diversifică în: (1) susțineri din elemente arcuite (grindă și stâlpi arcuiți, grindă arcuită și stâlpi dreupți, cadre metalice circulare, eliptice etc.) și (2) susțineri rectangulare cu forma profilului dreptunghiular, având doi sau trei stâlpi mijlocași. Analizate prin prisma deficiențelor constructive pe care le reprezintă, armăturile metalice de tip deschis la vatră, caracterizate ca având grinda poziționată simetric la cei doi stâlpi, conferă posibilitatea obținerii portanței maxime numai din dreptul tavanului galeriilor, opunându-se doar acțiunii solicitărilor verticale și pentru condiții de manifestare a presiunilor laterale cu valori maxime de $0,5 P_v$. Pentru condițiile din Valea Jiului, cu manifestări excesive ale presiunii din toate direcțiile și unde încă nu a fost elucidată pe deplin direcția de manifestare a vectorului presiunii maxime, acest tip de susținere înregistrează frecvent culisări necontrolate și limitate (maxim 250 mm), după care se produce griparea elementelor și blocarea întregii construcții, rezultând ca, după un interval scurt de timp, sistemul să lucreze în regim rigid și portanța să fie frecvent depășită.

În cazul condițiilor de amplasament a galeriilor de deschidere cu presiuni din vatră (situații frecvent întâlnite în bazin) s-au experimentat susținerea metalice de tip închis la vatră, prevăzute cu elemente cuplate la baza stâlpilor de susținere și cele cu profil circular din patru sau cinci elemente, inclusiv susținerea cu profil eliptic. Observațiile însă, arată că dificultățile acestor construcții, în special al armăturilor preconizate cu elemente de vatră de tip GM_v , nu s-a reușit preîntâmpinarea și stoparea procesului de deformare a rocilor, situații nefavorabile la care au concurat atât modul deficitar de îmbinare al elementelor elementele de vatră cu stâlpii), cât mai ales curbarea (fasonarea) elementelor de vatră la raze relativ mari. La acestea, putem adăuga și imperfecțiunile de ordin constructiv și funcțional a bridelor normale utilizate [A1; A2]

Ca urmare, au rezultat reduceri apreciabile a profilelor lucrărilor miniere până la închiderea aproape în întregime a secțiunii utile, când răpirea elementelor metalice deformate și reprofilarea s-au realizat mult mai greu, cu investirea unor consumuri de muncă mult mai ridicate.

2.8. Analiza stabilității lucrărilor miniere orizontale principale pe baza observațiilor și măsurătorilor in situ

Masivele de rocă, privite ca obiect al activității miniere, sunt definite ca regiunea din scoarța terestră situată în sfera activității tehnico-miniere. Masivul real de rocă, reprezintă un sistem material extrem de complex, caracterizat de o preistorie geologică și care continuă să se dezvolte și în perioada de desfășurare a activității miniere. În starea lor naturală, masivele de rocă, se află, sub acțiunea forțelor gravitaționale, a forțelor de tectonice, a acțiunii apei și timpului care cauzează apariția și dezvoltarea unei stări complexe de tensiune numită **stare primară sau naturală de tensiune**, în care, dacă masivul nu este deranjat, se regăsește sub o formă latentă. Dacă însă, în masivul de rocă sunt realizate lucrări miniere, atunci starea naturală de tensiune din rocile înconjurătoare se modifică, are loc o amplificare și o redistribuire a acesteia și astfel, se creează o **stare secundară de tensiune**, care poate sau nu să influențeze funcționarea în condiții optime, adică stabilitatea lucrărilor miniere. Prin urmare, în funcție de natura masivului de rocă și a factorilor în conjunctura cărora se realizează lucrarea minieră, poate exista un echilibru între starea secundară de tensiune și reacțiunea sau starea limită a rocilor înconjurătoare, însă în majoritatea situațiilor, realizarea excavațiilor subterane conduce la distrugerea echilibrului creat între rocă și aceste excavații, ceea ce înseamnă că stabilitatea sistemului masiv de rocă - lucrare minieră poate fi asigurată numai pe seama unei anumite reacțiuni dezvoltate prin intermediul diferitelor mijloace, adică de creare a unei stabilități impuse.

Analiza situației stabilității lucrărilor miniere orizontale principale a fost realizată în contextul unor parametri considerați prin condițiile naturale și a parametrilor determinați de condițiile de exploatare a acestor lucrări miniere, și anume: adâncimea de amplasare, natura rocilor în care sunt cantonate, forma și mărimea profilelor, tehnologia de execuție - săpare și susținere prin prisma cunoașterii intensității presiunii, caracterul deformării și mișcării rocilor pe contur, interdependența dintre gradul de deformare a rocilor, intensitatea de deformare și modul de realizare a stabilității prin intermediul susținerii. În acest scop, au fost luate în considerare o serie de lucrări miniere din cadrul unor perimetre considerate ca cele mai reprezentative din punct de vedere geominiere, și anume: Lonea, Petrița, Dâlja, Livezeni, Lupeni, Valea de Brazi. O asemenea analiză, s-a realizat: (1) pe baza datelor obținute prin observații efectuate la minele precizate; (2)

pe calea măsurătorilor realizate la mina Petrila, cât și pe baza datelor rezultate din măsurători existente la diferite mine sau prezentate într-o serie de studii [A1; A2; A37; A125, A153]. De la început trebuie precizat că analiza s-a realizat sub două aspecte: (1) instabilitatea galeriilor orizontale aflate în afara zonei de influență a altor lucrări și a exploatării; (2) instabilitatea acestor lucrări situate în zona de influență a altor lucrări miniere și a exploatării. În continuare, este prezentată în mod succint situația lucrărilor miniere considerate ca fiind reprezentative și care au fost luate în analiză, de la minele precizate anterior [A2]. Pe baza observațiilor și măsurătorilor efectuate, dar și a analizei stării problemei, se poate considera că stabilitatea unei lucrări miniere se determină, înainte de toate, prin stabilitatea conturului de roci din jurul lucrării respective și fiabilitatea sistemului de susținere preconizat. Scopul cercetărilor efectuate a fost de a elucidă intensitatea și particularitatea caracterului de deformare al rocilor de pe conturul excavațiilor subterane, de a analiza interdependența dintre condițiile geomecanice și mărimea deformării, practic de a analiza modul de influență a diferiților factori care concură la asigurarea stabilității galeriilor direcționale amplasate în culcușul stratului 3, pentru situația întâlnită la E.M. Petrila. În acest paragraf, vor fi prezentate rezultatele obținute în urma observațiilor și măsurătorilor realizate în subteran asupra convergenței conturului acestor lucrări miniere amplasate la diferite orizonturi, a variației deformării conturului în raport cu caracteristicile geomecanice ale rocilor, cu adâncimea și cu distanța de amplasare în raport cu stratul 3; au fost stabilite și o serie de legități, în funcție de care să poată fi asigurată stabilitatea acestor lucrări miniere, ținând seama de influența cumulată a factorilor considerați. Criteriile care au stat la baza alegerii zonelor de cercetare au fost (tabelul 2.4): condițiile geologo-miniere de zăcământ (tipul rocilor străbătute, adâncimile de la suprafață, locul de amplasare în raport cu stratele productive); caracteristicile geometrice ale lucrărilor – mărimea și forma profilelor, îmbinarea elementelor; tipul susținerilor utilizate: rigidă în zidărie de bolțari, metalică elastică în profile laminate SG-18, SG-23, SG-29.

Tabelul 2.4- Sinteza criteriilor de alegere a zonelor de cercetare:

Denumirea lucrării	Adâncimea de amplasare [m]	Distanță tronson față de strat [m]	Tipul rocilor străbătute	Caracteristicile profilului	
				Tip profil	Tip susținere
Galerie direcțională în culcușul str.3, oriz.+50, bl.II (aeraj)	595	20	Șisturi cărbunoase, argile	GSM _c -4,6	SG 18 TH-7 circular Pas armare 0,7 m Bandaj lemn
Galerie direcțională în culcușul str.3, oriz. 0, bl.II (aeraj, transport)	645	35 – 40	Argile grezoase	GDM-11,0	SG 23 TH-5 special Pas armare 0,5 m Bandaj plasă metalică
Galerie transversală principală oriz.-50, bl.II (aeraj, transport)	695	13, în culcuș str.3	Argilă șistoasă	GDM-11,0	SG 18 TH-5 special Pas armare 0,5 m Bandaj plasă metalică
Galerie direcțională în culcușul str.3, oriz. -100, bl.II vest (aeraj, transport)	745	12	Argile șistoase, argile grezoase	GDM-11,0	SG 18 TH-5 special Pas armare 0,5 m Bandaj plasă metalică
Galerie transversală principală oriz.-150, bl.II (transport)	795	30, în culcuș str.3	Argile grezoase	GDM-11,0	SG 23; TH-5 Pas armare 0,5 m Bandaj plasă metalică

Cercetările au constatat în montarea stațiilor de convergență și efectuarea măsurătorilor de convergență și de culisare. Au fost montate câte 3 stații la nivelul fiecărei lucrări, fiecare stație fiind constituită din 2 – 3 cadre de susținere [A2]. În urma măsurătorilor efectuate și a prelucrării datelor s-au construit diagramele de evoluție în timp a convergențelor, precum și ponderea deformațiilor care au contribuit la reducerea profilelor de lucrări analizate. Valorile reducerii medii de secțiune, precum și mărimea culisărilor medii a elementelor de susținere de tip SG sunt redată în tabelul 2.5.

Ținând seama de precizările redată în cuprinsul acestui paragraf și informațiile din literatură [A1; A2; A4; A5; A10; A19; A34; A153], putem concluziona că lucrările miniere orizontale principale sunt amplasate în condiții geomecanice caracterizate de o mare diversitate a tipurilor de categorii de roci cu varietățile lor (tabelul 2.1), ceea ce conduce la o amplă și complexă diversitate a caracteristicilor geomecanice necesare de elucidat. Rocile în care sunt amplasate aceste lucrări miniere sunt, în majoritatea lor, roci din categoria argilelor, gresiilor și respectiv a marnelor. Un volum mai redus de lucrări miniere este amplasat în celelalte categorii de roci.

Tabelul 2.5- Reducerea medie de secțiune și culisarea medie a elementelor SG:

Denumirea lucrării	Secțiunea lucrării [m ²]		Reduceri medii de secțiune, ΔS [m ²]	Valoarea culisării medii [mm]	
	Inițială, S _i	Finală, S _f		Perete stâng, δ_1	Perete drept, δ_2
Galerie direcțională în culcușul str.3, oriz.+50, bl.II (aeraj)	5,0	0,79	4,21	160	200
Galerie direcțională în culcușul str.3, oriz. 0, bl.II (aeraj, transport)	11,0	6,40	4,60	0	-
Galerie transversală principală oriz.-50, bl.II (aeraj, transport)	11,0	4,54	6,46	35	35
Galerie direcțională în culcușul str.3, oriz.-100, bl.II vest (aeraj, transport)	11,0	5,40	5,60	600	80
Galerie transversală principală oriz.-150, bl.II (transport)	11,0	10,7	0,3	20	10

Starea nesatisfăcătoare a stabilității lucrărilor miniere din bazinul Valea Jiului se datorează și necorelării formei profilelor cu condițiile geomecanice și miniere de localizare a acestora. Referitor la mărirea secțiunii transversale a profilelor, s-a constatat o pondere ridicată de profile cu valori ale secțiunii ce se situează sub limita de 14 m², care de fapt, așa cum precizează literatura de specialitate, sunt specifice lucrărilor cu o durată mai mică de 10 ani, situație care nu concordă cu realitatea din bazin. Ca și profile sunt utilizate, cu ponderea cea mai mare, profilele tipizate GDM-10; GDM-11; GDM-12; GDZ-9,7; GDPP-10,3. Metoda de săpare generalizată în bazin este prin perforare-pușcare, iar ca sistem de susținere se folosesc: susținerile de rezistență constantă (cunoscute sub denumirea de susținere metalică elastică sau maleabilă), constituite din elemente SG-18, SG-23, SG-29; susținerile de rezistență crescătoare în construcție din elemente metalice îmbinate rigid, în construcție din elemente de prefabricate din beton (sau bolțari) sau beton turnat. Analizând procesul de săpare – susținere al acestor lucrări, s-au constatat deficiențe în respectarea tehnologiei, referitoare la: contururi extrem de neregulate, afectate de goluri, care în cazul susținerilor de rezistență crescătoare (zidărie de bolțari) rămân neumplute sau sunt umplute superficial cu rocă și nu cu ciment bătut; nerespectarea calității bolțarilor și a mortarului; în cazul susținerilor de rezistență constantă, lipsa strângătorilor impuși de monografia de armare, lipsa bandajelor, prezența cadrelor metalice complet libere, strângerea necontrolată a bridelor, lipsa numărului necesar al acestora. Pentru majoritatea susținerilor, deformațiile au caracteristici comune, și anume: cedarea pereților laterali ai susținerilor înspre deschiderea lucrărilor, distrugerea legăturilor dintre bolțari, formarea crăpăturilor longitudinale în pereții galeriilor; desprinderea din pereți sau din bolțile susținerilor a unor bucăți sub formă de plăci; umflarea intensă a vetrelor, blocări ale elementelor metalice datorită montării incorecte a acestora; tendințe de îndepărtare a capetelor grinzilor metalice față de poziția stâlpilor, efect datorat gripării elementelor susținerii ca urmare a necorelării curburii acestora la aceleași raze; alunecări necontrolate fie a bridelor superioare, fie a celor inferioare, datorate decalibrării profilelor.

Starea de fapt a susținerilor am explicat-o pe baza următoarelor considerații:

- susținerile din zidărie de bolțari se montează la o distanță de 4 - 6 m în spatele frontului de săpare, preluând în acest mod întregul proces de mișcare a rocilor de pe conturul lucrărilor, și anume, de la începutul fazei de săpare până la atenuarea totală a acestor mișcări;
- observațiile au evidențiat și necorelarea tehnologiei de săpare și mai ales calitatea lucrărilor de perforare-pușcare cu condițiile geomecanice. Ca urmare, se obțin contururi foarte variate față de cele proiectate și un grad înaintat de fisurare a rocilor înconjurătoare, influențând în mod negativ asupra portanței susținerilor;
- între elementele de bolțari nu sunt prevăzute intercalații elastice, așa că aceste susțineri sunt construcții tipic rigide. Ca urmare, ele încep să manifeste tendințe de deformare chiar la convergențe laterale de 40 mm și 150 mm din vatră;
- caracterul deformațiilor pe care le înregistrează majoritatea susținerilor din zidărie și cele metalice, demonstrează că ele suportă pe întreg conturul sarcini neuniforme. O asemenea manifestare se datorează necunoașterii regimului de manifestare a presiunii, a direcției vectorului presiunii, a comportamentului reologic la deformare a rocilor și a nerespectării,

așa cum am arătat, a tehnologiei de săpare și susținere a lucrărilor miniere.

Cele prezentate, sunt de fapt confirmate nu numai de observațiile realizate, dar și de evoluția deformării susținerilor lucrărilor miniere și de mecanismul modului de solicitare și de deformare conferit de o serie de studii de cercetare. Pentru o fundamentare cât mai reală a acestor concluzii, s-a încercat redarea stării lucrărilor miniere orizontale prin prisma unor criterii de apreciere a datelor referitoare la reducerea secțiunii și a deformațiilor profilelor acestor lucrări. Criteriile de apreciere în acest scop, au fost: (1) reducerea secțiunii globale a lucrărilor miniere; (2) reducerea secțiunii datorată încovoierii acoperișului și a deplasării sau umflării vetrelor; (3) reducerea secțiunii provocată de împingerile laterale sau convergența pereților laterali; (4) reducerea secțiunii în funcție de starea susținerii și deformația profilului [A2] Aici ar trebui totuși făcută mențiunea că, toate datele obținute concordă într-o măsură de 82 % cu realitatea, deoarece informațiile necesare obținute nu au fost integrale. Cu toate acestea, și pe baza prelucrării informațiilor redade anterior sub formă tabelară (tabelul 2.6; tabelul 2.7), s-a estimat starea galeriilor după reducerea globală a secțiunii, atât pentru galeriile direcționale, cât și transversale care au fost analizate.

Tabelul 2.6- Situația galeriilor direcționale:

CATEGORIA DE ROCĂ	LUNGIME GALERII DIRECȚIONALE		STAREA GALERIILOR DIRECȚIONALE
	valoare absolută [m]	procente [%]	
ARGILE	18721	20	BUNĂ
	32315	34,53	MEDIE
	42540	45,47	NESATISFĂCĂTOARE
GRESII	33305	58,35	BUNĂ
	18280	32,03	MEDIE
	5490	9,62	NESATISFĂCĂTOARE
MARNE	3104	15,53	BUNĂ
	7773	38,88	MEDIE
	9114	45,59	NESATISFĂCĂTOARE

Tabelul 2.7- Situația galeriilor transversale:

CATEGORIA DE ROCĂ	LUNGIME GALERII TRANSVERSALE		STAREA GALERIILOR TRANSVERSALE
	valoare absolută [m]	procente [%]	
ARGILE	32149	52,72	BUNĂ
	18223	29,88	MEDIE
	10612	17,40	NESATISFĂCĂTOARE
GRESII	31959	69,04	BUNĂ
	10817	23,37	MEDIE
	3515	7,59	NESATISFĂCĂTOARE
MARNE	6560	37,51	BUNĂ
	9039	51,68	MEDIE
	1891	10,81	NESATISFĂCĂTOARE

Faptul că doar 32,3 % din galeriile direcționale au putut fi considerate ca fiind în stare bună are semnificația că, acest tip de lucrări nu pot fi cotate, în general, ca satisfăcătoare. Reducerea globală a secțiunii galeriilor include, în mod egal, o parte provocată de deformarea tavanului și a pereților laterali. Pentru evaluarea acestor influențe, s-au analizat în acest context, atât direcționalele cât și transversalele (figura 2.7; figura 2.8).

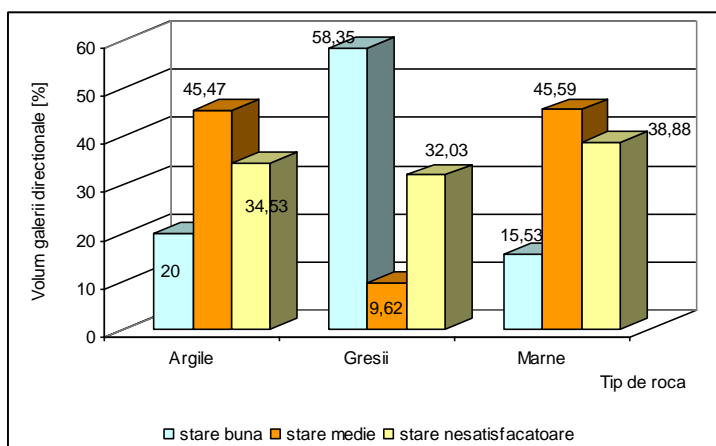


Figura 2.7- Situația galeriilor direcționale.

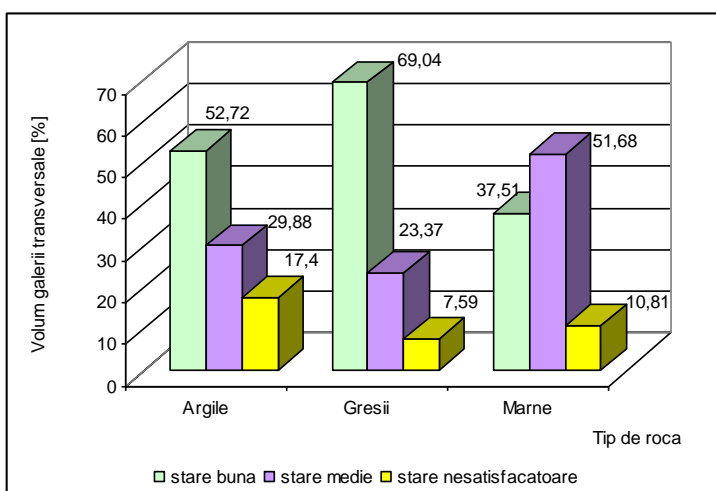


Figura 2.8- Situația galeriilor transversale.

Din analiza acestor date, precizăm doar faptul că, odată cu micșorarea înclinării stratificației se modifică și cota parte de influență a convergențelor pereților laterali, amplificându-se convergența după direcția tavanului. Continuând o asemenea analiză, prin evaluarea reducerii secțiunii în corelație cu deformarea profilului susținerilor, s-a evidențiat că deteriorarea susținerii crește proporțional cu reducerea secțiunii. Ca urmare a celor precizate, la momentul efectuării cercetărilor, din punct de vedere al situației stabilității lucrărilor miniere orizontale privite prin starea susținerilor, a mărimii convergenței profilelor și a cheltuielilor afectate pentru întreținerea lor, exprimate în procente față de costul inițial, aceste lucrări (direcționale și transversale) se pot grupa în trei categorii [A1; A2]:

1- lucrări orizontale cu susțineri în stare bună, grupă ce include situația în care susținerile fie că nu prezintă deformații, fie că deformațiile existente sunt sub 30 % din întreaga susținere, dar nu au afectat profilul lucrării și prin urmare, nu necesită executarea unor lucrări de întreținere și nu împiedică desfășurarea normală a procesului de producție. În această categorie includem direcționalele, în următoarea cantitate: argile 18726 m.l., gresii 32768 m.l., marne 3104 m.l. și transversalele: argile 32139 m.l., gresii 48348 m.l., marne 9735 m.l., iar global: direcționalele 54598 m.l. și transversalele 90222 m.l.;

2- lucrări orizontale cu susțineri în stare medie (parțial deformate), în care includem susținerile parțial deformate, caracterizate prin deformări ușoare, circa 30 % din elementele susținerii, dar și cu vizibile deformări importante ale unor părți ale susținerii, mai mici bineînțeles de 30 % și chiar deteriorări - umflarea vetrelor până la 40 - 50 %. În această grupă, încadrăm lucrările, după cum urmează: direcționale în: argile 32665 m.l., gresii 18278 m.l., marne 7297 m.l.; transversale în: argile 18223 m.l., gresii 10882 m.l., marne 9039 m.l., iar global: direcționale 58240 m.l., transversale 38144 m.l.;

3- lucrări orizontale în stare nesatisfăcătoare, caracterizate de susțineri deformate în întregime; include toate lucrările cu un grad însemnat de deformare, mai mare de 30 %; procesul

de producție nu se mai poate efectua în condiții normale. În această grupă, încadrăm: direcționalele în: argile 42540 m.l., gresii 5194 m.l., marne 9114 m.l.; transversalele în: argile 10222 m.l., gresii 4143 m.l. și marne 1702 m.l., iar global: direcționale 56848 m.l., transversale 16067 m.l.

Prin urmare, pe de o parte experiența minelor din țara noastră, cât și din străinătate, iar pe de altă parte constatările realizate asupra stabilității lucrărilor miniere orizontale principale din Valea Jiului, arată că utilizarea metodelor tradiționale în susținerea acestor lucrări se dovedesc, în majoritatea situațiilor, lipsite de eficiență tehnică și economică. Așadar, îmbunătățirea stabilității - fiabilității lucrărilor miniere orizontale este de neconceput fără o analiză a creșterii fiabilității, pe baza interacțiunii adaptive între sistemul de susținere și masivul de rocă. La baza conceptului de interacțiune adaptivă stă principiul de adecvabilitate a sistemelor de susținere cu mișcarea rocilor înconjurătoare și cu modificarea profilului lucrărilor miniere în timp. O asemenea afirmație, implică imperativul cunoașterii comportamentului reologic al rocilor, adică a parametrilor reologici (de fluaj și relaxare) necesari abordării interacțiunii, în așa mod încât să se faciliteze reglarea rezistenței susținerilor pe toată perioada de serviciu a lucrărilor miniere, adică, considerarea modelelor de interacțiune de tip elasto – plastic - vâscos cu luarea în considerare a fenomenului de dilatanță.

2.9. Analiza principalilor factori de influență asupra stabilității galeriilor direcționale din culcușul stratului 3

2.9.1. Influența condițiilor geomecanice asupra stabilității

Analiza stabilității lucrărilor miniere are la bază criteriile de evaluare a acestora, care pot conduce, în condiții geomecanice și tehnico-miniere concrete, la proiectarea fie a stabilității naturale, fie a stabilității impuse a lucrărilor analizate. Implicarea unor asemenea criterii în teoria proiectării construcțiilor miniere creează în final premisele găsirii legăturilor obiective dintre formele și mărimea de manifestare a regimului de presiune și condițiile de lucru ale susținerilor miniere. Mai mult, prin intermediul criteriilor de stabilitate ale masivului de rocă – lucrare minieră și parametrii sistemului de susținere pentru situația unei stabilități impuse în contextul mecanismului de interacțiune, se poate constitui baza alegerii alternative a modelului pentru calculul prognozării regimului de presiune, a stabilirii legăturilor logice dintre clasele și formele de manifestare a acestor regimuri, a principiilor fundamentale ale unui asemenea procedeu de calcul a construcțiilor sistemelor de susținere în vederea soluționării stabilității – fiabilității lucrării miniere pe întreaga ei durată de activitate. În același context, analiza condițiilor de stabilitate a unei lucrări miniere impune cunoașterea a două situații, și anume:

- a) aprecierea lucrării miniere nesusținute din punct de vedere al stabilității rocilor în care se execută:

$$(2.1) \quad \sigma_{rcM} > \sigma_{efectiv} \quad \text{sau} \quad F_1 = \sigma_{rcM} - \sigma_{efectiv} > 0$$

- b) alegerea sau recomandarea tipului de susținere necesar, adică:

$$(2.2) \quad \sigma_{rs} > P_{activ} \quad \text{sau} \quad F_2 = \sigma_{rs} - P_{activ} > 0$$

unde: σ_{rcM} - rezistența de rupere la compresiune a rocilor în masiv; σ_{rs} – rezistența sistemului de susținere preconizat; $\sigma_{efectiv}$ – solicitarea efectivă a masivului de rocă; P_{activ} – sarcina activă asupra sistemului de susținere.

Pentru soluționarea stabilității – fiabilității lucrării miniere nu este indiferentă precizia de cunoaștere a parametrilor care determină cele două funcții, F_1 și F_2 . Un asemenea deziderat poate fi realizat însă numai printr-o caracterizare cât mai reală a masivului de rocă, în situația dată proprietățile geomecanice ale rocilor din culcușul stratului 3, starea naturală de tensiune, starea secundară de tensiune – deformare în rocile din jurul lucrărilor miniere analizate.

Pe baza datelor obținute, se va alege în final modelul de interacțiune care să conducă la o evaluare cât mai precisă a valorii presiunii, stabilirea sistemelor de susținere corespunzătoare condițiilor de amplasare (adâncime și distanța față de stratul 3) a lucrării miniere în vederea asigurării fiabilității pe întreaga durată de activitate. Asupra stabilității conturului de roci din jurul galeriilor direcționale din culcușul stratului 3 influențează un număr considerabil de factori [A1; A2; A5; A19]. Din numărul principalilor factori de care depinde veridicitatea găsirii soluțiilor de

asigurare a stabilităţii acestor galerii direcţionale, precizăm: proprietăţile fizico – mecanice ale masivului de roci, adâncimea de amplasare a acestor lucrări, gradul de influenţă a lucrărilor de abataj, adică distanţa lucrării faţă de stratul 3 aflat în exploatare. În contextul celor precizate, a fost evaluată stabilitatea lucrărilor miniere direcţionale din culcuşul stratului 3, în funcţie de condiţiile şi caracteristicile geomecanice (tabelul 2.8), de adâncime şi distanţa de amplasare a lucrărilor faţă de stratul 3 de cărbune.

Tabelul 2.8- Caracteristicile geomecanice ale rocilor din culcuşul stratului 3 E.M. Petrila:

Denumirea caracteristicii	Simbol	ARGILE			GRESII		MARNE
		Argile compacte	Argile slab nisipoase	Argile grezoase	Gresii argiloase	Gresii silicioase	
Greutatea volumetrică, 10^4 N/m ³	γ_a	2,56	2,48	2,58	2,60	2,69	2,55
Rezistenţa de rupere la compresiune, MPa	σ_{rc}	20	15,5	30 – 40	45 – 55	55 – 65	36,3
Modul de elasticitate, MPa	E	7460	2950	4090	76300	11100	18800
Coeficientul lui Poisson	μ	0,31	0,29	0,28	0,23	0,19	0,245
Coeficientul de slăbire structurală, MPa	C_s	0,56	0,46	0,60	0,72	0,86	0,58
Rezistenţa de rupere la compresiune în masiv, MPa	σ_{rcM}	11,2	7,13	18 – 24	32,4 – 39,6	47,3 – 55,9	21,1
Modul de elasticitate în masiv, MPa	E_M	2531,2	1611,38	3645,8	5162	8896	1273
Coeficienţii reologici	$\delta \cdot 10^{-4}$	253	329,75	90,75	245,25	374,5	596
	α	0,6323	0,499	0,6735	0,75377	0,81442	0,71887
	C_F	0,89	0,72	0,56	0,36	0,21	0,37
Rezistenţa limită de lungă durată, MPa	σ_{ld}	6,324	8,20	19,9 – 26,53	36 – 44	48,9 – 57,8	28,8

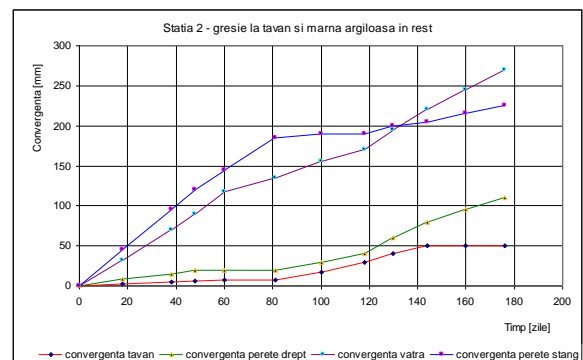
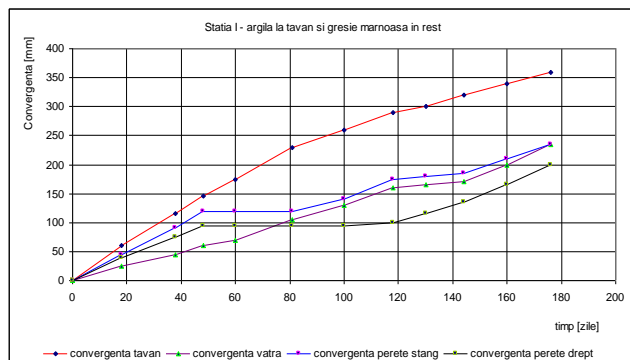
De fapt, precizările făcute au fost confirmate de observaţiile şi măsurătorile realizate la orizonturile +50, -50, -100 (tabelul 2.9; figurile 2.9 - 2.11) [A1; A9; A10].

Tabelul 2.9- Rezultatele măsurătorilor experimentale realizate la I.M. Petrila - Valea Jiului, galeriile direcţionale culcuş strat 3, orizontul +50, -50 şi -100:

t [zile]	STAȚIA 1 Argilă la tavan și gresie marnoasă în rest				STAȚIA 2 Gresie la tavan și mamă argilooasă în rest			
	$\sigma_{rc} = (15 - 20)$ MPa		$\sigma_{rc} = (30 - 40)$ MPa		$\sigma_{rc} = (55 - 65)$ MPa		$\sigma_{rc} = (20 - 30)$ MPa	
	U_T	U_V	U_{ps}	U_{pd}	U_T	U_{pd}	U_V	U_{ps}
GALERIE DIRECTIONALA ORIZONT +50								
0	0	0	0	0	0	0	0	0
18	60	25	45	40	3	8	32	45
38	115	45	90	75	5	15	70	95
48	145	60	120	95	6	20	90	120
60	175	70	120	95	7	20	118	145
81	230	105	120	95	7	20	135	185
100	260	130	140	95	17	30	155	190
118	290	160	175	100	30	40	170	190
130	300	165	180	115	40	60	195	200
144	320	170	185	135	50	80	220	205
160	340	200	210	165	50	95	245	215
176	360	235	235	200	50	110	270	225
GALERIE DIRECTIONALA ORIZONT -50								
0	0	0	0	0	0	0	0	0
18	85	53	60	35	5	13	55	67
38	180	115	120	80	9	26	117	140
48	225	150	155	100	15	35	150	175
60	260	170	175	105	20	45	167	190
81	325	195	200	120	35	65	200	225
100	362	215	225	150	45	70	213	230
118	400	240	250	180	50	75	225	240
130	425	247	255	190	57	94	245	245
144	450	260	265	200	65	115	265	250
160	465	280	285	230	70	133	295	260
176	480	300	310	260	75	145	325	270
GALERIE DIRECTIONALA ORIZONT -100								
0	1	2	3	4	5	6	7	8
18	99	63	70	41	6	15	64	78
38	210	134	140	83	11	30	136	163
48	263	175	180	117	17	41	175	204

60	303	199	204	122	23	52	195	211
81	379	228	233	140	41	76	232	262
100	422	252	263	175	52	81	248	270
118	467	280	290	210	58	88	262	280
130	496	308	296	221	66	110	306	286
144	525	302	308	234	76	134	309	292
160	542	326	332	269	81	155	341	302
176	560	350	361	303	87	169	379	315
STATIA 3								
Gresie pe tot conturul, $\sigma_{rc} = (55 - 65)$ MPa								
t, [zile]	U_T	U_V	U_{ps}	U_{pd}				
GALERIE DIRECTIONALA ORIZONT +50								
0	0	0	0	0				
18	5	20	10	15				
38	10	40	20	22				
48	15	50	25	35				
60	18	60	45	35				
81	25	80	90	35				
100	25	80	90	40				
118	25	80	90	45				
130	27	90	90	53				
144	30	95	90	65				
160	50	97	90	70				
176	70	100	90	7				
GALERIE DIRECTIONALA ORIZONT -50								
0	0	0	0	0				
18	15	20	17	10				
38	27	47	35	20				
48	35	60	45	27				
60	40	65	60	32				
81	55	75	90	40				
100	60	87	95	45				
118	65	100	105	48				
130	75	113	110	52				
144	90	125	115	60				
160	100	130	117	78				
176	110	135	120	95				
GALERIE DIRECTIONALA ORIZONT -100								
0	0	0	0	0				
18	17	23	23	12				
38	31	55	41	24				
48	41	70	52	32				
60	46	76	70	37				
81	64	87	105	47				
100	70	101	111	54				
118	76	116	122	56				
130	87	132	128	60				
144	105	146	134	70				
160	117	151	136	91				
176	128	157	140	111				

Observație: convergențele sunt date în mm.



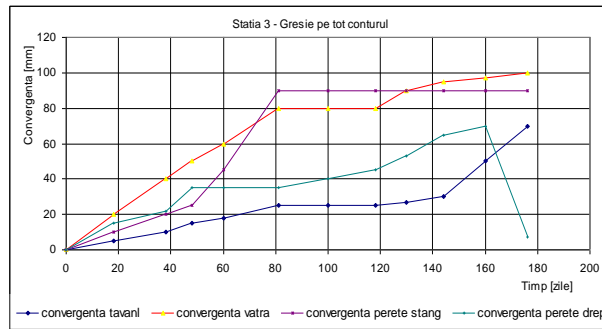


Figura 2.9- Modul de deformare al galeriei direcționale culcuș str.3, bl.II, oriz.+50, E.M. Petrița.

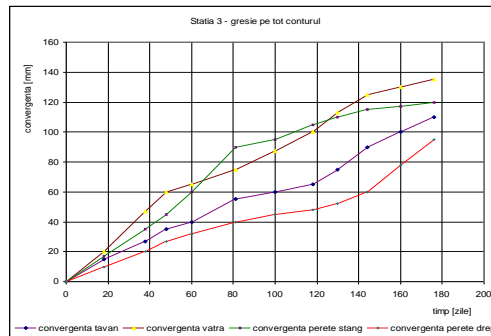
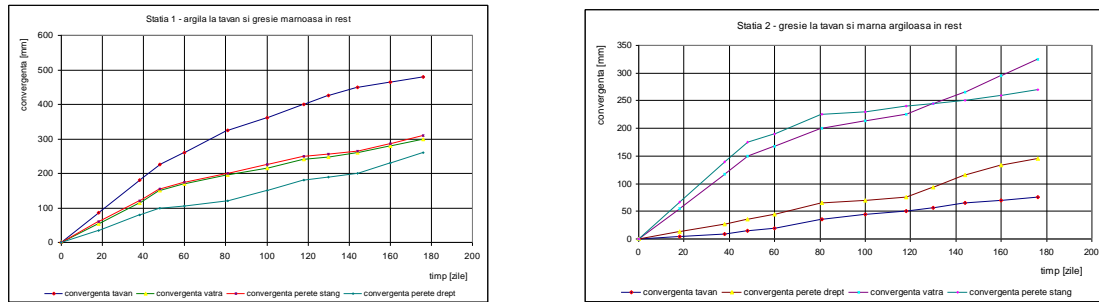


Figura 2.10- Evoluția deformării galeriei direcționale culcuș str.3, oriz. -50, bl.II vest, E.M. Petrița.

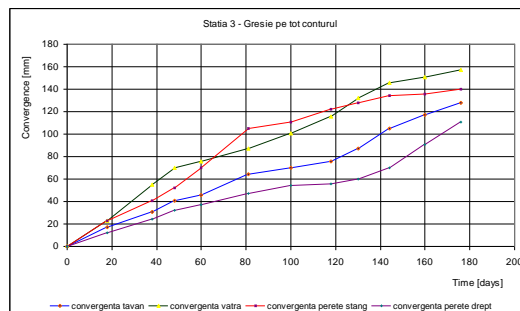
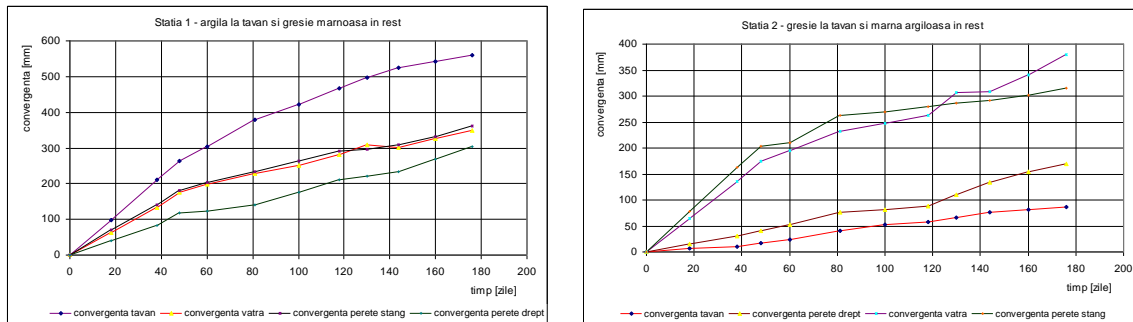


Figura 2.11- Evoluția reducerii medii de profil, galerie direcționale culcuș str.3, bl.II vest, oriz.-100, E.M. Petrița.

Astfel, s-a constatat că galeriile direcționale din culcușul stratului 3 E.M. Petrița prezintă o stare cu mult mai defavorabilă, comparativ cu galeriile transversale; s-a remarcat distrugerea

capacităţii de lucru a susţinerilor, iar caracterul deplasării rocilor înconjurătoare este cu circa (30 – 51) % mai mare decât în cazul galeriilor transversale realizate în aceleaşi condiţii.

Din punct de vedere numai al caracteristicilor geomecanice, desigur că asigurarea stabilităţii galeriilor direcţionale pe întreaga lor activitate se poate realiza prin amplasarea lucrării în roci cu rezistenţa cea mai mare şi cu un comportament la deformare atenuat în timp, spre exemplu în roci de tipul gresiiilor. O asemenea afirmaţie este confirmată şi de valoarea mai redusă a convergenţelor care s-au produs şi care au fost măsurate în galeriile direcţionale de la orizonturile +50, -50 şi -100 (tabelul 2.8, tabelul 2.9).

2.9.2. Influenţa adâncimii de amplasare a lucrărilor miniere

Adâncimea de amplasare este unul din factorii tehnico-minieri cei mai importanţi în asigurarea stabilităţii oricărei lucrări miniere subterane. Odată cu creşterea adâncimii, are loc practic o modificare a proprietăţilor geomecanice a rocilor, o trecere a acestora într-o stare limită, care are o deosebită valoare şi influenţă în ceea ce priveşte asigurarea stabilităţii, se amplifică starea naturală şi secundară de tensiune, convergenţele devin o funcţie pregnantă de adâncime. Lucrările miniere dispuse la adâncimi la care sarcina specifică rezultată din concentrarea tensiunilor care depăşesc rezistenţa limită de lungă durată, ridică probleme serioase de susţinere, iar menţinerea pe termen lung a acestor lucrări implică eforturi speciale. O asemenea afirmaţie este de fapt confirmată de multitudinea de procedee utilizate şi redate în literatura de specialitate pentru rezolvarea problemei susţinerii şi stabilităţii acestor lucrări (tabelul 2.10) şi care, pe de o parte nu epuizează toate măsurile care se pot lua în considerare, iar pe de altă parte, rezultă că problema nu este rezolvată complet nici pe plan mondial şi nici nu a putut fi rezolvată cu o singură metodă, ci printr-un set complet de măsuri. Condiţiile locale de zăcământ au un rol important în aplicarea lor [A2; A4; A9; A10].

Tabelul 2.10- Procedee de asigurare a stabilităţii lucrărilor miniere orizontale situate la diferite adâncimi:

Nr. crt.	Procedeul de asigurare a stabilităţii lucrărilor miniere orizontale	Posibilitatea de folosire şi eficienţa procesului la adâncimi:	
		obişnuite	mari
1	Susţinerea rigidă	Practic nelimitată	Numai cu măsuri de consolidare ajutătoare
2	Lăsarea pilierilor de siguranţă	Peste tot	Nu se recomandă
3	Asigurarea unei convergenţe tehnologice (montarea întârziată a susţinerii definitive)	Parţial, în funcţie de condiţiile organizatorice	Generalizat în toate cazurile unei susţineri rigide
4	Profil circular	Parţial, în funcţie de condiţiile organizatorice şi influenţa tehnico – economică	Peste tot
5	Optimizarea poziţiei faţă de stratificaţie (se preferă lucrări perpendiculare pe stratificaţie)	Parţial, în funcţie de situaţia minieră	Peste tot pentru lucrări miniere capitale
6	Calitatea execuţiei (săpare, susţinere)	Nu este întotdeauna determinată	Peste tot, dar se impun măsuri de îmbunătăţire
7	Amplasarea relativă a lucrărilor	Influenţa reciprocă a lucrărilor este mai mică	Se impun măsuri stricte pentru reducerea influenţei reciproce a lucrărilor învecinate
8	Reeşalonarea executării lucrărilor de pregătire	Se impune aplicarea funcţiei de tehnologia de exploatare	Lucrările învecinate (afiate în zona de influenţă a altor lucrări) se execută cu un decalaj în timp
9	Supraminarea	De regulă se aplică	Se aplică în mod obligatoriu, dacă există un strat suprapus
10	Alegerea unui amplasament favorabil în succesiunea litologică	Se preferă amplasarea în rocile cele mai rezistente, după posibilităţi	Se preferă amplasarea în rocile cele mai rezistente, după posibilităţi
11	Mărirea secţiunii de săpare	Parţial, în cazul lucrărilor de pregătire	În cazul lucrărilor susţinute cu susţineri culisante, atunci când se cunoaşte convergenţa lor finală
12	Introducerea susţinerii culisante	În lucrările de pregătire pe strat	Peste tot, asigurând coincidenţa sensului de culisare cu sensul mişcării rocilor
13	Executarea lucrărilor cu front lărgit	În lucrări de pregătire pe strat	În lucrări de pregătire pe strat
14	Executarea de nişe de descărcare	În unele cazuri pentru rocile argiloase	Nu se recomandă
15	Executarea săpării în două etape	În unele cazuri, în funcţie de condiţii	Nu se recomandă
16	Consolidarea prin injectarea rocilor	În unele cazuri la lucrările de pregătire	În rocile fisurate şi stratificate ca măsură suplimentară
17	Susţinerea combinată (ancore + susţinere culisantă, torcret şi ancore + susţinere culisantă)	În unele cazuri	Pentru lucrările de pregătire
18	Susţinere plastică – rigidă	Rar	În condiţii geomecanice dificile

Deocamdată, în studiile pe care le-am efectuat, influența adâncimii asupra stabilității lucrărilor miniere în culcușul stratului 3 situate în afara zonei de influență a exploatării, am abordat-o ca și un parametru care poate delimita pe verticală comportamentul la deformare a rocilor, în sensul că există o anumită adâncime pe care am denumit-o **adâncime critică**, H_{critic} , de la care în jos rocile din masiv se comportă neelastice la deformare. Această idee, o putem motiva prin importanța pe care ar avea-o o asemenea acțiune limită de separare a zonei comportamentului elastic de zona comportamentului plastic, cu referire la problemele legate de creșterea presiunii și de alegerea susținerilor adecvate. Astfel, pe baza observațiilor realizate la E.M. Petrila și a unor încercări efectuate în laborator, orientativ deocamdată, am stabilit o dependență de forma [A2; A4; A10]:

$$(2.3) \quad H = \left(7,52 \frac{\gamma_a - A}{\sigma_{rcM}} - B \right) \pm 0,6 \quad [m]$$

unde: A și B – coeficienți obținuți pe cale statistică; σ_{rcM} - rezistența la compresiune a rocilor în masiv, daN/cm².

În tabelul 2.11 sunt prezentate valorile unei asemenea adâncimi de la care se manifestă un intens comportament neelastic al rocilor pe conturul lucrărilor miniere orizontale de la E.M. Petrila, culcuș strat 3.

Tabelul 2.11- Valorile adâncimii critice în condițiile geominiere de la E.M. Petrila:

Denumirea rocii	Valorile parametrilor		Rezistența de rupere la compresiune în masiv σ_{rcM} , [daN/cm ²]	Valoarea adâncimii critice H_{critic} , [m]
	A	B		
Argile nisipoase	1097	0,256	71,3	286
Argile compacte	1767	0,361	112	303
Argile grezoase	3234	0,465	180	348
	4625		240	375
Gresii argiloase	6983	0,248	324	421
	9977		396	492
Gresii silicioase	13720	0,675	473	586
	16578		559	600

În etapa următoare, pe baza observațiilor și măsurătorilor în situ, va trebui să se stabilească și legea de variație a convergenței în funcție de adâncime și timp, lege pe care am presupus-o ca fiind de forma:

$$(2.4) \quad \xi(H, t) = \xi(H) t + \eta(H)$$

2.9.3. Distanța de amplasare a galeriilor direcționale

Observațiile și măsurătorile realizate cu referire la stabilitatea galeriilor direcționale din culcușul stratului 3 la E.M. Petrila, relevă și influența hotărâtoare pe care o au lucrările de exploatare, implicit stratul 3, asupra stării stabilității – fiabilității acestor direcționale. Prin urmare, devine un imperativ stabilirea zonei de influență și implicit a distanței față de strat, la care trebuie amplasată lucrarea, pentru a fi scoasă de sub influența exploatării stratului 3. În acest scop, vor fi subliniate câteva precizări cu referire la formarea și deplasarea masei de rocă din spațiul exploatat, cât și cu privire la concentrarea tensiunilor în rocile înconjurătoare stratului 3.

Astfel, observațiile efectuate în condițiile stratului 3 de la E.M. Petrila, caracterizat de înclinări mari (60° – 69°) prin metoda de exploatare în felii orizontale, în urma surpării tavanului feliilor, confirmă faptul că rocile sterile intră în mișcare și umplu în principal spațiul exploatat. Pe măsura extragerii feliilor orizontale, rocile din acoperiș se încovoie și se rup, iar rocile străbătute de fisuri și fragmentate în blocuri se deplasează în spațiul exploatat, după direcția normală la stratificație, fărâmițându-se în bucăți mărunte cu mobilitate mare. Se pot distinge 3 zone de deformare și deplasare a rocilor, zone care se regăsesc într-o strânsă interdependență care trebuie analizată prin prisma teoriei tasărilor și a încovoierii care se produce în timp. În urma exploatării stratului 3, s-a observat și o alunecare a rocilor din culcușul acestui strat, manifestată după planele de stratificație înspre spațiul exploatat, constatându-se că, în cazul înclinărilor mari de peste 45° – 50° și adâncimi de exploatare de 500 m, grosimea pachetului de roci care se pune în mișcare poate atinge valori egale cu de 2 – 3 ori grosimea stratului, iar unghiurile de alunecare

ajungând până la 45°. Simultan cu mișcarea rocilor, se produce și o distribuție a stării naturale de tensiune a masivului din jurul stratului, creându-se o stare secundară de tensiune, cu formarea unor zone de tensiuni mărite în care efectul presiunii de reazem și deci concentrările de tensiune amplificate, majorează pericolul de pierdere a stabilității galeriilor situate în zona de influență a stratului. De fapt, modificarea stării naturale de tensiune și implicit modificarea componentei normale pe stratificație a stării de tensiune în acoperișul stratului 3, se produce odată cu exploatarea anticipată cu un decalaj de 50 m a stratului superior, care creează o destindere a rocilor, tensiunea din masiv reducându-se cu aproape $0,5\gamma_a H$. Coborârea însă a stratului 3, are ca efect transmiterea în culcușul lui și în adâncime a unor concentrări de tensiune secundară, având ca efect creșterea componentei normale pe stratificație.

Pentru rezolvarea problemei cu referire la stabilirea distanței pe orizontală față de stratul 3 la care trebuie amplasată galeria direcțională astfel încât să fie situată în afara zonei de influență precizată, după un studiu aprofundat, am preconizat o schemă de evaluare a acestei distanțe. În urma calculului componentei normale a stării de tensiune σ_N și trasării izoliniilor de aceeași valoare a concentrărilor de tensiune $\sigma_N/\gamma_a H$, pentru situația orizonturilor -100 și -150, autorul [A10] stabilește că distanța critică de amplasare a direcționalelor este:

$$(2.5) \quad \begin{aligned} D_{\text{critic}} &= 1,57 d_{k=0,1} \\ D_{\text{critic}} &= 1,57 \cdot 53,53 = 88,042 \text{ m} \end{aligned}$$

2.10. Variația caracteristicilor de deformare a rocilor în raport cu adâncimea

Cercetările realizate în direcția analizei modului de variație al convergenței rocilor de pe conturul lucrărilor miniere subterane pentru condițiile bazinului carbonifer Valea Jiului au evidențiat o serie de legități de modificare a caracteristicilor geomecanice funcție de adâncime (tabelul 2.12; figura 2.12), iar pe tot bazinul, variația rezistenței de rupere la compresiune și tracțiune monoaxială se regăsește în lucrările [A2; A4].

Tabelul 2.12- Legități stabilite pentru rocile din Valea Jiului – România:

Caracteristica studiată	Tipul corelației stabilite		Mina
	Tip de rocă	Adâncime [m]	
Rezistența de rupere la compresiune monoaxială, σ_{rc}	Argile slab coezive		Exploatarea Minieră Lonea, Valea Jiului
	$\sigma_{rc} = 0.18H + 8.47$	$75 \text{ m} < H < 600 \text{ m}$	
	Gresii slab cimentate		
	$\sigma_{rc} = 0.44H^2 + 0.44H + 0.22$	$H \leq 210 \text{ m}$	
	$\sigma_{rc} = 0.08H^2 - 1.97H + 19.41$	$210 \text{ m} < H < 360 \text{ m}$	
	$\sigma_{rc} = 1.4H - 18.85$	$360 \text{ m} < H < 430 \text{ m}$	
	$\sigma_{rc} = 6.7H$	$430 \text{ m} < H < 750 \text{ m}$	
	Argile cu coeziune bună		
	$\sigma_{rc} = 0.48H + 1.98$	$25 \text{ m} < H < 225 \text{ m}$	
	$\sigma_{rc} = 0.1H^2 - 2.12H + 14.87$	$225 \text{ m} < H < 400 \text{ m}$	
	$\sigma_{rc} = 0.1H^2 - 3.27H - 20.63$	$400 \text{ m} < H < 550 \text{ m}$	
	$\sigma_{rc} = 7.2H$	$550 \text{ m} < H < 750 \text{ m}$	

Rezultă deci o creștere a rezistenței rocilor, dar nu proporțional cu adâncimea. Proprietăți ca porozitatea, cantitatea de apă se reduc cu creșterea adâncimii. Valoarea coeficientului lui Poisson este modificată de adâncime (figura 2.13) și chiar literatura de specialitate [A1; A2] conferă un mod de abordare a problemei, $\mu = f(H)$:

$$(2.6) \quad \mu = 0.25 \left\{ \left(\frac{\sigma_e^*}{\gamma_a H} - 1 \right) + \left[\left(\frac{\sigma_e^*}{\gamma_a H} - 1 \right)^2 + 8 \left(\frac{\sigma_e}{\gamma_a H} - 1 \right) \right]^{0.5} \right\}$$

unde: σ_e^* este tensiunea elastică în cazul compresiunii triaxiale.

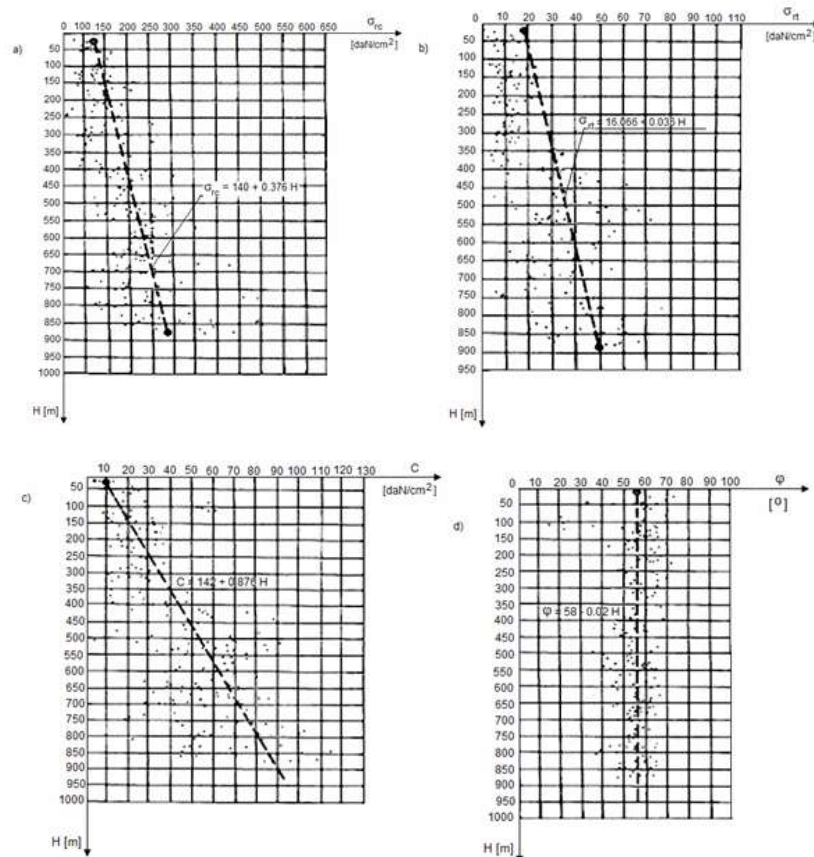


Figura 2.12- Legitățile modificării proprietăților de rezistență funcție de adâncime – Valea Jiului: a) $\sigma_{rc} = f(H)$; b) $\sigma_{rt} = f(H)$; c) $c = f(H)$; d) $\varphi = f(H)$.

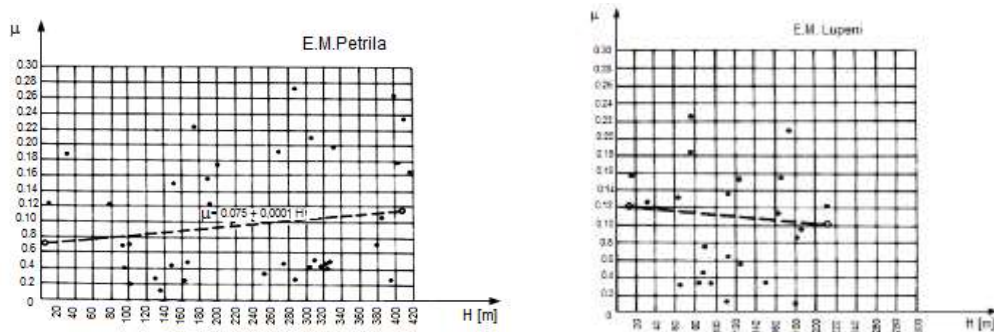


Figura 2.13- Modificarea coeficientului lui Poisson μ funcție de adâncime (E.M. Petrita și E.M. Lupeni).

În funcție de adâncime se modifică, amplificându-se starea naturală de tensiune a masivului, starea secundară de tensiune din jurul lucrărilor miniere, crește intensitatea de refulare a rocilor din culcușul excavațiilor, crește presiunea minieră și ca urmare, se amplifică manifestările acesteia, adică amplitudinea convergențelor, devenind și ele funcții de adâncimea H [A1; A4]. Exemplific în acest sens, în continuare, o asemenea dependență a convergenței de timp și adâncimea de amplasare a lucrării, $\varepsilon = f(t \text{ și } H)$ [A1; A4].

Din punct de vedere al manifestării presiunii miniere noțiunea de adâncime mare sau de „*mină adâncă*” este o noțiune foarte convențională, deoarece s-a constatat că sarcina asupra susținerii depinde nu numai de adâncimea de amplasare a lucrării miniere, dar și de o serie de factori geomecanici, tehnico - minieri, organizatorici. Noțiunea de „*adâncime mare*” este însă relativă și valoric, ea variază în limite largi în funcție de condițiile geologice, geomecanice, tehnico-miniere și organizatorice concrete. Precizăm că denumirea este veridică, de exemplu, pentru bazinul Valea Jiului, în cazul lucrărilor miniere executate în roci cu $\sigma_{rc} < 40$ MPa la o adâncime de peste 600 m, dar și pentru minele de lignit cu activitate de producție situată deja la 80 m față de

suprafață, însă nu-și găsește semnificația în cazul minelor în care lucrările miniere sunt executate la adâncimi mai mari de 1000 m, dar în roci foarte tari cu $\sigma_{rc} > (180 - 200)$ MPa. Experiențele de lucru a minelor din Valea Jiului la adâncimi mari, rezultatele cercetărilor cu referire la starea lucrărilor miniere, observațiile și măsurătorile, cât și cercetările teoretice, au permis evidențierea câtorva particularități de apariție și manifestare a presiunii minere la adâncimi de 500 m – 600 m și mai mari. Distribuția stării secundare de tensiune pe conturul și în jurul lucrărilor miniere principale este determinată de valoarea coeficientului ξ_0 sau a raportului $\frac{\sigma_x}{\sigma_z}$. Odată cu creșterea

coeficientului $\xi_0 > 0.33$ cresc valorile tensiunilor tangențiale și rocile din jurul lucrărilor miniere încep să resimtă pregnant proprietățile reologice, care de fapt condiționează un șir de particularități ale manifestării presiunii miniere, determinând mărimea și caracterul sarcinilor asupra susținerii, cât și maleabilitatea necesară a acesteia. Ca urmare a manifestării proprietăților reologice ale rocilor, starea secundară a masivului în jurul lucrărilor miniere la adâncimi mari (în sensul precizat), se deosebește considerabil de cea luată în calcule pentru cazul rocilor stâncoase situate la adâncimi mici. La adâncimi considerabile, în rocile cu $\sigma_{rc} \leq 40$ MPa, cu timpul se produce relaxarea tensiunilor, starea de tensiune se echilibrează, motiv pentru care ξ_0 , odată cu creșterea adâncimii, tinde spre unitate. La adâncimi mici, ξ_0 este mic, în acoperișul și culcușul lucrării apar tensiuni de tracțiune și în consecință, roca se distruge - cedează, în acoperișul lucrării se formează bolta rocilor dislocate a cărui înălțime este mărginită de un contur stabil, adică de o astfel de formă a lucrării la care tensiunile periculoase de tracțiune se anulează. În cazul adâncimii mari și în roci de rezistență redusă ($\sigma_{rc} \leq 40$ MPa) unde există o bază teoretico-experimentală ca să admitem că $\xi_0 \rightarrow 1$ pe conturul lucrării apar numai tensiuni de compresiune a căror mărime adeseori se dovedește suficientă pentru distrugerea rocilor sau a deformării lor neelastice - plastice. Drept rezultat, în jurul lucrărilor miniere se formează o regiune de rocă ce a trecut în domeniul deformării neelastice. În acest caz se produce și se intensifică deplasarea rocii înspre lucrare și o comprimare multilaterală a susținerii, motiv pentru care asigurarea stabilității unor astfel de lucrări miniere se complică [A2; A4]. Alături de particularitățile de manifestare a presiunii miniere, la adâncimi mari se constată și o activizare a câtorva forme ale ei, și anume:

- cresc în mod considerabil limitele refulării rocilor din vatra lucrărilor miniere, constatându-se asemenea fenomene chiar și în cazul rocilor de tipul gresiilor și a calcarelor;
- valoarea acestor refulări din vatră atinge câțiva zeci de centimetrii, depășind de multe ori mărimea deplasărilor din acoperișul lucrării. Aceste constatări se explică, în cazul lucrărilor miniere cu vatră dreaptă, prin producerea descărcării masivului în direcția vetrei lor;
- deplasările rocii cuprind întreg conturul lucrării și se răspândesc înspre interiorul masivului, formând deci zona deformațiilor neelastice și nu numai bolta rocilor distruse din tavanul acestora;
- forma unei asemenea zone este o lemiscată, depinzând de anizotropia determinativă a rocilor, de rezistența rocilor înconjurătoare, de dimensiunile lucrării, de adâncime, putând atinge dimensiuni de (2 - 9) m;
- în cazul adâncimilor mari deplasările rocilor înspre lucrarea minieră și prin urmare, solicitarea susținerii se produce pe tot conturul lucrării miniere;
- un astfel de caracter al manifestării presiunii pe contur conduce la distrugerea susținerilor nu numai în tavanul și vatra lucrării miniere, dar și în pereții laterali;
- mărimea deplasărilor se poate modifica de la câțiva zeci de centimetrii în șisturile argiloase și nisipoase, la câțiva centimetrii în gresii și calcare (în ultimul caz, de obicei deplasările se produc fără ruperea acestora, ceea ce asigură o conservare a lucrării miniere un timp îndelungat).

2.11. Adâncimea critică de amplasare a lucrărilor miniere

Influența adâncimii asupra stabilității lucrărilor miniere este abordată într-o serie de lucrări de specialitate [A2; A153] ca și un parametru care poate delimita pe verticală în masiv comportamentul de deformare al rocilor, în sensul că există o anumită dimensiune sau *valoare critică*, H_{critic} , de la care în jos rocile din masiv se comportă neelastic plastic la deformare sau apar fenomenele dinamice. Ideea abordării stabilității - fiabilității lucrărilor miniere în contextul implicării adâncimii critice este motivată de cercetători prin importanța pe care o are o asemenea adâncime

limită de separare a zonei comportamentului elastic de zona comportamentului plastic, cu referire la problemele legate de creșterea presiunii și de alegere a susținerilor adecvate pentru asigurarea stabilității excavațiilor executate sub această adâncime. Spre exemplu, cercetările realizate în acest sens în Krivoi Rog [A153] au evidențiat dependența dintre creșterea deformațiilor neelastice - plastice ale rocilor în jurul lucrărilor miniere și adâncimea lor de amplasare sub forma relației:

$$(2.7) \quad H_{\text{critic}} = \left(7.34 \frac{\gamma_a}{\sigma_{rc}} - 0.248 \right) \pm 0.1$$

unde: H_{critic} este adâncimea medie la care începe dezvoltarea zonei deformațiilor neelastice în masivul Krivoi Rog. În tabelul 2.13 redăm câteva dintre relațiile analitice oferite de literatura de specialitate pentru evaluarea adâncimii critice.

Tabelul 2.13- Relații analitice de evaluare a adâncimii critice:

Autorul	Relația de calcul a adâncimii critice, H_{critic} [m]	Semnificații
H. Labasse V.D. Slesarev E.T. Proevkin A.P. Maximov	$H_{\text{critic}} = \frac{\sigma_{rc}}{\gamma_a}$	σ_{rc} este rezistența de rupere la compresiune monoaxială a rocii γ_a este greutatea volumetrică a rocii respective
P.M. Țimbarevici K.V. Ruppeneit	$H_{\text{critic}} = \frac{2 \sigma_{rc}}{2 \xi_0 \gamma_a}$	$\xi_0 = \frac{\mu}{1 - \mu}$ - coeficientul împingerii laterale datorat coeficientului lui Poisson
F.A. Belaenko	$H_{\text{critic}} = \frac{\sigma_e}{\xi_1 \gamma_a}$	$\xi_1 = \frac{1 - 2\mu}{1 - \mu}$
I. Bealer	$H_{\text{critic}} = \frac{\sigma_{rc}}{k \gamma_a}$	k este coeficient ce caracterizează roca; pentru roci de rezistență medie $k = 1,3 - 2$
R. Cvapil	$H_{\text{critic}} = \frac{\sigma_{rc}}{k_1 \gamma_a}$	k_1 coeficient ce depinde de tipul rocii; pentru $\sigma_{rc} = 200 \text{ daN / cm}^2$, $k_1 = 3$ pentru $\sigma_{rc} = 400 \text{ daN / cm}^2$, $k = 1,25$
***	$H_{\text{critic}} = \frac{\sigma_{pl}}{\gamma_a \sqrt{3}} - \text{galerii}$ $H_{\text{critic}} = \frac{(1 - \mu) \sigma_{pl}}{\mu \gamma_a \sqrt{3}} - \text{puțuri}$	σ_{pl} este tensiunea la limita plastică a rocii. Obs.: în cazul puțurilor comportamentul plastic începe la adâncime mai mare decât în cazul galeriilor.

De exemplu, o asemenea adâncime critică H_{critic} se poate aborda în următoarea manieră: la o adâncime oarecare H , într-un masiv neatacat de lucrări miniere, acționează o stare naturală de tensiune σ_1 ; σ_2 ; σ_3 ; și $\sigma_2 = \sigma_3$, iar curgerea plastică se presupune că are loc atunci când:

$$(2.8) \quad S = \frac{1}{2} (\sigma_1 + 2 \sigma_3)$$

în baza ipotezei lucrului mecanic de deformare [A1; A5], în care deviatorii sunt:

$$(2.9) \quad S_1 = \sigma_1 - S = \frac{2}{3} (\sigma_1 - \sigma_3)$$

$$S_2 = \sigma_2 - S = \frac{1}{3} (\sigma_1 - \sigma_3)$$

$$S_3 = \sigma_3 - S = \frac{1}{3} (\sigma_1 - \sigma_3)$$

Lucrul mecanic de deformare produs de starea de tensiune este:

$$(2.10) \quad \frac{1 + \mu}{E} J_3 = \frac{1}{3} (\sigma_1 - \sigma_3)^2 \frac{1 + \mu}{E}$$

iar condiția curgerii plastice este dată de relația:

$$(2.11) \quad J_3 - \frac{\sigma_{pl}}{3} = 0$$

adică:

$$(2.12) \quad \sigma_1 - \sigma_3 = \sigma_{pl}$$

Sub o adâncime stabilită are loc fenomenul de curgere plastică:

$$(2.13) \quad \begin{aligned} \sigma_1 &= \gamma_a H \\ \sigma_2 &= \sigma_3 = \xi_0 \gamma_a H \end{aligned}$$

și în consecință, fenomenul începe pentru:

$$(2.14) \quad H_0 = \frac{1-\mu}{1-2\mu} \cdot \frac{\sigma_{pl}}{\gamma_a}$$

La valoarea H_0 a adâncimii, rocile, datorită propriei lor greutate, vor fi supuse unei stări de tensiuni principale:

$$(2.15) \quad \sigma_3 = \sigma_2 = \sigma_1 - \sigma_{pl}$$

Raportul tensiunilor principale va fi:

1) pentru cazul când ne situăm deasupra lui H_0 :

$$(2.16) \quad n = \frac{\sigma_3}{\sigma_1} = \frac{\mu}{1-\mu} \Rightarrow n = \xi_0$$

2) pentru cazul când ne situăm sub valoarea lui H_0 :

$$(2.17) \quad n = \frac{\sigma_3}{\sigma_1} = 1 - \frac{\sigma_{pl}}{\gamma_a H}$$

Dacă σ_{pl} are valori mici și H este mare, atunci valoarea lui n tinde spre 1. În contextul celor precizate se poate evidenția valoarea adâncimii critice și în cazul stării de tensiune axial simetrice. Astfel, când lucrul mecanic de deformare pe conturul lucrării miniere este:

$$(2.18) \quad J_3 > \frac{\sigma_{pl}^2}{3}$$

atunci lucrarea minieră orizontală nu trebuie susținută, aceasta se situează în domeniul de deformare elastică, iar teoretic se impune numai construcția unei susțineri cu rol de protejare împotriva eventualelor desprinderi și căderi de rocă. În cazul lucrărilor miniere verticale:

$$(2.19) \quad S = \frac{\sigma_r - \sigma_\theta}{2} = \sigma_3$$

iar condiția de curgere pe suprafața ($r = a$) este:

$$(2.20) \quad \begin{aligned} \sigma_3^2 - \frac{1}{3} \sigma_{pl}^2 &= 0 \\ \sigma_3 &= \xi_0 \gamma_a H \end{aligned}$$

În concluzie, valoarea lui H_{critic} este:

$$(2.21) \quad H_{critic} = \xi_0 \frac{\sigma_{pl}}{3 \gamma_a}$$

Pentru lucrările miniere orizontale se constată că, dacă $n \leq 1$ valoarea lui H_{cr} se poate evalua astfel: considerând tensiunile normale:

$$(2.22) \quad \sigma_3 = \sigma_2 = \sigma_1$$

atunci tensiunea totală va fi:

$$(2.23) \quad S = \sigma_1$$

iar deviatorii:

$$(2.24) \quad \begin{aligned} S_r &= \frac{a^2}{r^2} \sigma_1 \\ S_\theta &= \frac{a^2}{r^2} \sigma_1 \end{aligned}$$

Condiția de curgere pentru $r = a$, este:

$$(2.25) \quad \sigma_1 = \frac{1}{3} \sigma_{pl} = \gamma_a H$$

și deci:

$$(2.26) \quad H_{critic} = \frac{1}{\sqrt{3}} \cdot \frac{\sigma_{pl}}{\gamma_a}$$

Considerând adâncimea H_{critic} pentru care asupra lucrărilor miniere orizontale acționează o stare de tensiune egală cu unitatea și valoarea lui σ_3 :

$$(2.27) \quad \sigma_3 = \xi_0 \gamma_a H$$

atunci valoarea lui H_{critic} este:

$$(2.28) \quad H_{\text{critic}} = \frac{1-\mu}{\mu} > 1$$

și comparând cu adâncimea critică pentru puțuri, se constată că în cazul lucrărilor miniere verticale curgerea plastică începe la o adâncime mai mare decât în cazul lucrărilor miniere orizontale.

2.12. Stabilirea variațiilor în timp a convergenței rocilor pe conturul lucrărilor situate la diferite adâncimi

Pe baza cercetărilor in situ referitoare la manifestarea presiunii asupra lucrărilor miniere, în condițiile zăcămintelor de cărbune [A2; A5; A7; A8; A19; A105] s-a putut stabili dependența dintre convergență, durata de funcționare a lucrării t și adâncimea H de amplasare a acestor lucrări (figura 2.14) [A2; A153].

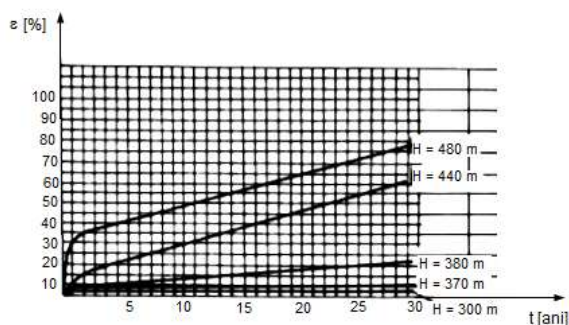


Figura 2.14- Dependența dintre convergența lucrării și durata de funcționare în raport cu adâncimea de amplasare a acesteia.

Stabilirea convergenței ca funcție de adâncimea H și durata t de funcționare a lucrării, $\varepsilon = f(H, t)$ se poate stabili prin mai multe procedee. Redăm în continuare două dintre aceste procedee. De exemplu, folosind măsurătorile de convergență în funcție de H și t redată în tabelul 2.14 și figura 2.15, pentru $H = \text{constant}$ se poate considera forma generală a unei asemenea funcții ca fiind [A2; A4]:

$$(2.29) \quad \varepsilon(H, t) = a(H) \cdot t + b(H)$$

unde H este constant.

Tabelul 2.14- Dependența dintre convergență, durata de funcționare t și adâncimea H de amplasare a lucrării miniere:

Adâncimea H [m] \ Timpul t [ani]	0,5	1,0	2,0	3,0
300	0,2	0,2	0,2	0,2
370	0,4	0,4	0,4	0,4
380	0,6	0,8	1,2	1,6
440	1,5	2,5	4,0	5,5
480	3,6	4,3	5,8	7,2

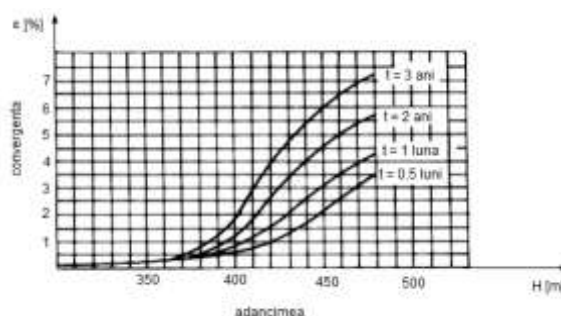


Figura 2.15- Variația convergenței rocilor din jurul unei lucrări miniere funcție de adâncime și timp.

Pentru determinarea lui $a(H)$ și $b(H)$, pentru diferite valori ale lui H , s-a folosit metoda celor mai mici pătrate sau metoda interpolării a lui Newton, obținându-se:

$$(2.30) \quad (H, t) = (-199.17H^2 + 180.49H - 39.4)t + (361.67H^2 - 285.24H + 56.54)$$

Un alt procedeu prin care se pot analiza și interpreta datele experimentale constă în crearea tabelului 2.15 [A2; A4].

Tabelul 2.15- Interpretarea și analiza datelor experimentale din figura 2.14 și figura 2.15, aproximarea funcțiilor $\varepsilon_1(H)$ și $\varepsilon_2(H)$:

H	$\varepsilon_1(H)$	$\varepsilon_2(H)$
300	0	0,2
370	0	0,4
380	0,4	0,4
440	1,6	0,8
480	1,5	2,8

Pe baza datelor din figura 2.15 și pentru care se poate scrie relația:

$$(2.31) \quad \varepsilon(H, t) = \varepsilon_1(H) \cdot t + \varepsilon_2(H)$$

care se poate aproxima printr-o relație de forma (at + b), obținându-se, pentru diferite valori ale lui H, următoarele ecuații:

$$\varepsilon(300, t) = 0 \cdot t + 0.2$$

$$\varepsilon(370, t) = 0 \cdot t + 0.4$$

$$(2.32) \quad \varepsilon(380, t) = 0.4 \cdot t + 0.4$$

$$\varepsilon(440, t) = 1.6 \cdot t + 0.8$$

$$\varepsilon(480, t) = 1.5 \cdot t + 2.8$$

În baza acestor relații, se aproximează funcțiile $\varepsilon_1(H)$ și $\varepsilon_2(H)$ (tabelul 2.15) și rezultă:

$$(2.33) \quad \varepsilon_1(H) = a \cdot e^{-b(H-c)^2}$$

Folosind metoda punctelor alese, adică rezolvând sistemul de ecuații (2.32) de forma:

$$a \cdot e^{-b(380-c)^2} = 0.4$$

$$(2.34) \quad a \cdot e^{-b(440-c)^2} = 1.6$$

$$a \cdot e^{-b(480-c)^2} = 1.5$$

se obține: $a = 1.69$; $b = 2.56 \cdot 10^{-4}$; $c = 445$ și ca urmare, pentru intervalul de adâncime $H \in [380, 480]$ m, $\varepsilon_1(H)$ este:

$$(2.35) \quad \varepsilon_1(H) = 1.69 e^{-2.56 \left(\frac{H-455}{100} \right)^2}$$

iar pentru intervalul de adâncime $H \in [300, 370]$ m, ca o funcție identic nulă.

Astfel, putem scrie că:

$$(2.36) \quad \varepsilon_1(H) = \begin{cases} 1.69 e^{-2.56(0.01H-4.55)^2} & \text{pentru } H \geq 375 \text{ m} \\ 0 & \text{pentru } H < 375 \text{ m} \end{cases}$$

Această expresie se poate reda sub forma unei relații omogene, integrabile, continui folosind expresia:

$$(2.37) \quad \mathcal{F}(H) = \frac{1}{2} + \frac{1}{\pi} \cdot \arctg[100(H-375)]$$

care pentru $H < 375$ m este 0 și pentru $H > 375$ m este 1 și prin urmare:

$$(2.38) \quad \varepsilon_1(H) = \mathcal{F}(H) \cdot 1.69 e^{-2.56(0.01H-4.55)^2}$$

În mod asemănător s-a putut aproxima și funcția $\varepsilon_2(H)$, obținându-se:

$$(2.39) \quad \varepsilon_2(H) = 0.0036 e^{3.65(0.01H-3)} + 0.29$$

sau sub forma:

$$(2.40) \quad \varepsilon_2(H) = \frac{1}{\sqrt{3.56 - 0.15(0.01H)^2}} - 0.43$$

Folosind relațiile (2.36) și (2.39) s-a putut aproxima funcția de convergență prin relația:

(2.41.a)

$$\epsilon(H,t) = \left\{ \left[\frac{1}{2} + \frac{1}{x} \arctg[100(H-375)] \right] \cdot 1.69 \cdot \exp\left(-2.56 \frac{(H-455)^2}{4}\right) + 0.0036 \cdot \exp\left(3.65 \frac{H-300}{100}\right) + 0.29 \right\}$$

sau folosind relația (2.40), se poate scrie:

$$(2.41.b) \quad \epsilon(H,t) = \left\{ \left[\frac{1}{2} + \frac{1}{\pi} \arctg[100(H-375)] \right] \cdot 1.69 \cdot \exp\left(-2.56 \frac{(H-455)^2}{4}\right) + \frac{1}{\sqrt{3.56 - 0.15 \left(\frac{H}{100}\right)^2}} \right\}$$

Rezultatele obținute cu asemenea relații sunt redată în tabelul 2.16, constatându-se (figura 2.15) că se poate prognoza cu exactitate foarte mare convergența lucrărilor miniere executate în roci slabe, în funcție de timp și adâncimea cuprinsă în intervalul $H = (300 - 500)$ m.

Tabelul 2.16- Variația în timp și în funcție de adâncime a convergenței lucrărilor miniere executate în roci cu rezistență mică:

H [m]	$\epsilon(H;t), t$		După relația (2.41.a)				După relația (2.41.b)			
	0,5	1	0,5	1	2	3	0,5	1	2	3
300	0,29	0,29	0,29	0,29	0,29	0,29	0,24	0,24	0,24	0,24
370	0,34	0,34	0,34	0,34	0,34	0,34	0,38	0,38	0,38	0,38
380	0,56	0,76	1,16	1,56	1,56	1,56	0,61	0,81	1,21	1,61
440	1,48	2,27	3,86	5,45	5,45	5,45	1,69	2,39	3,98	5,57
480	3,52	4,24	5,68	7,12	7,12	7,12	3,39	4,11	5,55	6,99

Ca urmare a celor precizate, se impune luarea în considerare a parametrului adâncime în evaluarea stabilității - fiabilității, adică în proiectarea eficientă a excavațiilor miniere. O asemenea posibilitate de prognozare în lipsa unor posibilități de evaluare prin măsurători „in situ” o conferă valoarea adâncimii calculate conform relației:

$$(2.42) \quad H_c = k \cdot H \quad [m]$$

unde: H este adâncimea proiectată de amplasare a lucrării miniere sau a unei porțiuni a ei, (m); k este un coeficient care evaluează starea de tensiune a masivului de rocă în comparație cu starea de tensiune creată de greutatea proprie a întregii grosimi de rocă până la suprafață.

În contextul gravitațional $k = 0,8 - 1$, iar în cazul unei stări de tensiune complete, deci amplificate și cu starea de tensiune de origine tectonică sau ereditară, în zonele masivului de rocă supus unor mișcări tectonice sau perturbațiilor tectonice existente, k se ia egal cu $1,5 - 3,46$. Calculul valoric al lui H_c redă influența stării naturale de tensiune a masivului de rocă asupra intensității de manifestare a presiunii în lucrările miniere [A2; A4]; pentru majoritatea zonelor necomplicate de o activitate tectonică, componenta verticală evaluată prin relația $\sigma_v = \sigma_z = \gamma_a H$ sau prin relațiile de forma $\sigma_z = \frac{a+bH}{c+H} \cdot H$ (adică de forma $\sigma_v = f(H)$) este cea activă, iar componentele

normale orizontale sunt egale cu $\sigma_0 = \xi_0 \sigma_v$ (unde ξ_0 este coeficientul împingerii laterale și depinde de gradul de plasticitate a rocilor). În cazul zonelor supuse unor perturbații tectonice sau eroziuni, sub pantele mari ale munților (așa cum este situația minelor din Valea Jiului), sub bazinele de apă etc., se manifestă o stare de tensiune cu totul deosebită, deoarece componentele orizontale se pot manifesta ca active și vor depăși cu mult valoarea componentei verticale, σ_v [A4].

2.13. Model geomecanic propus în contextul interacțiunii masiv de rocă – sistem de susținere

Asigurarea stabilității lucrărilor miniere, pe întreaga lor durată de funcționare, depinde în mare măsură de sistemul de susținere ales și modul de interacțiune al acestuia cu rocile înconjurătoare. Analizând modul de susținere a lucrărilor miniere orizontale principale din cadrul bazinului Valea Jiului, s-a constatat că acestea se pot încadra în categoria susținerilor cu rol de sprijin. Din analiza datelor furnizate din documentațiile existente în cadrul minelor ce aparțin acestui bazin, s-a constatat că au fost generalizate diferite tipuri de susțineri metalice, care, în raport cu regimul de funcționare și de lucru, sunt **susțineri de rezistență constantă sau maleabile** și **susțineri de rezistență – crescătoare - rigidă**.

Cercetările efectuate privind analiza stabilității lucrărilor miniere orizontale și-au propus să elucideze intensitatea și particularitatea presiunii miniere, caracterul deformării și mișcării rocilor de pe contur, interdependența dintre condițiile geomecanice și mărimea deformării, dar și influența acestor parametri asupra comportării susținerii. În acest capitol, va fi prezentată o metodologie de stabilire a legităților principale de manifestare a regimului de presiune minieră, determinarea valorică a sarcinilor asupra susținerii și a deplasărilor acesteia, considerând criteriul de stabilitate „n” ca și parametru complex, prin intermediul căruia pot fi exprimate aceste legi de variație, pentru condițiile de amplasament și funcționare a galeriilor direcționale din Valea Jiului situate în culcușul stratului 3 [A2; A5].

2.13.1. Starea naturală de tensiune a masivului de rocă de neomogenitate discontinuă, anizotrop și reologic

În starea lor naturală, masivele de rocă, obiect al activității miniere, se află, în permanență, sub acțiunea forțelor gravitaționale, a forțelor de natură tectonică, acțiunea apei sub diferitele ei forme și a timpului, care cauzează apariția și dezvoltarea unei stări complexe de tensiune, cunoscută sub denumirea de **stare primară** sau **naturală de tensiune**, care atâta timp cât masa de rocă este constrânsă și nu se poate deforma, se regăsește sub o formă latentă. Atunci când masivul de rocă este deranjat prin realizarea lucrărilor subterane de orice fel, starea naturală de tensiune din roca înconjurătoare acestora se modifică, se amplifică și se redistribuie, creându-se o nouă stare de tensiune, numită **stare secundară de tensiune**, T_{σ} . Aceste tensiuni noi care apar, pot influența, într-o măsură mai mare sau mai mică, funcționalitatea și implicit, stabilitatea lucrărilor subterane. Au fost evidențiate două aspecte ale stabilității, și anume: **stabilitatea naturală** a excavației, care se poate forma de la sine, prin însăși natura masivului de rocă și a factorilor în conjunctura cărora se realizează lucrarea minieră și rezultă din raportul pe care îl creează aceste excavații, odată cu executarea lor, între starea secundară de tensiune T_{σ} și reacțiunea sau starea limită σ_{lim} a rocilor înconjurătoare, adică $T_{\sigma} < \sigma_{lim}$. Lucrările miniere executate în asemenea condiții nu necesită să fie susținute pe întreaga lor durată de activitate; **stabilitatea impusă** a excavațiilor subterane, ca rezultat al distrugerii echilibrului creat între rocă și excavații, atunci când realizarea lucrării nu mai este favorizată de condițiile naturale și tehnico - miniere, ceea ce înseamnă că $T_{\sigma} \gg \sigma_{lim}$ și ca urmare, stabilitatea sistemului masiv de rocă - lucrare minieră poate fi asigurată numai pe baza unei reacțiuni dezvoltate prin intermediul diferitelor metode, cum ar fi spre exemplu: fie prin consolidare, fie prin montarea de susțineri, fie prin combinarea acestor două soluții, adică prin crearea unei stabilități. Pe lângă aceste mijloace, analiza stabilității lucrărilor miniere are la bază și o serie de criterii de evaluare a acesteia, care în condiții tehnico - miniere concrete, pot conduce la precizarea stabilității naturale sau a stabilității impuse a lucrărilor miniere. Implicarea acestor criterii în teoria proiectării construcțiilor miniere creează în final premisele găsirii legăturilor obiective dintre formele și mărimea de manifestare a regimului de presiune și condițiile de lucru ale sistemelor de susținere. Mai mult, prin intermediul criteriilor de stabilitate ale masivului de rocă – lucrare minieră și parametrii sistemului de susținere pentru situația unei stabilități impuse, în contextul mecanismului de interacțiune, se poate constitui baza alegerii alternative a modelului pentru un calcul de prognozare al regimului de presiune, a stabilirii legăturilor logice dintre clasele și formele de manifestare a acestor regimuri, a principiilor fundamentale ale unui asemenea procedeu de calcul a construcțiilor sistemelor de susținere în vederea soluționării stabilității – fiabilității lucrării miniere pe întreaga perioadă de activitate [A2; A5; A7; A8; A10; A19; A34; A151; A152; A153]. Un masiv de rocă este definit ca și regiunea din scoarța terestră situată în sfera activității tehnico – miniere, dar și a altor activități din cadrul domeniului construcțiilor civile. Masivul real reprezintă un sistem material extrem de complex, caracterizat de o preistorie geologică și care continuă să se dezvolte și în procesul de realizare a activităților de construcții, în special al activității miniere.

În acest paragraf, voi face doar câteva mențiuni referitoare la un mod simplist de analiză a masivelor de rocă sedimentare, în vederea stabilirii unui model geomecanic masiv de rocă – lucrare minieră (și care ar putea fi extins și la alte tipuri de lucrări subterane realizate în astfel de masive), aplicabil în contextul interacțiunii masiv de rocă – sistem de susținere, model care am considerat ca fiind necesar și care vine în sprijinul specialiștilor din domeniu. Folosirea modelelor anizotrope la rezolvarea problemelor de mecanica rocilor și implicit în domeniul minier, a început încă din anul 1947, prin examinarea masivului de rocă privit ca un masiv elastic ortotrop, caz în

care este valabilă legea generalizată a lui Hooke. În cazul masivului transversal izotrop în care au fost executate lucrări miniere, se va ține seama de planele ortotropiei și legea lui Hooke corespunzătoare acestei situații. Starea inițială de tensiune a masivului de rocă în acest caz, se recomandă să se stabilească pe baza ipotezei lui Dinik.

Pentru masivul sedimentar aferent bazinului Valea Jiului, în lucrarea [A3] a fost evaluată starea de tensiune naturală, considerând masivul anizotrop.

2.13.2. Starea secundară de tensiune și deformare din jurul lucrărilor miniere

Voi face încă de la început precizarea că în acest paragraf voi discuta, în principal, starea secundară de tensiune – deformare care se dezvoltă în jurul lucrărilor miniere orizontale principale amplasate în culcușul stratului 3 de la E.M. Petrila, întrucât în aceste galerii au fost realizate și cele mai multe observații și măsurători in situ referitoare la aceste aspecte [A2; A3].

Masivele de rocă, sub influența forțelor gravitaționale, prin greutatea lor proprie, se caracterizează printr-o stare de tensiune, denumită stare de tensiune geostatică [A2; A3; A151; A153]. O asemenea stare de tensiune poate să creeze deformări sau deplasări individuale a particulelor de rocă. Deplasarea acestor particule poate fi de natură elastică, numai dacă valoric, tensiunea reziduală nu depășește efortul la limita elastică. Dacă în masiv sunt realizate excavații subterane, atunci în rocă apar forțe de rezistență la forfecare a tensiunii pasive, datorită apariției posibilității de deformare spre interiorul acestor lucrări, consecință a acțiunii unei stări de tensiune geostatice redistribuite și amplificate. Dacă acțiunea este mai mare decât reacțiunea, atunci, pentru menținerea stabilității lucrării, a evitării intruziunii rocilor înconjurătoare în lucrarea minieră, apare necesitatea folosirii unei susțineri. Acțiunea stării de tensiune asupra susținerii este denumită **presiune minieră**. Aceasta nu este numai o caracteristică a rocii, deoarece ea nu este dependentă numai de calitatea acesteia, ci presiunea minieră depinde și de mărimea tensiunilor și a deformațiilor din jurul lucrărilor miniere, adică de starea secundară de tensiune – deformare. Apariția stării secundare de tensiune este o funcție de interacțiune, funcție completă și inseparabilă a unui complex de factori. Modul de repartizare a tensiunilor secundare dezvoltate în roca elastică, omogenă și izotropă din jurul unei excavații se poate realiza în funcție de ipoteza considerată. Nu voi intra aici în detalii privind ipotezele de calcul ale stării secundare de tensiune, întrucât acestea sunt regăsite în literatura de specialitate [A151], mă voi referi strict la starea de tensiune din jurul lucrărilor miniere orizontale din culcușul stratului 3 de la E.M. Petrila. Pentru a analiza modul de repartizare al tensiunilor din jurul acestor lucrări subterane, s-a urmărit variația efortului normal radial, normal tangențial și tangențial pentru fiecare din tipurile de roci prin care trece lucrarea minieră. În acest scop, a fost aplicată ipoteza lui Fenner.

Variația componentelor stării de tensiune în jurul lucrărilor miniere orizontale din culcușul stratului 3 de la E.M. Petrila, pentru fiecare tip de rocă și pentru adâncimi corespunzătoare orizonturilor de la +50 la -150, sunt redate în tabelul 2.17 și figura 2.16.

Tabelul 2.17- Variația stării secundare de tensiune în jurul lucrărilor orizontale:

Denumirea rocii	Adâncimea [m]	Raza lucrării	Variația efortului normal radial, normal tangențial și tangențial [daN/cm ²]		
			$\theta = 0^\circ$		
			σ_r	σ_θ	$\tau_{r\theta}$
Argilă grezoasă sedimentară, detritică, cimentată; minerale argilitice, subordonat cuarț și muscovit. Structura: pelitico – psamitică Textura: ușor stratificată, ciment argilitic	595	$r = a$	0	-126	0
		$r = \infty$	158	10,6	0
	645	$r = a$	0	-136,7	0
		$r = \infty$	171	11,4	0
	695	$r = a$	0	-147,2	0
		$r = \infty$	184,3	12,36	0
	745	$r = a$	0	-157,8	0
		$r = \infty$	197,6	13,25	0
	795	$r = a$	0	-168,4	0
		$r = \infty$	210,8	14,14	0
Gresie cuarțo – micacee sedimentar detritică cimentată cu cuarț, muscovit, biotit. Structura: psamitică Textura: nestratificată, ciment argilos	595	$r = a$	0	-105,4	0
		$r = \infty$	142,8	12,4	0
	645	$r = a$	0	-114,2	0
		$r = \infty$	154,8	13,52	0
	695	$r = a$	0	-123,1	0
		$r = \infty$	166,8	14,57	0

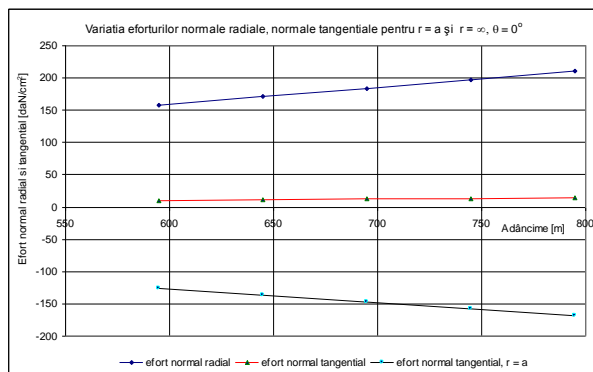
	745	$r = a$	0	-131,9	0
		$r = \infty$	178,8	15,62	0
	795	$r = a$	0	-100,8	0
		$r = \infty$	190,9	16,66	0
Gresie argiloasă sedimentar detritică, cimentată, cuarț, muscovit, minerale argilitice Structura: psamo – pelitică Textura: nestratificată	595	$r = a$	0	-91,78	0
		$r = \infty$	154,5	20,91	0
	645	$r = a$	0	-99,5	0
		$r = \infty$	167,5	22,6	0
	695	$r = a$	0	-107,2	0
		$r = \infty$	180,5	24,4	0
	745	$r = a$	0	-114,9	0
		$r = \infty$	193,4	26,18	0
795	$r = a$	0	-122,6	0	
	$r = \infty$	206,4	27,9	0	
Marnă fosiliferă, sedimentar detritică, cimentată, minerale argilitice, carbonat de calciu, resturi organice de melibranchiate Structura: pelitică Textura: nestratificată	595	$r = a$	0	-19,2	0
		$r = \infty$	152,1	44,3	0
	645	$r = a$	0	-20,81	0
		$r = \infty$	164,8	48,02	0
	695	$r = a$	0	-22,4	0
		$r = \infty$	177,6	51,7	0
	745	$r = a$	0	-22,4	0
		$r = \infty$	190,4	55,4	0
	795	$r = a$	0	-25,6	0
		$r = \infty$	203,2	59,2	0
Gresie cuarțo – micacee, sedimentar detritică, cimentată, cuarț, biotit, muscovit, ciment argilos Structura: psamitică Textura: nestratificată	595	$r = a$	0	-108,9	0
		$r = \infty$	146,6	12,46	0
	645	$r = a$	0	-118	0
		$r = \infty$	158,6	13,5	0
	695	$r = a$	0	-126,9	0
		$r = \infty$	170,8	14,5	0
	745	$r = a$	0	-136,3	0
		$r = \infty$	183,2	15,6	0
	795	$r = a$	0	-145,5	0
		$r = \infty$	195,4	16,65	0
$\theta = 60^\circ$					
Argilă grezoasă sedimentară, detritică, cimentată; minerale argilitice, subordonat cuarț și muscovit. Structura: pelitico – psamitică Textura: ușor stratificată, ciment argilic	595	$r = a$	0	315,6	0
		$r = \infty$	48	12,1	-63,9
	645	$r = a$	0	342	0
		$r = \infty$	51,3	131,2	-69,1
	695	$r = a$	0	368,7	0
		$r = \infty$	55,3	141,3	-74,4
	745	$r = a$	0	395,2	0
		$r = \infty$	59,3	151,5	-79,8
	795	$r = a$	0	421,7	0
		$r = \infty$	63,3	161,6	-85,18
Gresie cuarțo – micacee sedimentar detritică cimentată cu cuarț, muscovit, biotit. Structura: psamitică Textura: nestratificată ciment argilos	595	$r = a$	0	285,6	0
		$r = \infty$	45	110,2	-56,4
	645	$r = a$	0	309,6	0
		$r = \infty$	48,8	119,5	-61,2
	695	$r = a$	0	333,6	0
		$r = \infty$	52,6	128,7	-65,9
	745	$r = a$	0	357,7	0
		$r = \infty$	56,4	138	-70,6
	795	$r = a$	0	381,6	0
		$r = \infty$	60,2	147,2	-75,4
Gresie argiloasă sedimentar detritică, cimentată, cuarț, muscovit, minerale argilitice Structura: psamo – pelitică Textura: nestratificată	595	$r = a$	0	309	0
		$r = \infty$	54,3	121,12	-57,8
	645	$r = a$	0	335	0
		$r = \infty$	58,8	131,3	-62,7
	695	$r = a$	0	360,9	0
		$r = \infty$	63,4	141,5	-37,5
	745	$r = a$	0	386,9	0
		$r = \infty$	68	151,6	-72,4
	795	$r = a$	0	412,99	0
		$r = \infty$	72,5	161,8	-77,3
Marnă fosiliferă, sedimentar detritică, cimentată, minerale argilitice, carbonat de calciu, resturi organice de melibranchiate Structura: pelitică Textura: nestratificată	595	$r = a$	0	309,2	0
		$r = \infty$	71,2	125,1	-5,6
	645	$r = a$	0	329,7	0
		$r = \infty$	77,2	135,6	-46,6
	695	$r = a$	0	355,3	0
		$r = \infty$	83,2	146,2	-54,5
	745	$r = a$	0	380,9	0

		$r = \infty$	89,21	156,7	-58,4	
	795	$r = a$	0	406,4	0	
		$r = \infty$	95,2	167,2	-62,36	
Gresie cuarțo – micacee, sedimentar detritică, cimentată, cuarț, biotit, muscovit, ciment argilos Structura: psamitică Textura: nestratificată	595	$r = a$	0	292,6	0	
		$r = \infty$	41,9	112,8	-57,9	
	645	$r = a$	0	317,1	0	
		$r = \infty$	45,9	122,3	-62,8	
	695	$r = a$	0	341,7	0	
		$r = \infty$	49,7	131,8	-67,7	
	745	$r = a$	0	366,3	0	
		$r = \infty$	53,6	141,2	-72,5	
	795	$r = a$	0	390,9	0	
		$r = \infty$	61,3	150,7	-77,4	
	$\theta = 90^\circ$					
	Argilă grezoasă sedimentară, detritică, cimentată; minerale argilitice, subordonat cuarț și muscovit. Structura: pelitico – psamitică Textura: ușor stratificată, ciment argilic	595	$r = a$	0	462,8	0
$r = \infty$			10,58	158	0	
645		$r = a$	0	501,7	0	
		$r = \infty$	11,4	171,0	0	
695		$r = a$	0	540,6	0	
		$r = \infty$	12,36	184,3	0	
745		$r = a$	0	579,55	0	
		$r = \infty$	13,25	197,6	0	
795		$r = a$	0	618,45	0	
		$r = \infty$	14,14	210,86	0	
Gresie cuarțo – micacee sedimentar detritică cimentată cu cuarț, muscovit, biotit. Structura: psamitică Textura: nestratificată ciment argilos		595	$r = a$	0	415,9	0
			$r = \infty$	12,47	142,81	0
	645	$r = a$	0	450,93	0	
		$r = \infty$	13,52	154,81	0	
	695	$r = a$	0	485,88	0	
		$r = \infty$	14,57	166,82	0	
	745	$r = a$	0	520,84	0	
		$r = \infty$	15,62	178,82	0	
	795	$r = a$	0	555,8	0	
		$r = \infty$	16,66	190,92	0	
	Gresie argiloasă sedimentar detritică, cimentată, cuarț, muscovit, minerale argilitice Structura: psamo – pelitică Textura: nestratificată	595	$r = a$	0	442,65	0
			$r = \infty$	20,9	154,52	0
645		$r = a$	0	479,84	0	
		$r = \infty$	22,6	167,5	0	
695		$r = a$	0	517	0	
		$r = \infty$	24,4	180,5	0	
745		$r = a$	0	554,24	0	
		$r = \infty$	26,18	193,47	0	
795		$r = a$	0	591,44	0	
		$r = \infty$	27,94	206,46	0	
Marnă fosiliferă, sedimentar detritică, cimentată, minerale argilitice, carbonat de calciu, resturi organice de melibranchiate Structura: pelitică Textura: nestratificată		595	$r = a$	0	412	0
			$r = \infty$	44,3	152,1	0
	645	$r = a$	0	446,62	0	
		$r = \infty$	48,02	164,88	0	
	695	$r = a$	0	481,24	0	
		$r = \infty$	51,74	177,66	0	
	745	$r = a$	0	515,86	0	
		$r = \infty$	55,46	190,44	0	
	795	$r = a$	0	550,48	0	
		$r = \infty$	59,2	203,22	0	
	Gresie cuarțo – micacee , sedimentar detritică, cimentată, cuarț, biotit, muscovit, ciment argilos Structura: psamitică Textura: nestratificată	595	$r = a$	0	426,42	0
			$r = \infty$	12,46	146,3	0
645		$r = a$	0	462,26	0	
		$r = \infty$	13,5	158,6	0	
695		$r = a$	0	498	0	
		$r = \infty$	14,55	170,88	0	
745		$r = a$	0	533,93	0	
		$r = \infty$	15,6	183,17	0	
795		$r = a$	0	569,76	0	
		$r = \infty$	16,65	195,47	0	

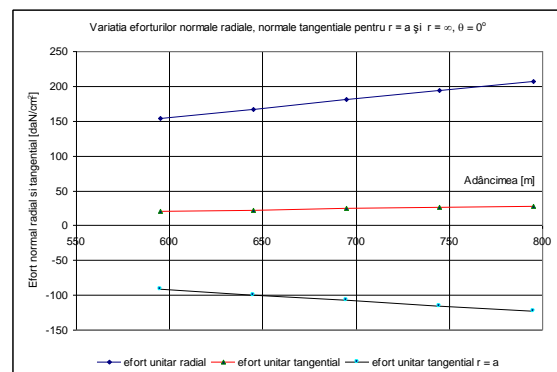
Valorile coeficienților de concentrare a tensiunilor stabilite în baza raportului:

$$(2.43) \quad k = \left(\frac{\sigma_\theta}{\gamma_a H} \right)_{\theta=0^\circ; 60^\circ; 90^\circ}$$

sunt redade în tabelul 2.18.



a) argilă grezoasă



b) gresie cuarțo – micacee

Figura 2.16- Variația componentelor stării de tensiune în jurul lucrărilor miniere orizontale.**Tabelul 2.18-** Coeficienții de concentrare ai tensiunilor:

Denumirea rocii	Adâncime [m]	Valorile coeficientului de concentrare k					
		$\theta = 0^\circ$		$\theta = 60^\circ$		$\theta = 90^\circ$	
		$r = a$	$r = \infty$	$r = a$	$r = \infty$	$r = a$	$r = \infty$
Argilă grezoasă	595	-0,79	0,06	0,88	0,76	2,39	1,002
	645	-0,79	0,06	0,88	0,76	2,39	1,002
	695	-0,79	0,06	0,88	0,76	2,39	1,002
	745	-0,79	0,06	0,88	0,76	2,39	1,002
	795	-0,79	0,06	0,88	0,76	2,39	1,002
Gresie cuarțo - micacee	595	-0,73	0,08	1,99	0,77	2,91	0,99
	645	-0,73	0,08	1,99	0,77	2,91	0,99
	695	-0,73	0,08	1,99	0,77	2,91	0,99
	745	-0,73	0,08	1,99	0,77	2,91	0,99
	795	-0,73	0,08	1,99	0,77	2,91	0,99
Gresie argiloasă	595	-0,59	0,13	1,99	0,78	2,86	0,99
	645	-0,59	0,13	1,99	0,78	2,86	0,99
	695	-0,59	0,13	1,99	0,78	2,86	0,99
	745	-0,59	0,13	1,99	0,78	2,86	0,99
	795	-0,59	0,13	1,99	0,78	2,86	0,99
Marnă fosiliferă	595	-0,12	0,29	2,03	0,82	2,7	0,99
	645	-0,12	0,29	2,03	0,82	2,7	0,99
	695	-0,12	0,29	2,03	0,82	2,7	0,99
	745	-0,12	0,29	2,03	0,82	2,7	0,99
	795	-0,12	0,29	2,03	0,82	2,7	0,99

În contextul calculului stării secundare de tensiune, considerând masivul de rocă elastic, a fost analizată și stabilitatea lucrărilor miniere executate în culcușul stratului 3, studiu efectuat pe baza condițiilor date de literatura de specialitate, adică:

$$(2.44) \quad \begin{aligned} \sigma_{\theta \max} &< \sigma_{rc} \\ \sigma_{\theta \min} &< \sigma_{rt} \end{aligned}$$

O asemenea analiză a fost realizată atât pentru valorile rezistenței la compresiune determinată în laborator, cât și a valorilor stabilite in situ, rezultatele fiind prezentate în tabelul 2.19 [A2; A3].

Tabelul 2.19- Caracterizarea stabilității lucrărilor miniere orizontale:

Tipul de rocă	Adâncimea [m]	Condiția de stabilitate	Caracterizarea stabilității	
			pentru σ_{rc}	pentru σ_{rt}
Argilă grezoasă	595	$\sigma_{\theta \max} < \sigma_{rc}$	stabil	instabil
		$\sigma_{\theta \min} < \sigma_{rt}$	instabil	instabil
	645	$\sigma_{\theta \max} < \sigma_{rc}$	stabil	instabil
		$\sigma_{\theta \min} < \sigma_{rt}$	instabil	instabil
	695	$\sigma_{\theta \max} < \sigma_{rc}$	instabil	instabil
		$\sigma_{\theta \min} < \sigma_{rt}$	instabil	instabil
	745	$\sigma_{\theta \max} < \sigma_{rc}$	instabil	instabil
		$\sigma_{\theta \min} < \sigma_{rt}$	instabil	instabil
	795	$\sigma_{\theta \max} < \sigma_{rc}$	instabil	instabil
		$\sigma_{\theta \min} < \sigma_{rt}$	instabil	instabil

Gresie cuarţo-micacee	595	$\sigma_{\theta \max} < \sigma_{rc}$	stabil	instabil
		$\sigma_{\theta \min} < \sigma_{rt}$	instabil	instabil
	645	$\sigma_{\theta \max} < \sigma_{rc}$	instabil	instabil
		$\sigma_{\theta \min} < \sigma_{rt}$	instabil	instabil
	695	$\sigma_{\theta \max} < \sigma_{rc}$	instabil	instabil
		$\sigma_{\theta \min} < \sigma_{rt}$	instabil	instabil
	745	$\sigma_{\theta \max} < \sigma_{rc}$	instabil	instabil
		$\sigma_{\theta \min} < \sigma_{rt}$	instabil	instabil
	795	$\sigma_{\theta \max} < \sigma_{rc}$	instabil	instabil
		$\sigma_{\theta \min} < \sigma_{rt}$	instabil	instabil
Gresie argiloasă	595	$\sigma_{\theta \max} < \sigma_{rc}$	instabil	instabil
		$\sigma_{\theta \min} < \sigma_{rt}$	instabil	instabil
	645	$\sigma_{\theta \max} < \sigma_{rc}$	instabil	instabil
		$\sigma_{\theta \min} < \sigma_{rt}$	instabil	instabil
	695	$\sigma_{\theta \max} < \sigma_{rc}$	instabil	instabil
		$\sigma_{\theta \min} < \sigma_{rt}$	instabil	instabil
	745	$\sigma_{\theta \max} < \sigma_{rc}$	instabil	instabil
		$\sigma_{\theta \min} < \sigma_{rt}$	instabil	instabil
	795	$\sigma_{\theta \max} < \sigma_{rc}$	instabil	instabil
		$\sigma_{\theta \min} < \sigma_{rt}$	instabil	instabil
Marnă fosiliferă	595	$\sigma_{\theta \max} < \sigma_{rc}$	instabil	instabil
		$\sigma_{\theta \min} < \sigma_{rt}$	instabil	instabil
	645	$\sigma_{\theta \max} < \sigma_{rc}$	instabil	instabil
		$\sigma_{\theta \min} < \sigma_{rt}$	instabil	instabil
	695	$\sigma_{\theta \max} < \sigma_{rc}$	instabil	instabil
		$\sigma_{\theta \min} < \sigma_{rt}$	instabil	instabil
	745	$\sigma_{\theta \max} < \sigma_{rc}$	instabil	instabil
		$\sigma_{\theta \min} < \sigma_{rt}$	instabil	instabil
	795	$\sigma_{\theta \max} < \sigma_{rc}$	instabil	instabil
		$\sigma_{\theta \min} < \sigma_{rt}$	instabil	instabil

Din analiza rezultatelor obţinute, se constată că lucrările miniere amplasate în condiţiile geomecanice existente în culcuşul stratului 3 de la E.M. Petrila sunt caracterizate prin instabilitate şi ca urmare, necesită soluţionarea susţinerilor prin utilizarea unor sisteme de susţinere adecvate.

Influenţa lucrărilor de abataj asupra caracterului manifestării regimului de presiune în lucrările miniere capitale conduce la modificarea stării de tensiune a masivului, în funcţie de caracterizarea lui mecanică, de poziţia lucrării în raport cu stratul exploatat, de viteza de avansare a exploatării stratului, de modul de dirijare a presiunii în abataj. O asemenea influenţă poate fi evaluată prin intermediul unui coeficient suplimentar de concentrare a stării de tensiune, care determină manifestarea presiunilor de reazem.

Plecând de la asemenea constatări, se poate evalua starea de tensiune a masivului în jurul stratului exploatat. Caracterul manifestării presiunii miniere la exploatarea unui strat poate fi sintetizat astfel: în masivul de rocă înconjurător stratului care se exploatează se formează o zonă de relaxare, unde nivelul tensiunilor este mai mic decât $\gamma_a H$, iar în zona neexploată a stratului se formează zona presiunilor mărite, care prezintă un maxim al concentrărilor de tensiune la o distanţă de (5 – 10) m faţă de linia frontului de abataj [A2; A3].

2.13.3. Cercetări experimentale ale manifestării regimului de presiune – deformare în condiţiile galeriilor direcţionale

Pe parcursul a 3 ani de zile am realizat măsurători ale modului de deformare a susţinerilor în galeriile situate la orizonturile +50, 0, -50, -100 şi -150, cu precizarea că în această perioadă, galeria de la orizontul -150 era în săpare, iar rezultatele obţinute au permis: prelucrarea pe baza statisticii matematice a dependenţei capacităţii portante specifice minime necesare a susţinerii arcuite metalice în funcţie de valorile coeficientului de stabilitate; a dependenţei presiunii asupra susţinerii de coeficientul de stabilitate; a dependenţei presiunii asupra susţinerii în funcţie de timp şi a dependenţei deplasărilor rocilor în funcţie de timp, pentru coeficienţii de stabilitate calculaţi.

2.13.3.1. Analiza stabilității galeriilor direcționale după criteriul de stabilitate „n”

Posibilitatea de a reflecta cantitativ implicațiile caracteristicilor geomecanice și a unor parametri tehnico – minieri, printre care și adâncimea de amplasare a lucrărilor miniere, asupra stabilității acestora, este realizabilă prin intermediul utilizării diferitelor criterii de stabilitate. Conceptul de utilizare a noțiunii de criteriu de stabilitate, având în vedere definirea acestei noțiuni, a fost aplicat și în analiza rezultatelor experimentale referitoare la modul de manifestare a regimului de presiune, obținute prin cercetări in situ. În contextul acestor precizări, într-un studiu privind regimul de deformare a rocilor din jurul galeriilor direcționale prin prisma interacțiunii masiv de rocă – sistem de susținere în condițiile geominiere din perimetrul Petrila, Toderaș M. (2014) [A2; A3; A5] analizează posibilitatea utilizării criteriului de stabilitate „n” pentru elucidarea unor probleme referitoare la: dependența acestui criteriu de rezistența de rupere la compresiune σ_{rc} a rocilor și de adâncime, $n = f(H)$, de deformarea conturului lucrării miniere, $n = f(u)$, de portanța necesară a susținerii și deformarea conturului lucrării miniere, modificarea presiunii și a deplasării în timp, cât și dependența presiunii și a deplasării în timp funcție de valoarea criteriului de stabilitate. Analiza stabilității poate fi fundamentată prin cunoașterea detaliată a caracteristicilor geomecanice ale rocilor și a modificărilor care intervin în structura lor pe parcursul timpului, datorită umidității și a celorlalți agenți de alterare, adâncimea de amplasare a lucrării miniere, influența tehnologiei de săpare – susținere, influența altor lucrări și a abatajelor etc.

Criteriul de stabilitate „n” poate fi exprimat sub forma relației:

$$(2.45) \quad n = \frac{C_s k_{ld} k_w \cdot \sigma_{rc}}{k_{ct} k_1 k_3 \gamma_a H} = \frac{\sigma_{rcm}}{k_f k_1 k_3 \gamma_a H} \cdot 1$$

unde: C_s – coeficientul slăbirii structurale a rocii; k_{ld} – coeficientul rezistenței de lungă durată a rocii; k_w – coeficient care evaluează influența umidității asupra rezistenței de rupere la compresiune a rocii; k_{ct} = coeficient de concentrare a tensiunilor, care pentru lucrări subterane cu pereți drepecți este 2,5 – 3,0; k_1 – coeficient de concentrare a tensiunilor în funcție de lucrările miniere învecinate; k_3 – coeficient de influență a abatajelor, cu valori între 1,0 – 3,5.

Situația lucrărilor miniere din culcușul stratului 3 de la E.M. Petrila se poate caracteriza conform tabelelor 2.20 și 2.21 [A2; A3; A5].

Tabelul 2.20- Situația lucrărilor miniere orizontale, culcuș strat 3:

Tip de rocă	Adâncime [m]	Valoarea indicelui „n”	Caracterizare
Argilă nisipoasă	695	0,138	Lucrarea minieră este foarte instabilă, deformarea rocilor se manifestă sub formă de curgeri plastice pe tot conturul lucrării. Deplasările devin nelimitate, susținerea trebuie să lucreze în regim de deformare simultană cu rocile înconjurătoare și să dispună de o portanță $p_i = (300 - 600) \text{ kN/m}^2$ pentru a asigura restabilirea echilibrului inițial al masivului
	745	0,1286	
	795	0,12054	
Argilă compactă	695	0,2098	Lucrarea este instabilă tinzând spre instabilitate mare. Se produc deformații neelastice pe întreg conturul lucrării miniere. Deplasările sunt de $100 < u \leq 450 \text{ mm}$ și chiar mai mari. Susținerea trebuie să lucreze în regim de deformare simultană cu rocile și să dispună de o portanță $p_i = (60 - 200) \text{ kN/m}^2$ pentru a asigura restabilirea echilibrului inițial al masivului
	745	0,1957	
	795	0,1834	
Argilă grezoasă	695	0,390	Lucrarea este de stabilitate medie, deplasările fiind $u = 50 - 100 \text{ mm}$. Susținerea lucrează în regim de sarcină dată. Se recomandă totuși o susținere maleabilă de rezistență constantă, $p_i = (10 - 60) \text{ kN/m}^2$
	745	0,364	
	795	0,341	
Gresie argiloasă	695	0,664	Lucrarea este de stabilitate medie, deplasările fiind $u = 50 - 100 \text{ mm}$. Susținerea lucrează în regim de sarcină dată. Se recomandă totuși o susținere maleabilă de rezistență constantă, $p_i = (10 - 60) \text{ kN/m}^2$
	745	0,619	
	795	0,580	
Gresie silicioasă	695	0,92	Lucrarea este de stabilitate medie, deplasările fiind $u = 50 - 100 \text{ mm}$. Susținerea lucrează în regim de sarcină dată. Se recomandă totuși o susținere maleabilă de rezistență constantă, $p_i = (10 - 60) \text{ kN/m}^2$
	745	0,858	
	795	0,80	

Tabelul 2.21- Deplasările conturului lucrărilor miniere orizontale, culcuș strat 3:

Tip de rocă	Adâncime [m]	Valorile deplasărilor în afara zonei stratului, u [mm]		Valorile deplasărilor în cazul influenței zonei stratului, u [mm]		Caracterizare
		Tavan	Pereți	Tavan	Pereți	
Argilă nisipoasă	695	251,9	568,8	392,7	707,6	Conturul rocilor este instabil spre foarte instabil în special în pereții laterali ai lucrărilor, trecând în totalitate în categoria foarte instabil în zona de influență a exploatării stratului 3
	745	276,48	622,08	417,28	762,88	
	795	313,34	705,00	454,14	569,3	
Argilă compactă	695	213,50	428,50	354,34	569,30	
	745	215,04	483,80	355,84	624,60	
	795	230,50	516,40	371,20	659,20	
Argilă grezoasă	695	184,32	414,72	325,12	555,52	
	745	211,968	476,90	352,77	617,70	

	795	218,11	490,75	358,91	631,55	
Gresie argiloasă	695	43,00	96,77	31,00	144,77	În afara zonei de influență a exploatării stratului 3 lucrările miniere sunt stabile, în caz contrar, ele trec în zona de stabilitate medie
	745	52,20	117,5	100,20	165,50	
	795	55,30	124,42	109,30	172,40	
Gresie silicioasă	695	18,44	41,47	66,44	89,49	
	745	30,72	69,12	78,72	117,12	
	795	33,80	76,03	81,80	124,03	

Analizând stabilitatea lucrărilor miniere în funcție de dependența criteriului „n” și deformarea conturului „u” prin intermediul relației:

$$(2.46) \quad n = \frac{1,35}{\ln\left(\frac{u}{0,1a} + 1\right)}$$

și figura 2.17 pentru condițiile geomecanice și miniere din Valea Jiului, se constată că susținerile acestor lucrări se situează în condiții grele de lucru când $n < 0,35$, iar deformarea conturului lucrărilor miniere de profil simplu este inclusă în domeniul de 100 mm - 410 mm sau de 200 mm - 600 mm pentru profilele duble [A2; A3; A5; A153].

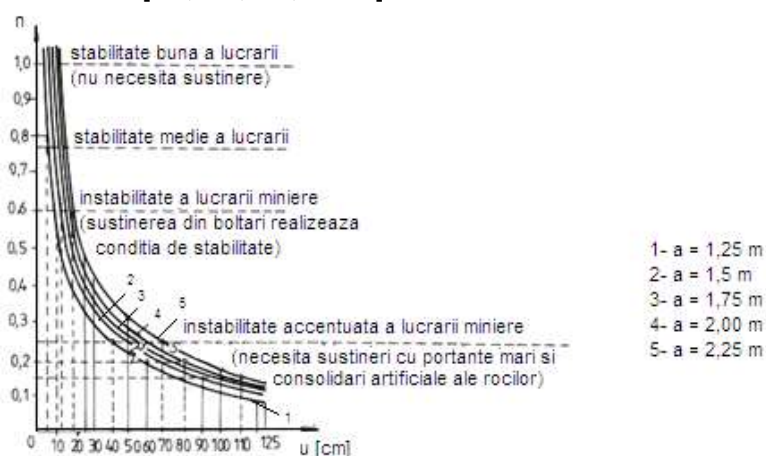


Figura 2.17- Dependența criteriului de stabilitate „n” și deplasarea „u” a rocilor de pe conturul lucrării miniere.

2.13.3.2. Dependența capacității portante specifice minim necesară a susținerii arcuite metalice de valorile coeficientului de stabilitate

Pentru fiecare din stațiile de urmărire a deplasărilor, s-a determinat capacitatea portantă specifică a susținerii real instalate (P_r), prin înmulțirea capacității portante specifice a unui cadru cu numărul de arce, N , instalate pe 1 metru de lucrare minieră (3 arce/metru), adică:

$$(2.47) \quad P_r = N \cdot P_{sc}$$

Valorile obținute ale portanței specifice au fost reprezentate în sistemul de coordonate coeficient de stabilitate n pe axa absciselor și portanță pe axa ordonatelor [A2; A5]. În baza datelor experimentale, s-a aproximat pentru fiecare interval P_r , punctele care unite, au condus la obținerea unei curbe care determină capacitatea portantă minim necesară pentru asigurarea unui nivel considerat de fiabilitate de aproximativ 0,95.

2.13.3.3. Dependența experimentală a deplasării susținerii de coeficientul de stabilitate

O asemenea dependență a fost obținută prin prelucrarea statistică a datelor valorilor deplasărilor înregistrate la orizonturile +50, -50, -100 și -150, astfel că s-a ajuns la o ecuație de regresie de forma [A3; A5]:

$$(2.48) \quad U = 0,0414 - \frac{0,043}{n} + \frac{0,019}{n^2}$$

2.13.3.4. Dependența presiunii asupra susținerii în funcție de timp

Pe baza aceluiași rezultate obținute din măsurătorile efectuate (figura 2.18 – 2.19) s-au stabilit pe cale analitică parametrii a și b , în funcție de coeficientul de stabilitate n . Acești coeficienți

– parametrii fac parte integrantă din expresia presiunii, pe care am considerat-o că aproximează valorile presiunii obținute experimental. O asemenea corelație, este o curbă de forma [A2; A5]:

$$(2.49) \quad p = \frac{1}{a} \ln \frac{t+b}{b}$$

unde: a și b sunt coeficienți adimensionali, determinați fie prin metoda celor mai mici pătrate, fie prin înlocuirea în relația (2.49) a valorilor presiunii p, pentru $t = 200 \times 24$ ore și respectiv, $t = 1000 \times 24$ ore și a căror expresii sunt de forma:

orizont -50:

$$(2.50) \quad \begin{aligned} a &= 0,664n^2 - 0,1785n + 0,0839 \\ b &= 0,000824n^2 + 4,948n - 0,000839 \end{aligned}$$

orizont -100:

$$(2.51) \quad \begin{aligned} a &= 0,00426n^2 + 0,517n + 0,000443 \\ b &= -0,00768n^2 + 4,952n - 0,0017 \end{aligned}$$

orizont -150:

$$(2.52) \quad \begin{aligned} a &= 0,00161n^2 + 0,521n - 0,000806 \\ b &= -0,00644n^2 + 4,942n + 0,00304 \end{aligned}$$

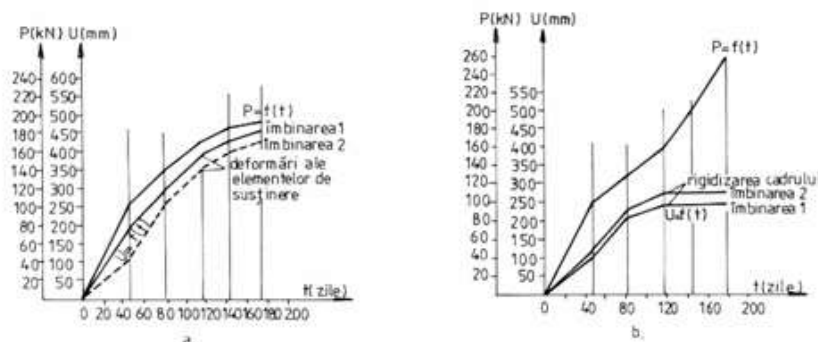


Figura 2.18- Variația sarcinii, culisării și a deplasării în funcție de timp, pentru galeria direcțională culcuș strat 3, bloc II orizont – 50: a) galerie susținută cu cadre metalice simple SG-18; b) galerie susținută cu cadre metalice duble SG-18 (I.M. Petrița – Valea Jiului).

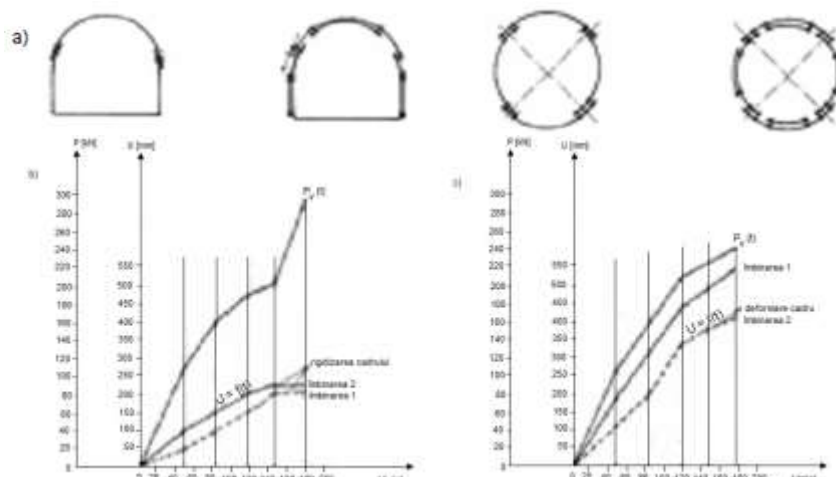


Figura 2.19- Variația sarcinii, culisării și deplasării în funcție de timp pentru galeria direcțională culcuș strat 3, bloc II orizont + 100: a) construcția cadrelor de susținere – simple, duble; b) galerie susținută cu cadre metalice simple SG-29; c) galerie susținută cu cadre metalice duble SG-29 (I.M. Petrița – Valea Jiului).

Prin efectuarea calculelor presiunii conform relației (2.49) au rezultat valorile corespunzătoare timpului de urmărire, în tabelul 2.22 fiind prezentate rezultatele obținute pentru situația galeriei direcționale situată la orizontul -150 [A3; A5].

Rezolvarea ecuațiilor (2.50), (2.51) și (2.52) în funcție de valorile coeficientului de stabilitate n, a condus la obținerea valorilor coeficienților a și b, redată în tabelul 2.23.

Tabelul 2.22- Valorile presiunii în funcție de timp, în cazul galeriei direcționale situată la orizontul -150:

Tipul de rocă Timp [zile]	Argilă nisipoasă	Argilă compactă	Argilă grezoasă	Gresie argiloasă	Gresie silicioasă
0	0	0	0	0	0
18	106,27	65,59	31,53	16,68	11,3
38	118,23	73,53	35,76	19,15	13,08
48	121,99	76,01	37,08	19,92	13,63
60	125,59	78,38	38,35	20,66	14,17
81	130,43	81,57	40,06	21,66	14,89
100	133,83	83,82	41,25	22,36	15,39
116	136,22	85,39	42,09	22,85	15,75
130	138,06	86,6	42,74	23,23	16,02
144	139,71	87,69	43,32	23,57	16,27
160	141,41	88,81	43,92	23,92	16,52
176	142,94	88,83	44,46	24,24	16,75

Tabelul 2.23- Valorile coeficienților A și B în funcție de criteriul n:

Coeficientul de stabilitate „n”	Valorile coeficienților	
	a	b
0,138	0,072	0,682
0,2098	0,1153	1,038
0,390	0,204	1,929
0,664	0,348	3,285
0,920	0,482	4,551

În cazurile considerate, relația (2.49) de evaluare a mărimii sarcinii asupra susținerilor metalice pentru galeriile direcționale amplasate în culcușul stratului 3, E.M. Petrița, orizonturile -50; -100; -150, va fi de forma (figura 2.20) [A3; A5]:

orizontul -50:

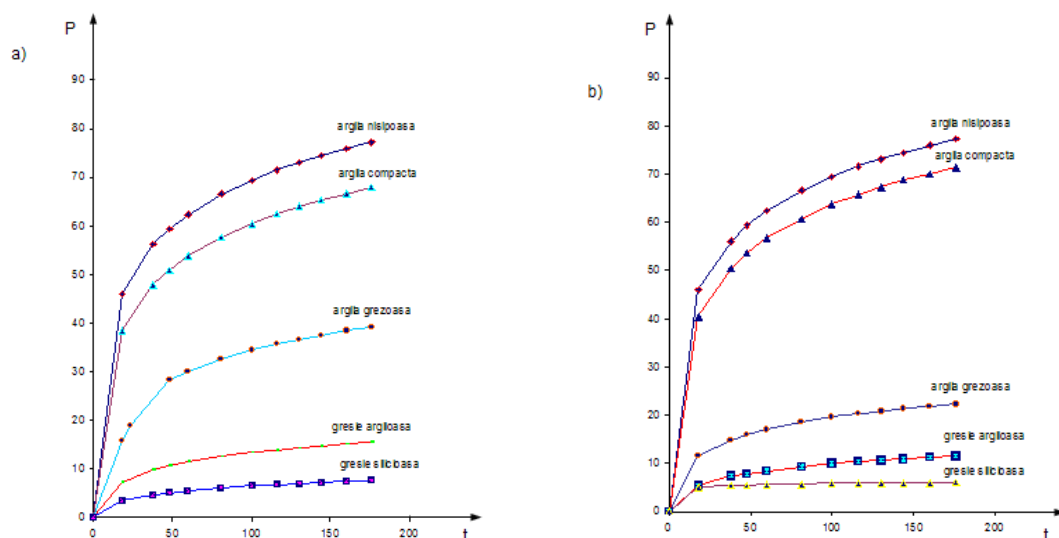
$$(2.53) \quad p = \frac{\ln \frac{t + 0,000824n^2 + 4,948n - 0,000839}{0,000824n^2 + 4,948n - 0,000839}}{0,664n^2 - 0,1785n - 0,0839}$$

orizontul -100:

$$(2.54) \quad p = \frac{\ln \frac{t - 0,00768n^2 + 4,952n - 0,0017}{-0,00768n^2 + 4,952n - 0,0017}}{0,00426n^2 + 0,517n + 0,000443}$$

orizontul -150:

$$(2.55) \quad p = \frac{\ln \frac{t - 0,00644n^2 + 4,942n + 0,00304}{-0,00644n^2 + 4,942n + 0,00304}}{0,00161n^2 + 0,521n - 0,000806}$$



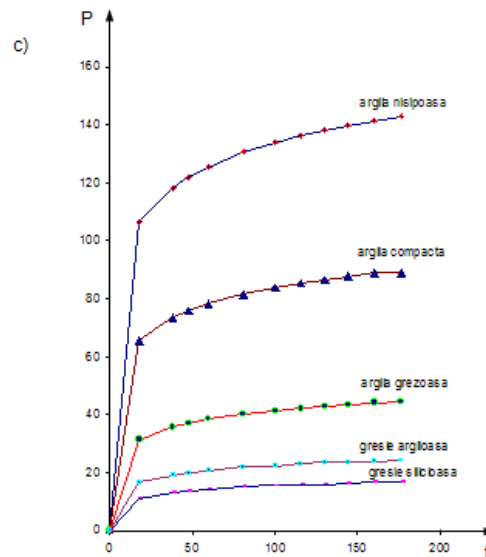


Figura 2.20- Graficele de variație ale presiunii în timp: a) orizont -50; b) orizont -100; c) orizont -150, în galeriile direcționale amplasate în culcușul stratului 3, E.M. Petrila – Valea Jiului.

Analog, prin prelucrarea rezultatelor obținute din măsurătorile deplasărilor susținerii în funcție de valorile coeficientului de stabilitate n , s-a ajuns la o relație similară [A2; A5], de forma:

$$(2.56) \quad u_t = 28,571 \frac{t + 0,174 n^{-2} - 0,436 n^{-1} + 0,28}{0,174 n^{-2} - 0,436 n^{-1} + 0,28} e^{3,94 n}$$

pe baza căreia s-au putut construi graficele de dependență dintre deplasările conturului de rocă a lucrării, durata observațiilor și coeficientul de stabilitate n (figura 2.21; figura 2.22).

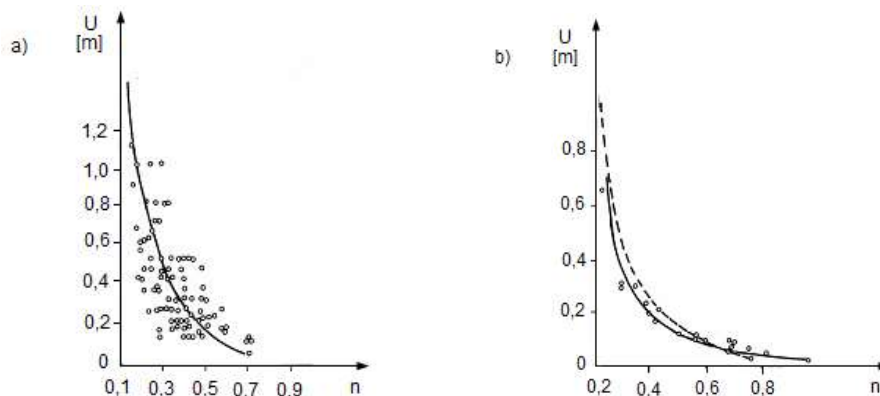


Figura 2.21- Graficul de variație a deplasării „u” a rocilor de pe conturul lucrării miniere în funcție de criteriul de stabilitate „n”.

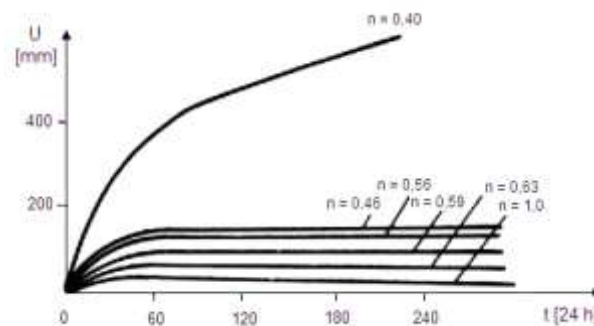


Figura 2.22- Dependența dintre deplasările conturului de rocă a lucrării miniere „u”, durata de realizare a observațiilor „t” și criteriul de stabilitate „n”.

Exprimând rezultatele experimentale sub forma unor dependențe $p = p(n)$ și $u = u(n)$, se poate observa legătura corelațională între cei doi parametri considerați (figura 2.23) [A2; A3; A5]:

$$(2.57) \quad \begin{aligned} p &= -0,091 + 0,112n^{-1} - 0,068n^{-2} \\ u &= -0,0016 - 0,0195n^{-1} + 0,043n^{-2} \end{aligned}$$

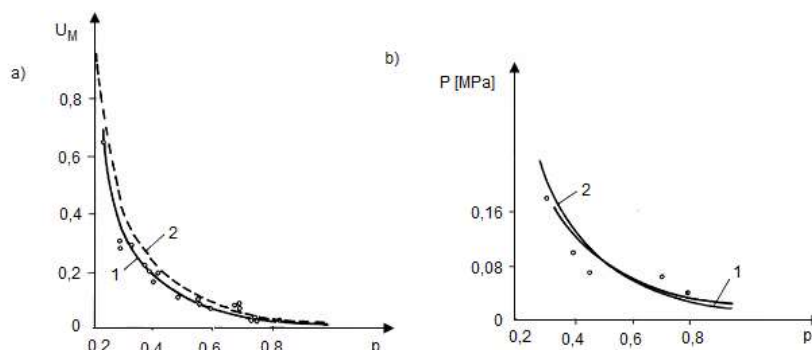


Figura 2.23- Graficele de dependență pentru susținerile din prefabricate de beton armat, metal, din beton monolit obținute prin măsurători în situ: a) dintre deplasările conturului de rocă „u” a lucrării și criteriul de stabilitate „n”; b) dintre presiunea „p” și criteriul de stabilitate „n”: curba 1 este construită pe baza măsurătorilor; curba 2 trasată pe baza datelor pentru susținerea metalică arcuită.

Din cele prezentate, rezultă că indicele n , de altfel în general criteriul de stabilitate, poate fi considerat ca și parametru complex, prin intermediul căruia se pot exprima majoritatea legăturilor principale ale manifestării regimului de presiune minieră și determina valoric sarcinile asupra susținerii și deplasările acesteia. Analizând în continuare implicațiile unui asemenea criteriu de stabilitate, se constată că pentru valori ale lui $n < 0,2$ și $n > 1$, practic deplasările nu depind de valoarea mărimii secțiunii transversale a lucrării miniere și nici de unghiul de înclinare a stratificației rocilor. Pentru intervalul $0,2 < n < 1$, creșterea deplasărilor este proporțională cu creșterea secțiunii transversale a lucrării miniere. Odată cu creșterea unghiului de înclinare a stratificației rocilor, $\alpha = 0^\circ - 90^\circ$, se micșorează în mod proporțional creșterea deplasărilor rocilor și a susținerii cu aproximativ 30 % a galeriilor transversale și numai cu (10 - 15) % a galeriilor direcționale. În baza aceleiași analize, se poate realiza o diversificare în câteva grupe principale a caracterului de manifestare a regimului de presiune în condițiile din Valea Jiului, cu referire directă la E.M. Petrila și anume:

- pentru $n \geq 0,7$, sarcina asupra susținerii pentru perioada de (30 - 60) de zile crește până la o valoare medie de 30 kPa, urmând o micșorare a acesteia cu circa (20 - 25) %, după care se semnalează o nouă creștere însă lentă (de 1,2 kPa/an), tinzând spre o valoare constantă $t \geq (2,5 - 3)$ ani. Prin urmare, în aceste condiții, valoarea sarcinii asupra susținerii, pentru $t > (10 - 15)$ ani, va fi de (40 - 50) kPa și practic nu depinde de maleabilitatea sistemului de susținere. Acest mod de manifestare a presiunii corespunde formării în tavanul lucrărilor a unei bolți de echilibru natural, așa cum o confirmă de fapt atât măsurătorile deplasărilor, cât și observațiile directe asupra formării acestor bolți în perioada săpării și susținerii lucrărilor miniere;
- pentru $0,2 < n < 0,7$ sarcina asupra susținerii crește mai intensiv, cu toate că și în acest caz, atât curba presiunii, cât și a deplasărilor se aplatizează treptat. Valoarea sarcinii asupra susținerii depinde esențial de maleabilitatea sistemului de susținere. În asemenea condiții, în jurul lucrărilor miniere se formează zona deformațiilor neelastice (roca are un comportament pseudoplastic la deformare) a cărei dimensiuni se poate modifica în limite destul de largi;
- pentru $n \leq 0,2$, rocile din jurul lucrărilor miniere se vor manifesta ca un masiv vâscoplastic. Sarcinile asupra susținerii cresc foarte repede, iar deplasările rocilor, pentru o reacțiune insuficient de ridicată, au caracterul unor curgeri vâscoase. Sarcina asupra susținerilor de maleabilitate limitată, după un timp de (6 - 10) luni de exploatare nu depinde practic de caracteristicile susținerii, sarcina atingând valoarea de (0,8 - 2,2) MPa, pentru adâncimea de 800 m.

În baza celor precizate, s-a putut realiza o clasificare a condițiilor de lucru a susținerii, clasificare ce sistematizează aceste condiții în funcție de caracterul manifestării presiunii, de caracteristicile sistemului de susținere – umplutură – masiv de rocă, relevându-se legăturile obiective dintre manifestarea presiunii și condițiile de lucru ale acesteia, prin intermediul criteriilor de stabilitate a masivului și parametrii susținerii (tabelul 2.24).

Tabelul 2.24- Clasificarea condițiilor de lucru a susținerii:

Clasa condițiilor de lucru	Formele de manifestare ale presiunii miniere	Caracteristica masivului care înconjoară lucrarea minieră	Coeficient de stabilitate a conturului, n	Deplasările U ale conturului susținerii și maleabilitatea constructivă a sistemului susținere – umplutură (U_s)	Regimul de lucru și presiunea normativă asupra susținerii, P_N
I	Conturul lucrărilor miniere este stabil	Elastic dens	≥ 1	$U_s > U$	Presiunea lipsește $P_N = (0 - 0,2)$ MPa
II	Conturul inițial al lucrării miniere se sfărâmă, trecând într-o nouă stare stabilă, în jurul lucrării formându-se o boltă de echilibru	Elastic dens, în domeniul sfărâmat mediu friabil	$0,7 \leq n < 1$	$U_s > U$ $U \leq 0,07$ m	Sarcină dată $P_N = (0,02 - 0,01)$ MPa
III	Conturul inițial al lucrării se distinge, iar refacerea echilibrului este posibilă numai cu participarea reacțiunii susținerii	Elastic dens, în domeniul sfărâmat mediu friabil semiplastic	$0,2 \leq n < 0,7$	$U_s < U$ $0,07 < U < 1,2$ m	Conlucrare comună rocă – susținere $P_N = (0,1 - 1,2)$ MPa
IV	Conturul inițial al lucrării de deformează, în jurul lucrării se formează un domeniu stabil în timp al deformațiilor neelastice, fără distrugerea coeziunii	Mediu elastic dens, în zona sfărâmată elasto - plastic dens	$0,2 \leq n < 0,7$	$U_s < U$ $0,07 < U < 1,2$ m	Conlucrare comună rocă – susținere $P_N = (0,1 - 1,2)$ MPa
V	Refacerea echilibrului masivului după săparea lucrării este posibilă numai cu participarea reacțiunii susținerii	Mediu friabil	$0,2 < n \leq 0,5$	$U_s < U$ $0,07 < U < 1,2$ m	Conlucrare comună rocă – susținere $P_N = (0,1 - 1,2)$ MPa
VI	Refacerea echilibrului masivului după săparea lucrării este posibilă numai cu participarea reacțiunii susținerii. Deformațiile masivului de roci din jurul lucrării au caracterul unei curgeri vâscoase	Mediu elasto - vâsco - plastic dens	$n \leq 0,2$	$U_s < U$ $U > 1,2$ m	Conlucrare comună rocă – susținere, la timpul $t = 100 \times 24$ ore se trece în regim de sarcină dată $P_N = 1,2$ MPa

Pe baza cercetărilor complexe de laborator și in situ, combinate cu studiile analitice, pot fi obținute informații obiective referitoare la legile prin intermediul cărora se poate caracteriza masivul de rocă din punct de vedere geomecanic, legități care stau la baza descrierii cantitative și calitative a modului de comportare la deformare a acestuia, care contribuie la înțelegerea modului de manifestare a regimului de presiune și permit elaborarea unor noi metode și stabilirea mijloacelor corespunzătoare în vederea asigurării stabilității lucrărilor miniere. Noțiunea de stabilitate este cumulativă, având ca obiectiv cunoașterea cât mai reală, în primul rând a caracteristicilor geomecanice ale rocilor, a stării naturale de tensiune, a stării secundare de tensiune – deformare, respectiv presiunea masivului de rocă, iar pe de altă parte a proceselor geotectonice, prezența apei subterane și însăși activitatea de producție referitoare la construcția excavațiilor subterane. Datorită acestei complexități de abordare a stabilității, până în prezent nu s-a elaborat o teorie generală a acesteia. Ca urmare, cercetarea, respectiv evaluarea stabilității lucrărilor miniere s-a încercat să se realizeze, în decursul timpului, după mai multe direcții: analitică, experimentală de laborator, observații și măsurători in situ, dezvoltarea acestor direcții de cercetare realizându-se în paralel. În prezent, se constată o dezvoltare intensă a cercetărilor analitice referitoare la evaluarea stabilității lucrărilor miniere. Cu toate acestea, cercetările analitice permit însă, deocamdată, numai evaluări aproximative - orientative și ca urmare, ele reclamă, aproape în toate cazurile, verificări pe cale experimentală de laborator (modelare) și observații - măsurători in situ. Cercetările de laborator și in situ, singure, permit însă să se obțină numai efectul cumulat al tuturor factorilor determinanți, fără să se poată separa efectele fiecăruia. Stabilitatea construcțiilor subterane este determinată, în principal, de proprietățile geomecanice ale rocilor înconjurătoare și de caracteristicile sistemului de susținere.

În concluzie, în contextul noțiunii de stabilitate sunt incluse trei mari grupe de probleme: (1) probleme referitoare la determinarea comportamentului la deformare și rupere a rocilor în care sunt sau urmează să fie cantonate lucrările miniere, ca urmare a acțiunilor complexe ce se manifestă în jurul lor; (2) probleme care implică fenomenul de interacțiune a elementelor masivului de rocă între ele, dar și cu elementele construcțiilor miniere, în funcție de condițiile geomecanice și caracteristicile susținerii; (3) probleme legate de influența exploatării asupra lucrării miniere, în special fenomenul de subminare, respectiv de supraminare.

2.14. Modele mecanice de interacțiune masiv de rocă – susținere propuse pentru condițiile geomecanice de la E.M. Petrila

2.14.1. Alegerea modelului de interacțiune masiv de rocă – susținere

Din analiza rezultatelor obținute cu referire la caracterizarea geomecanică a masivului de rocă aferent culcușului stratului 3 de la E.M. Petrila, a analizei stabilității lucrărilor miniere (direcționalele din culcușul stratului 3, orizont +50, 0, -50, -100, -150), a stării naturale de tensiune a masivului, a stării secundare de tensiune și pe baza criteriilor de stabilitate, a rezultat că din întreaga clasă de modele mecanice de interacțiune propuse de literatura de specialitate, își găsește aplicabilitate modelul complex de interacțiune de tip elasto – vâsco – plastic. Aplicabilitatea unui asemenea model implică următoarele aspecte:

- prezentarea posibilităților de evaluare a stării secundare de tensiune în contextul comportamentului elasto - vâsco - plastic, cu stabilirea parametrilor geometrici ai zonelor deformațiilor neelastice;
- utilizarea acestui model în vederea elucidării mecanismului de interacțiune masiv de rocă elasto - vâsco - plastic și sistemele de susținere considerate pentru condițiile direcționalelor din culcușul stratului 3.

2.14.2. Prezentarea modelului de interacțiune de tip elasto – vâsco – plastic pentru calculul stării de tensiune – deformare – deplasare

Vom considera o lucrare minieră de tipul unei galerii direcționale, amplasată în culcușul stratului 3, E.M. Petrila, în roci de tipul celor prezentate în paragrafele anterioare și care, din punct de vedere geometric, se caracterizează prin parametrii precizați în tabelul 2.25. În urma executării lucrării miniere, roca din jurul ei este afectată de un proces de deformare, fenomen care se manifestă începând de la conturul lucrării înspre interiorul masivului, în mod diferențiat ca intensitate. Ca urmare a acestui fapt, se va crea un domeniu care se poate diversifica, în funcție de structura rocii și modificarea caracteristicilor geomecanice, în patru zone (figura 2.24), astfel [A3; A7]:

Tabelul 2.25- Caracteristici geometrice ale galeriei direcționale considerate:

Tipul lucrării	Raza în săpare, a, [mm]	Raza în lumină, a ₁ , [mm]	Înălțimea, h, [mm]
GDM-11	2100	2000	3420

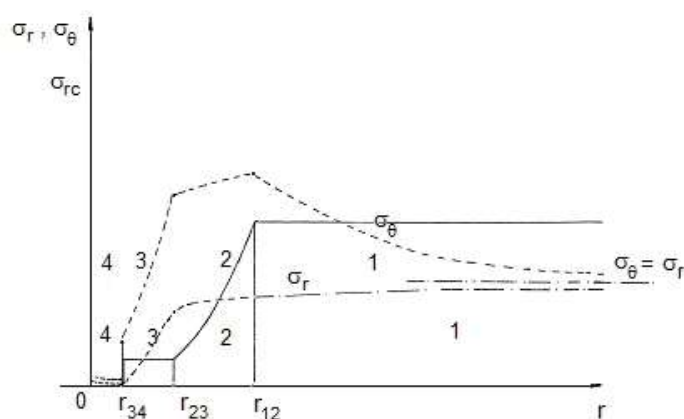


Figura 2.24- Dezvoltarea celor 4 zone de la conturul lucrării înspre interiorul masivului [A2; A7].

zona de sfărâmare a rocii (4), în care roca ajunge până la starea clastică ($\sigma_{rc} = 0$); **zona de fisurare excesivă** (3), în care roca prezintă o rezistență reziduală ($\sigma_{rc} \equiv \sigma_0$); **zona deformațiilor neelastice** (2), în care roca prezintă o rezistență $\sigma_0 < \sigma_{rc_i} < \sigma_{rc}$ și **zona masivului de rocă neatacat** (1), a cărei rezistență de rupere la compresiune este σ_{rc} . Pentru evaluarea stării de tensiune - deformare – deplasare, pentru situația luată în studiu s-au folosit următoarele relații:

Zona (1):

Starea de tensiune:

$$(2.58) \quad \begin{aligned} \sigma_r &= \sigma_z - \frac{(j-1)\sigma_z + \sigma_{rc}}{j+1} \cdot \frac{r_{12}^2}{r^2} \\ \sigma_\theta &= \sigma_z + \frac{(j-1)\sigma_z + \sigma_{rc}}{j+1} \cdot \frac{r_{12}^2}{r^2} \\ \tau_{r\theta} &= 0 \end{aligned}$$

Starea de deformare:

$$(2.59) \quad \varepsilon_\theta = -\varepsilon_r = \frac{3}{2E} \cdot \frac{(j-1)\sigma_z + \sigma_{rc}}{j+1} \cdot \frac{r_{12}^2}{r^2}$$

Starea de deplasare:

$$(2.60) \quad U = \frac{3}{2E} \cdot \frac{(j-1)\sigma_z + \sigma_{rc}}{j+1} \cdot \frac{r_{12}^2}{r^2}$$

Zona (2):

Starea de tensiune:

$$(2.61) \quad \begin{aligned} \sigma_r &= \frac{[j+1\chi(1+\beta_0) + 3\xi]\sigma_{rc} + 3\xi(j-1)\sigma_z}{(j^2 - 1\chi(1+\beta_0))} \left[\left(\frac{r}{r_{23}} \right)^{j-1} - 1 \right] + \\ &+ 3\xi \frac{(j-1)\sigma_z + \sigma_{rc}}{(j+1\chi(1+\beta_0)\chi(j+\beta_0))} \left[\left(\frac{r_{12}}{r} \right)^{1+\beta_0} - \left(\frac{r_{12}}{r_{23}} \right)^{1+\beta_0} \cdot \left(\frac{r}{r_{23}} \right)^{j-1} \right] + \sigma_{r_3} \left(\frac{r}{r_{23}} \right)^{j-1} \\ \sigma_\theta &= j\sigma_r + \sigma_{rc} - 3\xi \frac{(j-1)\sigma_z + \sigma_{rc}}{(j+1\chi(1+\beta_0))} \left[\left(\frac{r_{12}}{r} \right)^{1+\beta_0} - 1 \right] \end{aligned}$$

Starea de deformare:

$$(2.62) \quad \varepsilon_\theta = -\varepsilon_r = \frac{3}{2E} \cdot \frac{(j-1)\sigma_z + \sigma_{rc}}{j+1} \cdot \left\{ 1 + \frac{2}{1+\beta_0} \left[\left(\frac{r_{12}}{r^2} \right)^{1+\beta} - 1 \right] \right\}$$

Starea de deplasare:

$$(2.63) \quad U = \frac{3}{2E} \cdot \frac{(j-1)\sigma_z + \sigma_{rc}}{j+1} \cdot \left\{ 1 + \frac{2}{1+\beta_0} \left[\left(\frac{r_{12}}{r^2} \right)^{1+\beta} - 1 \right] \right\} \cdot r$$

Zona (3):

Starea de tensiune:

$$(2.64) \quad \begin{aligned} \sigma_r &= \left(\frac{\sigma_0}{j-1} + \sigma_{r_4} \right) \left(\frac{r}{r_{34}} \right)^{j-1} - \frac{\sigma_0}{j-1} \\ \sigma_\theta &= j \left(\frac{\sigma_0}{j-1} + \sigma_{r_4} \right) \left(\frac{r}{r_{34}} \right)^{j-1} - \frac{\sigma_0}{j-1} \\ \tau_{r\theta} &= 0 \end{aligned}$$

Starea de deformare:

$$(2.65) \quad \begin{aligned} \varepsilon_\theta &= \frac{(1-\beta_0)\chi(\sigma_{rc} - \sigma_0)}{2M} + \frac{3}{2E} \cdot \frac{(j-1)\sigma_z + \sigma_{rc}}{j-1} \cdot \left(\frac{r_{12}}{r_{23}} \right)^{1+\beta_0} \cdot \left(\frac{r_{23}}{r} \right)^2 \\ \varepsilon_r &= \frac{-(1-\beta_0)\chi(\sigma_{rc} - \sigma_0)}{2M} - \frac{3}{2E} \cdot \frac{(j-1)\sigma_z + \sigma_{rc}}{j-1} \cdot \left(\frac{r_{12}}{r_{23}} \right)^{1+\beta_0} \cdot \left(\frac{r_{23}}{r} \right)^2 \end{aligned}$$

Starea de deplasare:

$$(2.66) \quad U = \frac{(1-\beta_0)\chi(\sigma_{rc} - \sigma_0)}{2M} \cdot r + \frac{3}{2E} \cdot \frac{(j-1)\sigma_z + \sigma_{rc}}{j-1} \cdot \left(\frac{r_{12}}{r_{23}} \right)^{1+\beta_0} \cdot \frac{r_{23}^2}{r}$$

Zona (4)

Starea de tensiune:

$$(2.67) \quad \begin{aligned} \sigma_r &= p_i \cdot r^{j-1} \\ \sigma_\theta &= j \cdot p_i \cdot r^{j-1} \end{aligned}$$

Starea de deformare:

$$(2.68) \quad \begin{aligned} \varepsilon_{\theta} &= \frac{(1 - \beta_0) \chi (\sigma_{rc} - \sigma_0)}{2 M} + \left[\varepsilon_{\pi p} - \frac{(1 - \beta_0) \chi (\sigma_{rc} - \sigma_0)}{2 M} \right] \cdot \left(\frac{r_{34}}{r} \right)^2 \\ \varepsilon_r &= \frac{(1 - \beta_0) \chi (\sigma_{rc} - \sigma_0)}{2 M} - \left[\varepsilon_{\pi p} - \frac{(1 - \beta_0) \chi (\sigma_{rc} - \sigma_0)}{2 M} \right] \cdot \left(\frac{r_{34}}{r} \right)^2 \end{aligned}$$

Starea de deplasare:

$$(2.69) \quad U = \frac{(1 - \beta_0) \chi (\sigma_{rc} - \sigma_0)}{2 M} \cdot r + \left[\varepsilon_{\pi p} - \frac{(1 - \beta_0) \chi (\sigma_{rc} - \sigma_0)}{2 M} \right] \cdot \frac{r_{34}^2}{r}$$

unde: β_0 – coeficientul deformării transversale; r_{12} , r_{23} , r_{34} – proiecțiile razei deformațiilor neelastice pe axa absciselor și a căror valori rezultă din expresiile:

$$(2.70) \quad \begin{aligned} \frac{r_{12}}{r_{23}} &= \left[1 + \frac{(\sigma_{rc} - \sigma_0) \chi (j+1) (1 + \beta_0)}{3 \xi (j-1) \sigma_z + 3 \xi \sigma_{rc}} \right]^{\frac{1}{1+\beta_0}} \\ \frac{r_{12}}{r_{23}} &= \left[\frac{2 M (j+1) + (\beta_0 - 1) \chi (\sigma_{rc} - \sigma_0) (j+1)}{3 \xi (j-1) \sigma_z + 3 \xi \sigma_{rc} + (\sigma_{rc} - \sigma_0) \chi (j+1) (1 + \beta_0)} \right]^{0,5} \end{aligned}$$

Luând în considerare influența stratificației (stratificație de înclinare mare, $\alpha = 65^\circ - 69^\circ$), a anizotropiei masivului, cât și a prezenței stratului 3 și în baza observațiilor asupra modului de deformare a galeriilor din culcușul stratului 3 de la orizonturile superioare +50, 0, -50, -100, s-a trecut la stabilirea razei deformațiilor neelastice în acest context.

Astfel, pentru acest scop s-a folosit relația determinată pe baza observațiilor, relație care, conform cu [A2; A3], are forma:

$$(2.71) \quad \lg b = \frac{\lg 0,166 + \lg 1,9 - \lg(\varepsilon_0 + \varepsilon_{cre})}{2,9}$$

în care:

$$(2.72) \quad \varepsilon_0 = \frac{\gamma_a H}{E} \quad ; \quad \varepsilon_{cre} = \frac{\sigma_{tr}}{E}$$

În funcție de modelul considerat, s-a trecut la calculul stării secundare de tensiune - deformare - deplasare pentru situația galeriei direcționale amplasată în culcușul stratului 3, orizont -150, E.M. Petrița. Redăm în acest sens, spre exemplificare, calculul razelor celor 4 zone, cât și valorile corespunzătoare stării secundare de tensiune - deformare - deplasare, pentru argilă grezoasă (figura 2.25) [A2; A3; A7].

Pentru argilă grezoasă:

$$r_{12} = 3,99 \text{ m}$$

Zona 1-2

$$\frac{r_{12}}{r_{23}} = 1,41$$

$$r = r_{12}$$

$$\frac{r_{23}}{r_{34}} = 2,33$$

$$\sigma_r = 5,47 \cdot 10^5 \text{ N/m}^2$$

$$r_{34} = 1,2 \text{ m}$$

$$\sigma_{\theta} = 427,47 \cdot 10^5 \text{ N/m}^2$$

$$\tau_{r\theta} = 0$$

Zona 3-2

Zona 4

$$r = r_{34} \quad \varphi = 20^\circ$$

$$r = a = 2,1 \text{ m}$$

$$\sigma_r = 12,97 \cdot 10^5 \text{ N/m}^2$$

$$\sigma_r = p_i = 10,75 \cdot 10^5 \text{ N/m}^2$$

$$\sigma_{\theta} = 15,39 \cdot 10^5 \text{ N/m}^2$$

$$\sigma_{\theta} = 21,8 \cdot 10^5 \text{ N/m}^2$$

$$r = r_{23}$$

$$r = r_{34}$$

$$\sigma_r = 126,43 \cdot 10^5 \text{ N/m}^2$$

$$\sigma_r = 12,97 \cdot 10^5 \text{ N/m}^2$$

$$\sigma_{\theta} = 132,27 \cdot 10^5 \text{ N/m}^2$$

$$\sigma_{\theta} = 26,33 \cdot 10^5 \text{ N/m}^2$$

Componentele deformațiilor și valoarea deplasărilor:

Zona 1

$r = r_{12}$
 $\varepsilon_{\theta} = -\varepsilon_r = 0,00687$
 $U = \varepsilon_{\theta} \cdot r_{12} = 0,027 \text{ m}$
 $r = \infty \Rightarrow \varepsilon_{\theta} = -\varepsilon_r = 0$
 $U = 0$

Zona 2

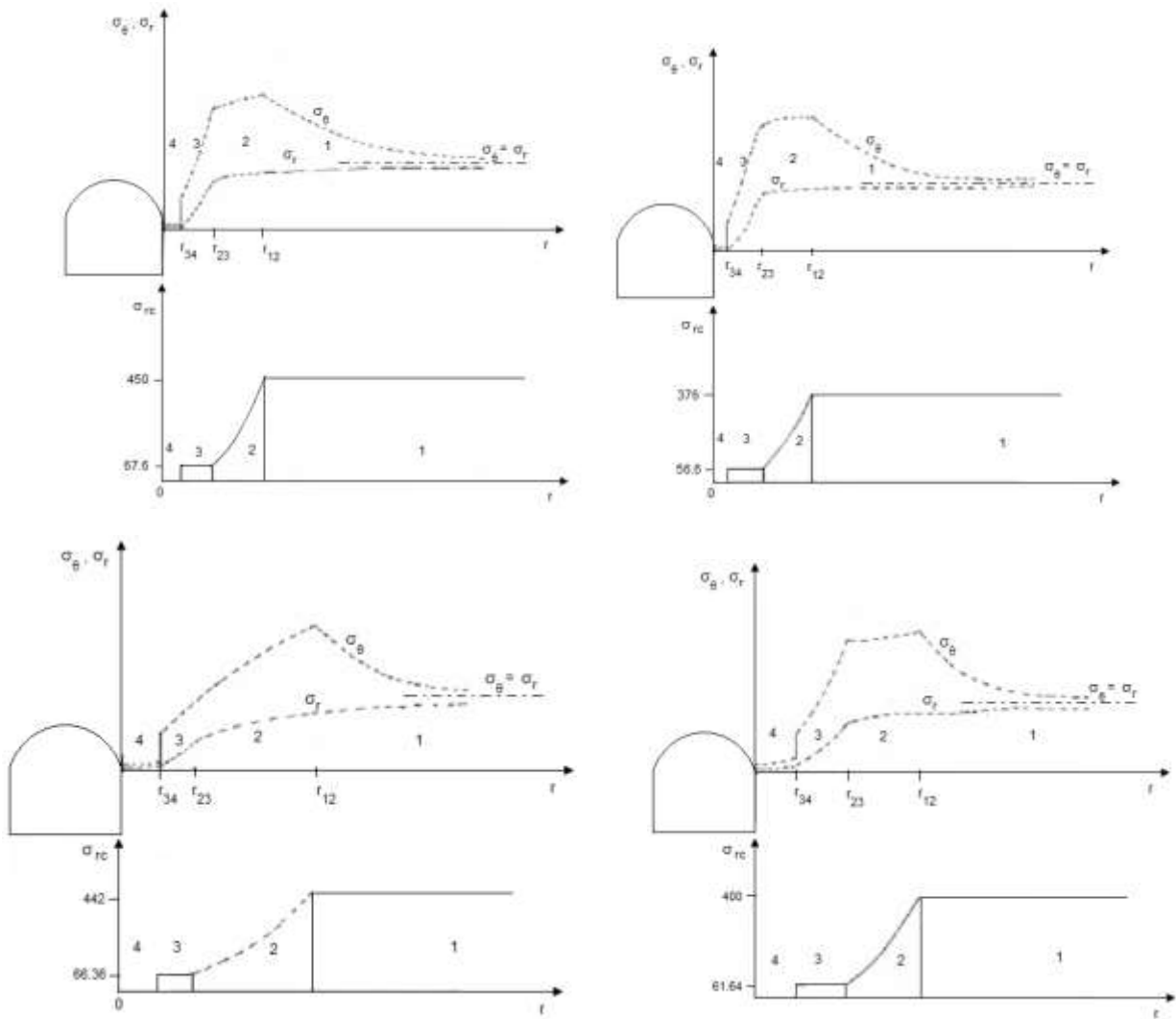
$r = r_{12} \quad \varphi = 20^{\circ}$
 $\varepsilon_{\theta} = -\varepsilon_r = 0,00716$
 $U = \varepsilon_{\theta} \cdot r_{12} = 0,028 \text{ m}$
 $r = r_{23} \Rightarrow \varepsilon_{\theta} = -\varepsilon_r = 0,0511$
 $U = \varepsilon_{\theta} \cdot r_{23} = 0,143 \text{ m}$

Zona 3

$r = r_{23}$
 $\varepsilon_{\theta} = 0,044$
 $\varepsilon_r = -0,371$
 $U = \varepsilon_{\theta} \cdot r_{23} = 0,123 \text{ m}$
 $r = r_{34}$
 $\varepsilon_{\theta} = 0,975$
 $\varepsilon_r = -1,303$
 $U = \varepsilon_{\theta} \cdot r_{34} = 1,17 \text{ m}$

Zona 4

$r = r_{34}$
 $\varepsilon_{\theta} = -\varepsilon_r = -0,9$
 $U = \varepsilon_{\theta} \cdot r_{34} = 1,08 \text{ m}$
 $r = a = 2,1 \text{ m}$
 $\varepsilon_{\theta} = 0,1836$
 $\varepsilon_r = -0,511$
 $U = \varepsilon_{\theta} \cdot r_{34} = 0,2203 \text{ m}$



Gresie cuarțo - micacee

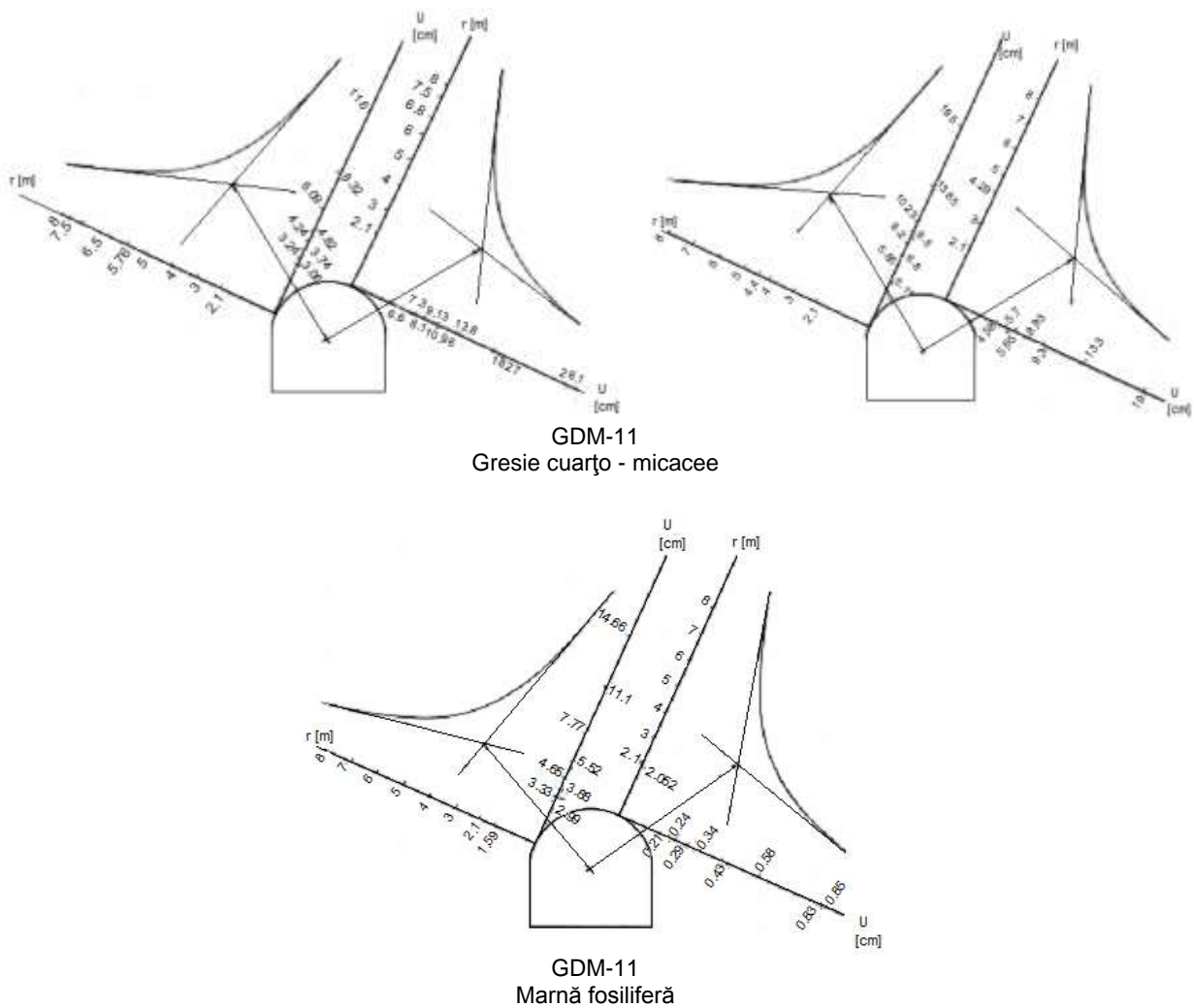


Figura 2.25- Starea de tensiune - deformare - deplasare pentru diferite tipuri de roci traversate de galeria direcțională și materializarea razei zonei deformațiilor neelastice [A3; A7]

Pentru celelalte tipuri de roci, valorile stării secundare de tensiune și componentele deformațiilor se calculează similar. Etapa următoare a constat în stabilirea razei zonei de relaxare pentru cele cinci tipuri de roci preponderente traversate de lucrările miniere orizontale din culcușul stratului 3, orizontul -150 de la E.M. Petrila, rezultatele fiind prezentate în tabelul 2.26.

Tabelul 2.26- Raza zonei de relaxare pentru tipurile de roci traversate de lucrările miniere orizontale din culcușul stratului 3, orizont -150:

Denumirea rocii	Proba	Raza zonei de relaxare, [m]			Deplasarea U, [m]
Argilă grezoasă ciment argilitic	1	3,99	2,81	1,2	0,176
	1	5,64	3,08	1,3	0,237
Gresie cuarțo – micacee ciment argilos	2	5,74	2,9	1,5	10,116
	2	6,7	3,82	1,69	0,261
Gresie argiloasă	3	4,73	2,506	0,432	0,208
Marnă fosiliferă	4	1,59	-	-	-0,111
	4	2,502	-	-	-0,0083
Gresie cuarțo – micacee ciment argilos	5	4,4	2,24	0,825	0,195
	5	4,29	2,15	0,57	0,19

Pentru raza calculată, deplasarea rocii pe conturul lucrării, U_0 , este:

$$(2.73) \quad U_0 = a \pm \sqrt{a^2 - 2 \frac{B \cdot a^{-m_1} \cdot b_r^{m_1+2} - B \cdot a^2}{m_1 + 2}} \quad [\text{cm}]$$

unde: m_1 , B sunt coeficienți având valorile $m_1 = -3$ și $B = 0,17$.

Variația deplasării totale a rocilor se determină utilizând relația:

$$(2.74) \quad U = U_0 \left(\frac{r}{a} \right) \quad [\text{cm}]$$

Pe baza datelor obținute s-a trasat variația deplasărilor în raport cu distanța față de conturul lucrării (figura 2.25) rezultate care au relevat următoarele: o zonă de formă aproximativ eliptică, având extinderea perpendicular pe stratificația rocilor, iar mărimea acestei zone concordă cu observațiile realizate în subteran pentru orizonturile superioare. Alura acestor zone indică și direcția de manifestare excesivă a presiunii. Cercetările au arătat că deplasările rocilor de pe contur sunt neuniforme. Formarea zonei plastice, este asimilată cu o undă plană, undă care odată inițiată trece prin diferite puncte de pe conturul lucrării miniere și la momente diferite. Rezultatul acestei unde plastice este modificarea proprietăților rocilor și creează tendințe de deplasare a rocilor înspre interiorul lucrării miniere. Dezvoltarea în timp a zonei plastice poate fi considerată teoretic ca un gol între contur și susținerea galeriei și a cărei mărime prezintă interes în ceea ce privește raționamentul proiectării noilor susțineri. Din punct de vedere practic, acest gol poate fi considerat ca un pat compresibil de preluare și dirijare treptată a acțiunii rocilor și de asemenea, ca o prelungire a ancorelor cu fixare prin intermediul rășinilor sintetice. Raza zonei deformațiilor plastice depinde de mărimea lucrării, de plasticitatea și caracteristicile reologice ale rocilor, de tipul susținerii și de adâncimea de amplasare a lucrării în raport cu suprafața. Conturul acestei zone a fost denumit *linie de imediată siguranță*.

2.15. Sarcina asupra susținerii în condițiile deformării comune a susținerii de rezistență constantă și masivul de rocă având comportament elasto - vâsco - plastic

În contextul unui asemenea mecanism de interacțiune, sarcina asupra susținerii de rezistență se determină din condiția deformării comune a susținerii și masivul de rocă, sub forma:

$$(2.75) \quad u_x(p) = u_0 + \psi(p)$$

unde componentele deplasărilor radiale se preiau sub formă adimensională, ecuația putând fi ilustrată grafic, așa cum este prezentată în figura 2.26.

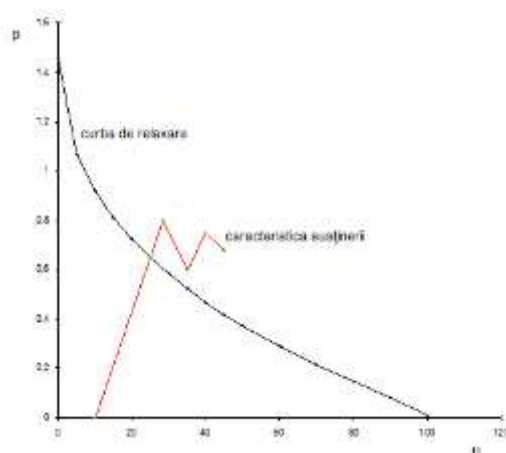


Fig.2.26- Deformare comună masiv de rocă – sistem de susținere.

Pe baza relației (2.75) s-au analizat cele două grupe de roci, și anume:

- rocile de primul tip reologic, gresiile, argilele compacte care la deformarea lor în timp dezvoltă deformații atenuate de fluaj, iar la atingerea nivelului limită al tensiunilor se sfârșimă friabil, sfârșimărea având un caracter de deplasare datorită dilatanței, fiind însoțită de formarea zonei echilibrului limită;
- rocile de tipul al doilea reologic, rocile argiloase, marnoase, care la deformarea în timp manifestă deformații neatenuate la fluaj, iar la atingerea nivelului limită de tensiune trec în starea de curgere plastică, adică își pierd capacitatea portantă, fără pierderea coeziunii masivului.

În contextul reologic considerat, deformațiile de fluaj încep să se dezvolte când se depășește valoarea rezistenței limită de lungă durată, σ_{ld} , evaluând practic neuniformitatea tehnologică a masivului de rocă, prin relația:

$$(2.76) \quad \sigma_{\theta} - \sigma_r \geq \sigma_{lld} (1 - b \cdot r^{-k})$$

Ca urmare, așa cum am și precizat, în masivul de rocă pot exista trei zone la un moment de timp t : **zona echilibrului limită**, unde ruperea rocilor se determină prin caracteristica σ_{rc} ; **zona deformațiilor elasto – vâsco – plastice**, unde procesele reologice sunt stabilite prin σ_{lld} și **zona deformării liniare**, unde procesele reologice și de sfărâmare nu se manifestă.

Astfel, deplasarea $u_{\infty}(p)$ este:

$$(2.77) \quad u_{\infty}(p) = 0,0001 \cdot \frac{\sigma_{lld}}{p} \cdot \frac{a^2}{r_p}$$

unde: σ_{lld} – rezistența limită de lungă durată a rocilor; p – presiunea; a – raza lucrării miniere; r_p – raza zonei deformațiilor neelastice.

Deplasarea u_0 care este deplasarea suferită de rocă până la montarea susținerii, se poate determina cu relația:

$$(2.78) \quad u_0 = 1,89 \cdot \frac{\gamma_a H}{E} \cdot f\left(\frac{1}{2a}\right)$$

care pentru cazul săpării prin perforare - pușcare, este:

$\frac{1}{2a}$	0,25	0,5	1,0	2,0	4,0	6,0
$f\left(\frac{1}{2a}\right)$	0,148	0,306	0,541	0,76	0,86	0,806

Deplasarea $u(p)$ este:

$$(2.79) \quad \psi(p) = u_1 + u_{\infty}(p)$$

în care: u_1 – deplasarea pusă pe seama culisării elementelor; $u_2(p)$ – deplasarea determinată de rigiditatea construcției susținerii și care depinde nelinier sau liniar de mărimea sarcinii.

În baza acestor date și informații care au fost obținute s-a stabilit mecanismul de interacțiune în cazul galeriei direcționale din culcușul stratului 3 E.M. Petrila, orizont -150 [A3] (figura 2.27). În tabelul 2.27 sunt prezentate orientativ valorile presiunii miniere obținute pe baza calculelor efectuate utilizând ipotezele clasice și ipotezele interacțiunii, pentru tipurile de roci interceptate de lucrare.

Tabelul 2.27- Valorile presiunii miniere în ipotezele clasice și ale interacțiunii:

Ipoteza de calcul		Tipul de rocă				
		Argilă grezoasă	Gresie cuarțo - micacee	Gresie argiloasă	Marnă fosiliferă	
Ipoteze clasice	Protodiakonov	1,63	2,062	4,22	11,3	
	Țimbarevici	2,5	2,48	2,53	2,24	
	Orlov	21,2	26,4	53,7	148,6	
Ipoteze ale interacțiunii	Model elastic	2,04	1,86	3,106	5,93	
	Model elasto - plastic	Labasse	$p_{it} = 0,369$ $p_{iv} = 0,0565$ $p_l = 0,213$	$p_{it} = 0,933$ $p_{iv} = 0,394$ $p_l = 0,664$	$p_{it} = 0,2453$ $p_{iv} = 0,138$ $p_l = 0,0513$	$p_{it} = 2,46$ $p_{iv} = 2,47$ $p_l = 2,47$
		Ruppeneit	7,05	16,5	31,3	29,6
	Zaslavski	$p_{it} = 3,9$ $p_{iv} = 6,873$ $p_l = 0,434$	$p_{it} = 4,99$ $p_{iv} = 8,78$ $p_l = 0,41$	$p_{it} = 19,003$ $p_{iv} = 33,4$ $p_l = 0,939$	$p_{it} = 2,2$ $p_{iv} = 38,8$ $p_l = 5,079$	
	După relația experimentală $p = \frac{1}{a} \ln \frac{t+b}{a}$	0,13	0,2	0,3	-	
	După modelul elasto - vâscos	I			-	
	II	1,073	1,41	0,795	0,75	

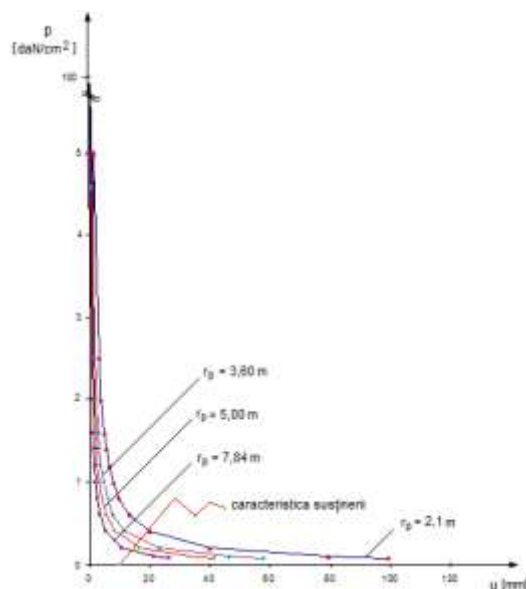


Figura 2.27- Interacțiunea masiv de rocă – susținere galerie direcțională oriz.-150, Petrița.

Voi face acum un scurt recapitulativ al informațiilor, metodologiilor propuse și verificate referitoare la studiul regimului de deformare a rocilor în jurul lucrărilor miniere orizontale (galerii direcționale) prin contextul interacțiunii masiv de rocă – sistem de susținere și alegerea unor tipuri de susțineri adecvate unor condiții geominiere date [A2; A3; A4; A5; A7; A8]:

- Datele geologice obținute prin documentația aferentă perimetrului minier Petrița au relevat faptul că galeriile direcționale din culcușul stratului 3 sunt amplasate în roci de tipul argilelor, marnelor, gresiiilor și a combinațiilor acestora și care în contact cu apa și sub influența procesului tehnologic suportă o acțiune de alterare fizică, chimică și mecanică, având consecințe directe asupra rezistenței lor și implicit, a modului de manifestare a regimului de presiune, dar și a condițiilor de lucru a susținerii.
- Pentru elucidarea interdependenței dintre caracteristicile geomecanice ale rocilor și stabilitatea galeriilor din culcușul stratului 3, au fost analizate în laborator o serie de roci: argile, argile grezoase, gresii argiloase, marne, gresii silicioase etc. Rezultatul încercărilor din laborator a evidențiat faptul că rocile din imediata apropiere a stratului 3 sunt roci cu caracteristici de rezistență redusă. În culcușul acestui strat au fost semnalate și prezența rocilor cu rezistență medie spre mare, cum ar fi gresiile, gresiile marnoase și chiar gresiile argiloase, care ar favoriza amplasarea lucrărilor miniere din punct de vedere al stabilității.
- Din punct de vedere reologic, rocile din culcușul stratului 3 se diversifică în cele două clase reologice: rocile din grupa argilelor, ca și roci din grupa a II-a reologică, fiind caracterizate de o deformare nelimitată în timp – modelul Burgers; rocile din grupa gresiiilor ca și roci din grupa I-a reologică, având o deformare limitată în timp – modelul Poynting – Thomson, acestea din urmă favorizând asigurarea stabilității lucrărilor miniere din punct de vedere reologic.
- În baza aceluiași determinări, a fost identificată și anizotropia, coeficientul de slăbire structurală, parametrii funcției de care s-a putut evalua starea naturală de tensiune, considerând masivul de rocă un masiv stratificat anizotrop.
- Observațiile și măsurătorile realizate la orizonturile +50, -50, -100 și -150 au evidențiat o deformare foarte intensă a acestor lucrări. O asemenea intensitate de deformare a relevat acțiunea mai multor factori, dintre care precizăm: tipul rocilor, distanța față de strat, deficiențe tehnologice care apar la săparea și susținerea acestor lucrări etc. Astfel, în general, galeriile de la orizonturile +50, -50 și -100 au fost amplasate în roci de rezistență redusă și la o distanță medie de circa 35 m față de stratul 3. La o asemenea distanță, desigur că galeriile au preluat în totalitate și influența exploatarea stratului 3, care s-a manifestat prin dezvoltarea presiunilor de reazem, efect de supraminare și subminare, formarea unor stări complexe de tensiune, toate având ca rezultat final distrugerea prematură a susținerilor și închiderea profilului util cu valori cuprinse între 45 % - 65 %. Deformațiile cele mai mari s-au înregistrat în roci de tipul argilelor.

- Procesul de subminare și supraminare a lucrărilor de deschidere este dependent de distanța la care se găsesc amplasate aceste lucrări față de planul de culcuș al stratului. Din calculele efectuate, a rezultat că pentru stratul 3 de la E.M. Petrila, cu grosimea de 25 – 50 m și înclinarea peste 60°, distanța de amplasare a galeriilor trebuie să fie peste 55 m și poate ajunge chiar până la 80 m.
- În urma analizei stării naturale de tensiune, a stării secundare de tensiune, a valorilor coeficienților de concentrare a tensiunilor, cât și a evaluării pe baza unor criterii a stabilității lucrărilor miniere în funcție de tipul de rocă, de adâncime și de locul de amplasare, se pot face următoarele precizări:
- Masivul de rocă aferent câmpului minier Petrila trebuie analizat ca un masiv de rocă anizotrop, supus unei stări de tensiune hidrostatice. Ca urmare a acestui fapt, lucrările miniere executate într-un astfel de masiv generează concentrări de tensiune care acționează direct asupra susținerilor. Toate lucrările miniere se situează în condiții grele și foarte grele din punct de vedere geomecanic.
- În urma studierii pe cale analitică a regimului de presiune prin intermediul atât a ipotezelor clasice, cât și a modelelor de interacțiune, se constată că cele mai adecvate teorii pentru evaluarea presiunii sunt modelele de interacțiune masiv de rocă – sistem de susținere de tip elasto – plastic (ipoteza lui Labasse, Ruppeneit, Zaslavski) și de tip elasto – vâscos sau reologic. Această afirmație o confirmă rezultatele experimentale obținute la analiza regimului de manifestare al presiunii – deformării în condițiile orizonturilor +50, -50, -100 și respectiv -150.
- Datele furnizate de cercetările experimentale în urma prelucrărilor au condus la stabilirea următoarelor legități [A3; A5]:

- pentru deplasări:

$$(2.80) \quad u = 0,014 - \frac{0,043}{n} + \frac{0,019}{n^2}$$

- pentru evaluarea presiunii:

$$(2.81) \quad p = \frac{1}{a} \ln \frac{t+b}{b}$$

- Aceleași cercetări experimentale arată că criteriul de stabilitate „n”, pentru condițiile prezentate de la E.M. Petrila, poate fi considerat ca și un parametru complex, prin care, cu o precizie suficientă, pot fi exprimate toate legitățile principale de manifestare ale presiunii miniere și ale regimului de deplasare al rocilor. În baza celor precizate, s-a putut realiza o clasificare a condițiilor de lucru a susținerii, cât și elaborarea și verificarea unui model de interacțiune de tip elasto – vâscos – plastic, în vederea analizării și evaluării stabilității – fiabilității galeriilor din culcușul stratului 3.

Ca urmare a acestor precizări, voi face următoarele recomandări și propuneri:

- Pentru studierea stabilității lucrărilor miniere situate în condiții similare celor prezentate aici și alegerea susținerii acestora, să se adopte un model de interacțiune de tip elasto – vâscos – plastic.
- Referitor la tipul de susținere, se recomandă în continuare susținerile de rezistență constantă de tip metalic, profil SG-23, respectiv SG-29, deoarece, în baza calculelor efectuate, asemenea profile se verifică, fiind susțineri cu o capacitate portantă suficientă regimului de presiune valoric mediu considerat. O asemenea recomandare devine însă reală numai în contextul realizării unei tehnologii de săpare și montare a susținerii corecte, în sensul precizărilor pe care le facem în continuare: realizarea prin săpare a unui contur uniform (asemenea deziderat nu este și nu a fost respectat pe întreaga lungime a lucrării); o urmărire riguroasă a umplerii spațiilor din extradadosul susținerii; curbura cintrelor să corespundă profilului lucrării; montarea strângătorilor atât ca număr, cât și ca loc, să se facă în conformitate cu monografia de armare; realizarea unui contact intim între cadru, bandaje și rocă; strângerea corectă a bridelor și reglarea culisării elementelor în strânsă corelație cu manifestarea regimului de presiune; trecerea la bandajarea cu panouri din plasă metalică sudată, care permit și o consolidare ulterioară cu beton proiectat; în zonele cu presiuni excesive, considerăm oportună experimentarea în continuare a susținerilor metalice circulare cu armături dublate, testarea cărora în cadrul E.M. Petrila și-a dovedit eficiența.
- Ținând seama de intensitatea de deformare a direcționalelor din culcușul stratului 3, dar și cheltuielile de întreținere înregistrate, propunem modificarea variantei de deschidere cu o

orientare oarecum diagonală și cu amplasarea la distanțe de peste 85 m a galeriilor direcționale, adică o schemă de tip labă de gâscă.

- De asemenea, propunem în continuare realizarea de observații și măsurători pentru cunoașterea și elucidarea în orice moment a mecanismului de deformare a acestor lucrări miniere subterane.

Pe de altă parte, prelucrarea datelor geomecanice dintr-un număr de 39 de unități miniere din S.U.A. au arătat că tensiunile verticale au o variație de forma:

$$(2.82) \quad \sigma_v = 0,019 H + 1,97 \quad [\text{MPa}]$$

în care: H este adâncimea la care se situează orizontul luat în studiu.

Referitor la tensiunile orizontale, studiile au arătat că raportul dintre tensiunile orizontale față de cele verticale are o valoare de 0,88 la adâncimea de 366 m și de 1,43 pentru o adâncime de 2240 m. În general, tensiunile orizontale depind de adâncime și se află într-un raport de 1,25 – 1,81 față de tensiunile verticale. Adâncimea de la care rocile trec în stare de deformare plastică se consideră adâncimea critică [A2; A3]. Creșterea grosimii susținerii și a mărcii betonului folosit nu conduc la diminuarea adâncimii critice sau la situații care să complice reducerea stării de tensiune – deformare. Cercetările efectuate în scopul cunoașterii mecanismului de deformare a rocilor de pe conturul lucrărilor miniere executate prin perforare – pușcare în bazinul Kuzbass, au arătat că ponderea cea mai mare a deformării conturului are loc înainte de începerea interacțiunii rocilor cu sistemul de susținere. Aici trebuie să facem unele precizări rezultate din observațiile și studiile efectuate pe o perioadă îndelungată de timp, în ceea ce privește mecanismul interacțiunii. Din aceste studii, s-a constatat că efectul deformării conturului înainte de a începe procesul de interacțiune al masivului cu susținerea, determină apariția unei convergențe a rocilor care se poate extinde în interiorul masivului până la valori echivalente cu de 2 – 3 ori deschiderea lucrării miniere, ceea ce favorizează creșterea presiunii pe elementele de susținere și este funcție de timp și de distanța punctului studiat față de poziția frontului de lucru. Aceasta înseamnă că de fapt convergența rocilor și afânarea acestora începe la o distanță echivalentă de 2 – 3 ori deschiderea lucrării față de frontul de lucru, ceea ce conduce la o intensitate mai mare a valorii presiunii pe susținere. Pentru distanțe de amplasare mai mici, egale cu deschiderea lucrării miniere, convergența intervine fără să se constate însă exfolierea rocilor și fisurarea sau fragmentarea masivului, chiar și în rocile cu rezistențe mai scăzute. Utilizarea unor susțineri provizorii cu o capacitate mare de pretensionare a masivului de rocă și cu un contact mai avansat pe conturul lucrărilor miniere, limitează deformarea liberă a rocilor și asigură condiții prielnice de lucru pentru susținerile miniere definitive. În studiile referitoare la determinarea razei zonei deformațiilor neelastice (ZDN) și evoluția în timp a presiunii în condiții geominiere dificile și adâncimi de 500 – 1200 m, a fost elaborat un program de calcul, tocmai în scopul cunoașterii parametrilor interacțiunii sistemului de susținere - masiv de rocă. Rezultatele obținute au arătat că frontul de fracturare al rocilor se deplasează cu o viteză care se reduce treptat, iar raza deformațiilor neelastice, ca și sarcina pe susținerea de construcție rigidă, tinde spre valori limită. Stabilizarea sarcinii asupra susținerii și a razei deformațiilor neelastice intervine cu atât mai repede, cu cât rezistența rocilor înconjurătoare este mai mare și adâncimea la care se execută lucrarea minieră în raport cu suprafața este mai mică. Prin urmare, se recomandă ca frontul de săpare a lucrărilor miniere să fie decalat în timp pe un interval de 10 – 15 zile, interval în care se constată o reducere intensă a sarcinilor, iar în rocile cu rezistență mai mare, decalajul menționat poate să se reducă la 5 zile. Susținerile definitive de construcție rigidă asigură o eficiență mai ridicată, atunci când în masivul din jurul lucrărilor miniere se formează o zonă a deformațiilor plastice, a cărei rază dispune de valori ridicate și în care, roca își mai păstrează un oarecare grad de coeziune. Cercetările experimentale organizate și conduse în scopul cunoașterii procesului de formare și manifestare a presiunii în lucrările miniere de investiții executate la diferite adâncimi în raport cu suprafața, în roci cu rezistențe de 550 daN/cm², au arătat următoarele: presiunea minieră depinde în mare măsură de caracteristicile mecanice ale rocilor înconjurătoare, care, în mod neliniar, influențează asupra convergenței și a deformării conturului; al doilea factor cu grad de importanță ridicat este adâncimea de amplasare a lucrărilor miniere, în sensul că starea de tensiune depinde direct de acest parametru, adică, prin creșterea adâncimii, starea de tensiune a masivului crește corespunzător. Pentru îmbunătățirea condițiilor de stabilitate și în principal, a creșterii stabilității lucrărilor miniere, se apreciază că cercetările experimentale trebuie orientate în două direcții: creșterea artificială a rezistenței mecanice a rocilor prin injecție de ciment sau rășini asociată cu utilizarea unor susțineri din panouri prefabricate, a căror portanță trebuie să dispună de valori ridicate.

3

ANALIZA LEGILOR DE COMPORTAMENT A SĂRII GEME

3.1. Cadrul cercetărilor în literatura din domeniu

În primele etape, obiectivele cercetărilor au constat în studiul stabilității exploatărilor miniere clasice de sare și săruri de potasiu, la care extragerea s-a realizat cu preponderență prin metoda cu camere și pilieri de siguranță. Recent însă (și aici discutăm de o perioadă de peste douăzeci de ani), specialiștii în domeniu și cercetătorii acordă o deosebită atenție și interes în crearea unor cavități de stocare a produselor petroliere în special, dar și a altor tipuri de substanțe, goluri subterane obținute prin exploatarea sării pe cale lichidă. În urma numeroaselor cercetări au fost efectuate și încă sunt în curs de realizare, diferite studii privind utilizarea sării ca o rocă „gazdă” a unui eventual stocaj de deșeuri radioactive.

Acest capitol se bazează pe de o parte pe un studiu bibliografic al literaturii naționale și internaționale privind toate aspectele reologiei sării și pe de altă parte, pe rezultatele obținute de autor de-a lungul timpului. Cadrul de utilizare al acestor rezultate incluse în cuprinsul acestei lucrări și în limitele cărui mi-am propus practic să o dezvolt, este cel al cunoașterii modului de comportare al sării geme la nivel microscopic și macroscopic, în ideea că golurile subterane create vor avea o altă destinație după exploatarea zăcămintelor de sare. Referitor la formarea structurilor de sare, există astăzi o serie de teorii, pe care le redau în tabelul 3.1.

Tabelul 3.1- Principalele teorii referitoare la mecanismul migrării sării:

Denumirea teoriei	Autorii	Caracterizarea succintă a teoriei
Teoria izostatică	Harbourt (1910, 1913)	Explică ridicarea sării pe linii de fracturi tectonice, datorită plasticității ei la presiuni mari și greutatea specifică mai mică decât cea a rocilor acoperitoare care o apasă.
Teoria atectonică autoplăstică	Lachman R. (1911)	Împingerea ascensională a sării este rezultatul forței existente în însăși masa ei și constă într-o mișcare ascensională moleculară. Sarea, datorită umidității ei, se dizolvă în zonele de presiune maximă și prin recristalizări, din cauza apei sărate, se depune în zonele de presiuni minime, fenomen numit „deplasare autoplăstică”.
Teoria redistribuirii	Belusov (1911)	Consideră că sarea s-a depus inițial în zone mai înalte, după care, prin mișcări verticale, datorită a trei forțe: primare (diferențiale - verticale, antigravitaționale); secundare (tangențiale, centrifuge) și terțiare (verticale) a început să se boltească, să fie turtită și expulzată sub o presiune mare, în cuvele vecine.
Teoria compresiei verticale	Tagheev (1943) Harbort, Arrhenius Beischlog, Seidl	Sarea s-ar fi putut deplasa pe verticală sub acțiunea mișcărilor oscilatorii de fundament și datorită influenței forțelor de cutare.
Teoria halokineza halotectonică	Trusheim (1957, 1960)	Consideră formarea domurilor de sare ca rezultat al diferenței optime dintre densitatea depozitelor din acoperiș și cea a sării. Woidt (1980), Jackson și Talbot (1989) prezintă, în contextul acestei teorii, șase mecanisme ale halokinezei.
Teoria diapirismului	Posepny (1871) Mrazec (1906) Barton (1925) Kusaghin (1962) Harbort (1910) Hettleton (1934) Dumitrescu (1958) Gussow, Tanher, Williams (1968) Ticleanu (1974)	Diapirismul este considerat ca un produs de o acțiune inegală a forțelor tangențiale asupra unui complexități de strate, adică stratele din adâncimi au fost mai tare cutate, pe când cele superficiale, libere și neacoperite sunt puțin sau deloc atinse de cutare.

În sens larg, diapirismul este definit ca un proces geologic prin care pachetele de strate situate inițial la nivele mai adânci în scoarța terestră au străpuns sau par a fi străpuns, strate de rocă situate la adâncimi mai mici.

3.2. Mecanismul migrării sării

Cunoașterea mai detaliată a structurilor halogene a fost posibilă prin rezultatele oferite în timp de lucrările de foraj și seismice care au permis interpretări structurale. Cadrul conceptual numeric a apărut și s-a dezvoltat odată cu disciplina de Reologie și cu aplicațiile ei la formațiunile cu sare prin încercări geomecanice cu tehnică de vârf, atât în laborator, cât și in situ. Volumul acestor încercări a crescut lent în perioada anilor 1960 – 1970 și apoi s-a accelerat, datorită obiectivelor asociate de forajul de mare adâncime (cunoașterea și exploatarea structurilor adânci, explozii nucleare) și de stocare subterană a petrolului, gazelor, aerului comprimat și a deșeurilor radioactive în cavități realizate în sare. Criza petrolului din anii 1970, cu mai multe episoade ulterioare, a transformat depozitarea subterană a hidrocarburilor naturale și industriale în obiective strategice, mai ales în țările avansate, cu o dependență pronunțată de aceste hidrocarburi.

Într-o primă privire, comportamentul sării, elastic sau de curgere, depinde fundamental de doi parametri mecanici, atașați corpului geomecanic din sare, și anume:

- limita de elasticitate la forfecare (τ);
- vâscozitatea (η).

Limita de elasticitate la forfecare (MPa sau daN/cm²) este o caracteristică de prag a stării de tensiune din masivul de sare, de la care începe curgerea masei de sare.

Vâscozitatea (daN/cm·s) este o mărime fizică ce exprimă capacitatea mai mică sau mai mare de curgere a sării, apărută după depășirea limitei de elasticitate la forfecare.

Comparativ cu alte tipuri de roci, acești doi parametri au valori reduse în cazul sării, valori care scad sensibil pe măsura creșterii adâncimii de zăcământ și implicit a temperaturii. Spre exemplu, în cazul creșterii adâncimii zăcământului de la 300 m până la o valoare a acesteia de 3000 m (caz frecvent întâlnit în găurile de sonde), valoarea vâscozității scade de 10 ori, iar valoarea limitei de elasticitate la forfecare scade de circa 4 ori.

De fapt, parametrii principali care caracterizează și de care depinde formarea structurilor halogene, sunt: limita de elasticitate la forfecare (τ); vâscozitatea (η); presiunea diferențială (Δp).

Pentru înțelegerea formării structurilor diapire și a celorlalte structuri halogene arătăm că la o valoare a adâncimii apropiată de 13 km, unde temperatura minimă este de 300 °C, sarea, care la suprafață este roca grea și bolovănoasă bine cunoscută, se transformă fundamental și ajunge să se comporte ca un lichid cu densitatea de $1,56 \cdot 10^4$ N/m³. În această nouă stare, datorită densității și vâscozității reduse, sarea devine evident instabilă față de rocile înconjurătoare, se mișcă, ridică la început stratele pe care apoi le străpunge, continuându-și ascensiunea până la restabilirea echilibrului dinamic. Așadar, masele de sare cu caracteristici de „curgere” în condițiile termodinamice de adâncime, cu temperaturi ridicate, pe măsură ce se ridică spre suprafață își pierd fluiditatea și devin total imobile la contactul cu rocile înconjurătoare, mai reci. În acest mod se explică reducerea sau chiar încetarea curgerii la unele diapire ajunse la suprafață.

Masivele de sare însă nu ajung niciodată într-o stare de repaus total, procesul de ridicare continuă mult timp, chiar și cu o viteză greu sesizabilă. Un asemenea fenomen de curgere vâscoasă – plastică este datorat acțiunii forțelor interne și externe care depășesc limita de elasticitate prin forfecare (a forțelor de rețea din masivul de sare), adică atunci când se realizează condiția:

- pentru diapire:

$$(3.1) \quad \Delta p > \frac{2l\tau}{R}$$

- pentru celelalte forme de zăcăminte de sare (strate, lame etc.):

$$(3.2) \quad \Delta p > \frac{2l\tau}{g}$$

Prin urmare, curgerea sării, adică deplasarea vâsco – plastică a acesteia are loc numai dacă se realizează condițiile minime de presiune diferențială pentru o anumită grosime și adâncime a sării. La o stare de tensiune mare sau la adâncimi foarte mari, sarea se mobilizează la o grosime oricât de mică. Un exemplu în acest sens îl constituie anticlinalele diapire de vale din zonele de ramă ale bazinului Transilvaniei. În aceste anticlinale, sarea a fost îngrămadită prin expulzarea ei din zonele deluroase cu o stare de tensiune litostatică crescută. Intensitatea procesului diapir este proporțională cu raportul:

$$(3.3) \quad \frac{\Delta p \cdot g}{l}$$

în care: Δp - diferența de presiune (tensiune) dintre deal și valea descărcată de tensiunea litostatică prin eroziune; g - grosimea stratului de sare; l - distanța pe orizontală dintre deal și vale.

De exemplu, în zona centrală a depresiunii Transilvaniei masa de sare din marile domuri nu a reușit să străbată cuvertura de sedimente, datorită atenuării la aceste adâncimi a presiunii diferențiale (a stării de tensiune diferențiale) date de relief.

Comportamentul mecanic cu două fețe – elastic sus și curgător în adâncuri, își are obârșia intimă în modificarea energiei ionice de rețea a cristalului de sare. La solicitările de la partea superioară, interne și externe, care tind să deformeze corpul de sare, acesta răspunde prin rezistența pe care i-o conferă energia de rețea, cu valori ridicate, legătura ionică dintre clor și sodiu fiind puternică. Atâta timp cât energia de rețea nu este depășită de forțele complexe aplicate corpului de sare, acesta răspunde printr-un comportament elastic și nu apare curgerea sării. La creșterea solicitării peste rezistența conferită de energia de rețea, adică la depășirea limitei de elasticitate la forfecare, începe curgerea vâscoasă (plastică) a masei de sare.

Practic, considerentele anterioare atestă valoarea majoră a tomografiei în gaura de sondă și a determinărilor directe in situ a parametrilor fizico – mecanici prin metode mecanice și / sau geofizice. În spiritul aceluiași idei, una din cele mai fructuoase căi de calibrare finală a valorilor parametrilor de calcul folosiți la proiectarea eventuală a viitoarelor sonde care vor traversa sarea de adâncime, ar fi redeschiderea unor sonde vechi în sarea profundă, în scopul măsurării variației în timp a diametrului inițial al coloanelor de tubaj introduse la forarea sondei. Desigur că, referitor la aceste situații, un interes deosebit în acest sens îl prezintă rezultatele cercetărilor americane legate de stocarea subterană a hidrocarburilor în cavitățile realizate prin dizolvare în masivele de sare și forajul profund în orizonturi groase de sare efectuat pentru experimentele nucleare „ecologice”, nepoluante, sarea fiind roca cu autoetanșare în adâncime, sarea fiind de asemenea roca cu cea mai bună ecranare pentru radiațiile exploziilor și ale deșeurilor radioactive rezultate din combustibilii nucleari, după explozie.

Studiile americane au confirmat comportamentul vâscos al sării de adâncime, aducând noi informații, noi date tectonicii sării. Analizele pe modele fizice și matematice corelate cu investigația geofizică de sondă, repetată în timp succesivi de ordinul orelor, zilelor și săptămânilor au arătat modificări în timp a comportamentului mecanic a sării din jurul găurii de sondă, adică din pereții cavității realizată în sare.

3.3. Aspecte privind structura și textura sării din Franța

3.3.1. Introducere

Formațiunile de sare gemă (în strate sau domuri) au fost considerate mediul geologic favorabil stocării în adâncime a deșeurilor radioactive, produselor petroliere și a deșeurilor industriale. Din acest motiv, zăcămintele de sare au făcut obiectul numeroaselor studii și cercetări realizate în laboratoarele din lumea întreagă.

Cercetările pe care le-am efectuat pe o perioadă de doi ani de zile în Laboratorul LAEGO aferent Institutului Politehnic Lorraine, Franța, s-au axat pe studiul comportamentului reologic al sării, mai precis pe legile de comportament existente în literatura de specialitate care au fost dezvoltate și deseori utilizate pentru descrierea comportamentului în timp al sării. Aceste studii au inclus și realizarea și introducerea unei legi de comportament a sării într-un program de calcul numeric complex, denumit THYME++ (în limbaj de programare C++). De fapt, o lege de comportament asociază un criteriu de plasticitate, o lege de ecruisare și o lege de curgere care permit descrierea evoluției deformațiilor solidului considerat. Deformațiile în timp a sării joacă un rol important în calculele de proiectare, dimensionare și asigurare a stabilității lucrărilor subterane (cavități umplute cu saramură sau camere și pilieri) care depind foarte mult de solubilitatea sării în apă și de permeabilitatea acesteia la gaz și saramură. Reologia zăcămintelor de sare gemă este mult mai complexă comparativ cu altele, deoarece acestea sunt locul în care au loc fenomene de naturi diferite, spre exemplu fenomene legate de structura policristalină a sării (deplasări de dislocații, poligonizații, interacțiuni între cristale etc.) sau fenomene legate de solubilitatea mare a NaCl în apă (fenomen cum este migrarea saramurii, transportul de materie asistat de fluide, cicatrizarea etc.); fenomenele legate de fisurație, fracturare sunt comune tuturor rocilor. Acestea

sunt cuplate cu alte fenomene care influențează comportamentul mecanic, termic, hidraulic și chimic al sării.

Exploatarea sării în Franța, ca și în alte țări, este confruntată cu problemele pe care le ridică închiderea progresivă a exploatărilor. Problema care se pune este evoluția pe termen lung a acestor amplasamente, adică stabilitatea suprafeței și totodată impactul asupra apelor subterane. Un volum important de sare a fost deja exploatat și continuă să fie exploatat, în particular prin dizolvare. În anumite situații, puține informații fiabile sunt disponibile în ceea ce privește localizarea, extinderea și starea în care se află cavitățile subterane realizate în special în trecut. Anumite zone în care se exploatează sarea se găsesc în condiții geologice și hidrogeologice specifice, care ne determină să ne punem întrebarea ce se întâmplă în cazul dizolvării pe termen lung și asupra riscurilor legate de transportul și stabilitatea suprafeței la zi. Zăcămintele de sare din Franța au făcut obiectul studiilor și cercetărilor de peste două secole; au fost realizate numeroase studii de recunoaștere efectuate la început acolo unde sarea a fost cunoscută prin intermediul surselor sărate (Lorraine, Jurassic, Sud – Vest). Cei care au exploatat sarea și mai apoi cei din domeniul petrolier au contribuit la stabilirea unei cartografii exhaustive a zăcămintelor de sare [A28; A29]. Diferitele zăcămintele exploatabile de sare aparțin în principal celor două etaje geologice: Triasic și Terțiar.

3.3.2. Mineralogia sării

Rezultatele diferitelor încercări la fluaaj realizate asupra sării sunt destul de disperse, astfel că, inevitabil, apare întrebarea: *care este factorul (sau factorii) determinant (determinanți) care stă (stau) la originea acestei dispersii?* Pentru a putea identifica și înțelege mai bine acest (acești) parametru (parametrii) trebuie să amintesc aici faptul că în urma fluaajului, deformația (ε) evoluează în funcție de starea de tensiune (σ), de timp (t), de temperatură (T), de structura materialului (S) și de gradul de umiditate (H).

Voi face în continuare o prezentare a situației generale a structurii și texturii sării, acesta fiind practic și unul din factorii care contribuie la evoluția fluaajului sării geme. În principal, aceste informații vor fi particularizate pentru sarea existentă în zăcămintele din Franța, conform studiilor pe care le-am efectuat [A28; A29].

Zăcămintele de sare franceze exploatabile aparțin în principal etajelor geologice ale Triasicului și Terțiarului. Zăcămintele de sare din Triasic sunt de tipul depozitelor sedimentare organizate în strate suborizontale, tectonizate, afectate local de deformații diapirice aparținând erelor geologice Muschelkalk și Keuper; zăcămintele din Terțiar aparțin Eocenului și Oligocenului și sunt organizate în depozite foarte groase, la adâncime mari. Zăcămintele din Triasic sunt constituite din alternanțe de nivele de sare primară mai mult sau mai puțin bogată în halit și intercalații marno – anhidritice; zăcămintele din Terțiar sunt deseori constituite dintr-o sare pură, uneori dizolvată și recristalizată într-o matrice de nămol (mâl) argilo – carbonat.

Principalele minerale ale rocilor care alcătuiesc formațiunile evaporitice, sunt:

- halit (NaCl), care se prezintă sub două forme, în diferite litofaciesuri dominant halitice:

(1) halitul lăptos, este un halit cu cristale milimetrice până la cristale de ordinul centimetrilor, xenomorfe până la sub-automorfe în care microcristalele de anhidrit sunt datorate difuziei luminii prin incluziunile fluide prezente într-un număr foarte mare de cristale negative cubice concentrate în bezi de creștere succesivă a cristalelor;

(2) halitul pur, se prezintă în cristale pure, foarte transparente, de mărimi centimetrice în litofaciesurile sării fenoblaste și milimetrice în celelalte tipuri de faciesuri; incluziunile fluide sunt puțin abundente, de formă neregulată și sunt dispersate aleatoriu;

- sulfați (anhidrit, celestină): datorită temperaturii și presiunii litostatice care guvernează în adâncime, sulfatul de calciu se prezintă, în principal, sub formă de anhidrit; anhidritul apare de regulă sub formă de noduli izolați, dispersați între cristalele de halit sau în formațiunile argilo – carbonatice. Textura acestor noduli este heterolitică sau în mozaic. Frecvent, se regăsesc „baghete” de anhidrit în incluziunile din cristalele de halit sau la limita dintre granule sau ca și componente principale ale matricii în sarea fenoblastică. Cristalele de celestină (sulfatul de stronțiu) sunt prezente la anumite nivele;
- carbonați (calcit, dolomit) sunt întâlniți în litofaciesurile a căror cristale automorfe romboedrice sunt rare și, în general, izolate în matricea micritică a trecerilor argilo – carbonatice; diferitele forme sub care se prezintă calcitul, sunt: fenocristale automorfe la limitele cristalelor de halit

sau în incluziunile din halit, sparit, în pseudomorfozele de ghips și micritul, constituent esențial al discurilor și matricii argilo – carbonato - sulfatată;

- diferite varietăți de silice (calcedonie, cuarț) au fost recunoscute în nivelele argilo – carbonatice. În principal, silicea se prezintă sub formă fibroasă (calcit și luecit, acesta din urmă format în era geologică a Eocenului) sau sub alte forme: cuarț petaloid, palisadic sau pseudocubic;
- argile: fazele argiloase cuprind trei asociații principale: (1) illit, kaolinit, clorit; (2) illit, kaolinit, clorit, interstratificat illit – smectit; (3) illit, smectit (kaolinit, clorit).

Ansamblul acestor minerale și prezența lor sub diferite habitusuri, conduce la litofaciesuri cu textură și compoziție variate:

1. litofaciesuri dominant halitice:

- litofaciesurile sării fenoblaste până la halit fenoblast într-o matrice argilo – sulfato – carbonatică;
- litofaciesurile sării lăptoase;
- litofaciesurile intermediare, denumite sare mixtă lăptoasă / pură și respectiv, sare mixtă lăptoasă / fenoblastă;

2. litofaciesuri asociate:

- litofaciesuri detritice: argile și marne;
- litofaciesuri sulfato – carbonatice.

Diferitele litofaciesuri, (figura 3.1) nu au același comportament la fluaj, putându-se deosebi [A53; A57; A58; A59; A67; A126; A156]:

- sare fenoblastă, puțin deformabilă, denumită primară, formată prin dezvoltarea cristalelor de halit într-un amestec de nămol și saramură saturată, conținând un procent mare de impurități;
- sarea lăptoasă, mai deformabilă, care prezintă structura stratificată a unei roci sedimentare și conținând puține impurități;
- sarea microcristalină pură, extrem de deformabilă, formată prin recristalizarea saramurii în punji de dizolvare și apare puțin abundent în zăcămintul de Bresse.

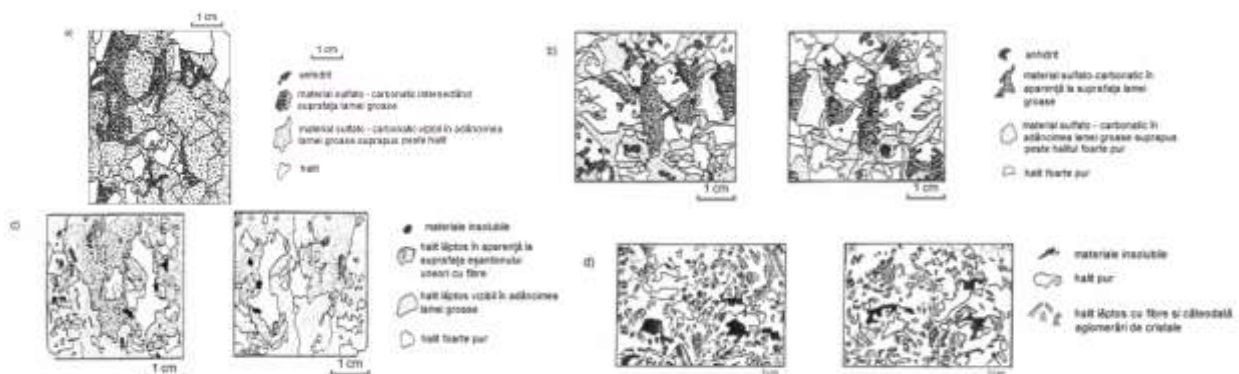


Figura 3.1- Reprezentarea schematică a fețelor lamelor groase de sare: a) fenoblastă; b) mixtă lăptoasă – fenoblastă; c) mixtă lăptoasă – pură; d) mixtă lăptoasă [A158].

3.3.3. Defectele cristalelor de halit

Cristalul de halit (NaCl). Clorura de sodiu prezintă o structură ionică și cristalizează după o rețea de tip cubic cu fețe centrate. Rețeaua de NaCl este constituită din două subrețele cubice, una formată de ionii pozitivi de Na^+ și cealaltă de ionii opuși Cl^- (figura 3.2). Existența celor două subrețele determină sau impune orientarea planelor de alunecare preferențiale [A149; A150].

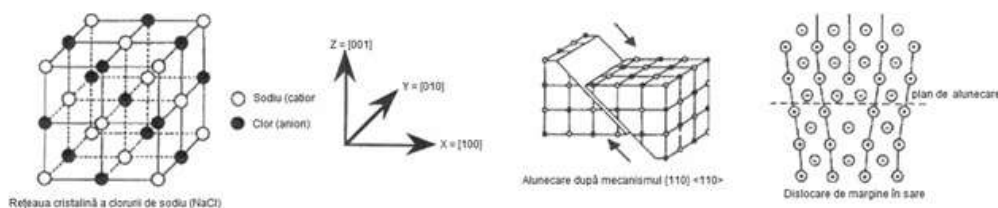


Figura 3.2- Rețeaua cristalină a clorurii de sodiu și planul de alunecare preferențial (după Horseman și Passaris, 1984 citați de Thorel, 1994 [A150]).

În cristalele monoatomice, dislocațiile se produc în planele rețelei pentru care energia de învingere este mai mică și nu depinde decât de distanța dintre atomi; este vorba de planele cele mai dense. Pentru monocristalul ionic de halit (NaCl), mișcarea de dislocare într-o direcție dată este facilitată sau nu, în funcție de natura ionului întâlnit; în acest caz, mișcarea de dislocare necesitând energie mai mică, se produce pe un plan $\{101\}$ în direcțiile $\langle \bar{1}01 \rangle$; la temperaturi mai mari, alte sisteme de alunecare devin active [A126].

Pentru cristalul de NaCl se disting următoarele sisteme sau mecanisme de alunecare principale, și anume: dodecaedrice, octaedrice și cubice, caracterizate prin normala la familia de plane și direcția alunecării. În urma unei încărcări (solicitări), monocristalul se deformează la început elastic; deformația ireversibilă este provocată de dezvoltarea mișcărilor de dislocare. Comportamentul monocristalului de NaCl este influențat de viteza de solicitare și temperatură, în sensul că: cu cât viteza de solicitare este mai mare, cu atât modulul tangent este mai mare (figura 3.3.a) și respectiv, modulul tangent scade dacă temperatura crește (figura 3.3.b) [A150].

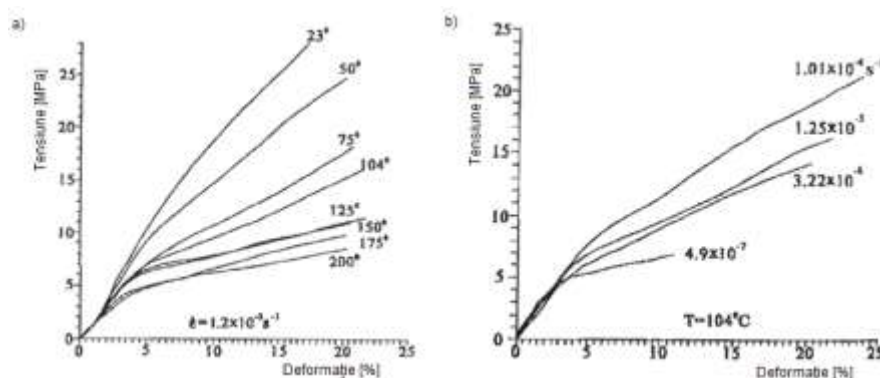


Figura 3.3- Influența vitezei de încărcare a) și a temperaturii b) asupra comportamentului la compresiune monoaxială a monocristalului de NaCl (după Wanten ș.a., 1993 citat de Thorel, 1994 [A150]).

Presiunea de confinare nu influențează comportamentul monocristalului, fie că discutăm de compresiune, fie de întindere; ecrisarea pozitivă este remarcată și mai puțin dacă temperatura este ridicată și viteza de solicitare este scăzută. În absența distrugerii, monocristalul de NaCl se deformează sub acțiunea unei solicitări mecanice care produce variații foarte mici [A150].

Dimensiunile cristalelor de halit sunt de ordinul a câtorva milimetri. Spre exemplu, pentru sarea de Moulhouse, cristalele de halit sunt milimetrice până la dimensiuni de ordinul centimetrilor, uneori ele conțin un procent mic de incluziuni fluide (polihalit sau carnalit), la fel ca și anumite varietăți de sare întâlnite în domurile de sare din Germania.

Defectele cristalelor de halit. Diferitele elemente de textură semnalate în descrierile mineralogice și litologice existente în literatură [A75; A155; A156] se regroupează în esență, în patru tipuri: incluziuni, fibre și aglomerări de cristale, limitele granulelor și granularitatea.

a) **incluziunile** pot fi de două naturi: *fluide* și *rigide*. *Incluziunile fluide*, de origine primară sau secundară, pot fi situate în interiorul cristalelor de halite sau la limitele granulelor. Incluziunile intergranulare se prezintă sub trei forme, figura 3.4:

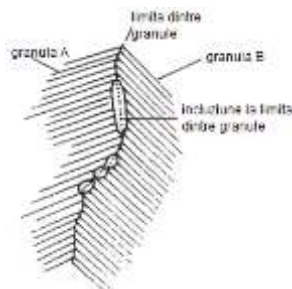


Figura 3.4- Reprezentarea schematică a morfologiei incluziunilor intergranulare (după van Hasselt, 1991).

- foarte neregulate cu aspect mai mult sau mai puțin alungit, deseori limitate prin fețe curbate (convexe, dacă se consideră cristalul și concave, dacă se consideră cavitatea formată de incluziune);

- de formă cubică (în cristale negative), majoritatea muchiiilor acestor cuburi fiind ușor rotunjite (conținutul acestor incluziuni este saramura);
- tipul de incluziuni intergranulare, în general rotunjite, de talie mică, repartizate în aceeași suprafață plană sau ușor curbate.

Al treilea tip este considerat de origine secundară, mai precis rezultând din cicatrizarea unui plan de clivaj. Într-un anumit număr de frontiere a granulelor se remarcă prezența incluziunilor sub formă de picături, canale mici și tuburi mici, uneori interconectate. *Incluziunile rigide* întâlnite în granulele de halit sunt deseori monocristale mici milimetrice de anhidrit; incluziunile rigide mai complexe sunt formate de particule de agregate de natură carbonatică sau argilo – carbonatică cu particule de anhidrit;

b) **fibrelle și aglomerările de cristale** sunt formate de aranjamente foarte precise de incluziuni fluide. Fibrele (asemănătoare alicelor) sunt elemente texturale a căror secțiuni verticale sunt în formă de „oase de pește”, prezentând alternanțe ritmice de strate succesive cu și fără incluziuni fluide (figura 3.5). Prezența acestora conferă sării lăptoase o anumită anizotropie. Faciesurile hiperlăptoase, mult mai rare datorită faptului că ele sunt formate la interfața apă – aer, unde saramura devine suprasaturată prin evaporare și că, în continuare, ele sedimentează pe fundul bazinului sub efectul gravitației; acestea nu sunt orientate într-un mod exact, precis în roca saliferă;



Figura 3.5- Reprezentarea schematică a fibrelor: σ_1 – compresiune perpendiculară a) și paralelă b) la axa fibrelor (după Van Hasselt, 1991).

c) **limitele dintre granule** sunt elemente texturale la scară pluricristalină, putând fi considerate, din punct de vedere al conținutului lor, cât și din punct de vedere al naturii granulelor, ca fiind adiacente (figura 3.3). Conținutul lor poate avea impurități de natură nehalitică, incluziuni fluide sau o peliculă continuă de fluid. Aspectul global al acestora depinde de natura granulelor pe care le separă. Spre exemplu, ca tipuri principale de contact, putem întâlni:

- limite halit lăptos – halit lăptos;
- limite halit lăptos – halit pur;
- limite halit pur – halit pur;
- contacte halit – material nehalitic
- și într-o măsură mai mică zone de separare de tip material carbonatic – sulfatic – noduli de anhidrit.

În general, limitele dintre granule care delimitează granulele de halit lăptos sunt deseori neregulate, ca urmare a creșterii acestora și dizolvărilor premature care le afectează.

Halitul pur care intră în cimentarea între ele a granulelor de halit lăptos urmează contururile preexistente, suprafețele de cimentare fiind de cele mai multe ori cu o extindere limitată; rarele contacte dintre granule la interiorul acestor zone de cimentare sunt mai degrabă regulate și cu contacte nete. Ansamblele de halit pur situate în halitul lăptos pot rezulta de asemenea dintr-o cristalizare după dizolvarea locală, caz în care contururile sunt mult mai netede. Tipul de halit care constituie fenocristalele prezintă, în general, contururi foarte nete și deseori cu fețe de mare planeitate. În contactele halit – material nehalitic, halitul este în esență pur. Contactele sunt foarte nete și halitul se impregnează în materialul argilo – carbonatic (unde materialul nehalitic este de natură argilo – carbonatic), respectiv se constată o structură destul de afânată a materialului sulfato – carbonatic, structură constituită în principal din mici bețișoare de de anhidrit (anhidrit acicular) orientate aleatoriu, care par să fi dispus inițial de o porozitate ridicată (pentru materialul nehalitic de natură sulfato – carbonatică). Această porozitate este aproape în totalitate impregnată între sarea fenoblastică cu matrice impregnată cu halit și cu matrice lipsită de asimilarea halitului, fiind o informație foarte importantă în ceea ce privește comportamentul reologic al celor două tipuri de materiale, așa cum sunt și caracteristicile petrografice: porozitatea și permeabilitatea.

Nodulii de anhidrit prezenți au rezultat dintr-o creștere întârziată în sediment; astfel, datorită acestei creșteri, bețișoarele de anhidrit se află distribuite într-un mod aproape tangent conturului acestor noduli. Din același motiv, se regăsește mai puțin halit impregnat în imediata apropiere a acestor noduli.

d) **granulometria și artefactele** (artefactele reprezintă o structură de origine artificială sau accidentală apărută în timpul observării sau experimentării asupra unui fenomen natural). Pentru litofaciesurile studiate, Van Hasselt (1991) [A158] arată că acestea nu variază de la un eșantion la altul, dacă eșantioanele prelevate provin din același facies.

În anumite situații, textura inițială este deteriorată datorită prelevării și pregătirii eșantioanelor; câteva clivaje rare sau fisuri sunt uneori observate și ele trebuie considerate ca fiind artefacte.

În concluzie, principalele minerale și prezența lor sub diferite habitusuri au determinat apariția unui anumit număr de litofaciesuri de textură și compoziții variate, adică: litofaciesuri predominant halitice (sare fenoblastică la fenoblastică, halit într-o matrice argilo – sulfato – carbonată; sare lăptoasă și sare intermediară sau mixtă – lăptoasă / pură și lăptoasă / fenoblastică) și faciesuri asociate (detritic – argile și marne, respectiv sulfato – carbonat). S-a putut constata prezența în abundență a incluziunilor fluide care pot influența comportamentul sării, prin:

- o interacțiune mecanică, ce poate conduce la deformații plastice, dar cel mai des la fragmentarea rocii prin fracturare hidrolică;
- lubrifiere, caz în care fluidul facilitează și accelerează deformația;
- dizoluția – cristalizarea, atunci când fluidul acționează prin interacțiune fizico – chimică la contactul cu solidul.

Într-o manieră globală, se constată că sarea fenoblastă este izotropă, dar heterogenă. Sarea lăptoasă este caracterizată printr-o anizotropie marcată prin prezența fibrelor, în timp ce compoziția sa globală este mai omogenă. Pentru sarea mixtă lăptoasă / pură se remarcă o anizotropie ușoară; această anizotropie este datorată mai curând ansamblului celor doi componenți, decât a prezenței câtorva fibre. Anizotropia rezultă mai degrabă în zonele de dizolvări umplute cu halit pur, care au aspectul „degetelor de mânășă” perpendiculare pe stratificație.

3.4. Comportamentul mecanic al sării

În literatura de specialitate sunt prezentate numeroase studii referitoare la comportamentul mecanic al sării geme. Aceste studii lasă însă fără răspuns unele întrebări sau aduc răspunsuri contradictorii la anumite întrebări cheie ale reologiei sării geme. Majoritatea acestor studii au fost realizate pe plan microstructural și prin urmare, concluziile cantitative și calitative privind aspectul macroscopic nu au putut fi formulate.

3.4.1. Plasticitatea, microfisurarea și ruperea sării

Anumite sisteme materiale supuse la o solicitare mecanică posedă proprietatea de a relua forma inițială atunci când sarcina care l-a deformat este anulată: aceasta este proprietatea de **elasticitate**. La baza teoriei clasice de elasticitate este noțiunea de corp ideal elastic și liniar deformabil, pentru care este valabilă legea generalizată a lui Hooke. Teoria elasticității implică o serie de proprietăți distincte: liniaritatea relațiilor între tensiuni și deformații; reversibilitatea deformației; continuitatea, omogenitatea și izotropia materialelor. Dacă după deformarea sub acțiunea forțelor care sunt aplicate sistemul material conservă deformație atunci când sarcinile sunt anulate, atunci el prezintă proprietatea numită **plasticitate**. Teoretic, pentru roci, starea plastică poate fi considerată starea pentru care efortul unitar depășește limita de elasticitate. Din punct de vedere energetic, deformațiile plastice apar dacă efortul unitar generalizat depășește limita elastică, adică $\sigma_i > \sigma_e$ (unde: σ_i – efort unitar generalizat; σ_e – limita de elasticitate). Din punct de vedere tehnic, noțiunea de plasticitate este legată de stadiul stării de tensiune în care deformațiile rocilor sau masivului de rocă cresc, chiar dacă solicitarea care i-a fost aplicată rămâne constantă. Plasticitatea sau comportamentul plastic este proprietatea corpurilor solide de a suferi deformații permanente fără fisurare, adică fără o influență defavorabilă asupra compactării sau fără distrugerea (sau pierderea) coeziunii, atunci când forțele exterioare care au determinat aceste deformații dispar. Deformațiile permanente se produc pentru un anumit prag al eforturilor unitare, numit **prag de plasticitate** sau **limită plastică**, **limită de curgere** etc.

Într-un solid, fisurile microscopice, fie preexistente, fie produse de tensiuni, se pot dezvolta. Dacă dezvoltarea acestor fisuri este brutală, se obține o rupere imediată. Frecvent însă (în special în cazul unei încărcări ciclice), se observă o dezvoltare progresivă foarte lentă, fără deformație permanentă apreciabilă. Acest fenomen este denumit **microfisurare** și este strict legat de evoluția microfisurilor până la ruperea unui element de volum considerat și de coalescența golurilor; el este ireversibil, adică cele două părți ale unei fisuri pot reintra în contact, dar nu se lipesc spontan. Rezultă că acest fenomen modifică profund anumite proprietăți ale unei roci (spre exemplu permeabilitatea la fluide, amortizarea undelor acustice); alte proprietăți pot să nu fie afectate (densitatea, modulii de elasticitate pentru tensiuni care mențin închise fisurile). Variația volumului este un indicator eficient al microfisurării în cazul sării geme; dilatanța și microfisurarea conduc la o creștere semnificativă a permeabilității sării geme și în consecință, etanșeitatea inițială a sării este redusă. În general, **ruperea** poate fi definită ca separarea unui sistem material în două sau mai multe părți. La scară microscopică, există trei tipuri de rupere:

- **rupere prin smulgere** (separare sau clivaj) care constă în desfacerea legăturilor dintre atomi, perpendicular pe planele cristalografice cu legături mai slabe sub acțiunea componentei normale a tensiunii; ea se produce fie prin cristale, fie printre cristale;
- **rupere prin forfecare** ce se localizează în planele favorabile de alunecare (plane cu densitate maximă de atomi); este preponderent transcristalină (se produce printre cristale) sau transgranulară;
- **rupere mixtă** care se produce atât prin smulgere, cât și prin forfecare, unul din cele două tipuri de rupere fiind predominant, în funcție de poziția cristalelor sau granulelor în raport cu tensiunile aplicate.

Practic, la scară macroscopică modul de rupere a rocilor este caracterizat prin mărimea deformațiilor plastice care preced ruperea. Pentru majoritatea sistemelor solide și prin urmare și pentru roci care la nivel macroscopic sunt omogene, ruperea se poate produce (în funcție de starea de tensiune, viteza de deformare, temperatură) fie înaintea unei manifestări pronunțată a deformației plastice și în acest caz este numită **rupere fragilă**, fie după apariția și manifestarea intensă a unei deformații plastice, când este numită **rupere ductilă**. Ruperea ductilă este precedată de o deformație plastică apreciabilă și este asociată cu o energie mare de rupere, în timp ce ruperea fragilă este caracterizată de deformații plastice neglijabile și energia consumată în procesul de rupere este mică. Modul de rupere nu este o proprietate internă, ea depinde de starea de tensiune (de tensorul de tensiune ($|T_{\sigma}|$)), de temperatura actuală și ceea ce este important, de istoricul tensiunilor. Plecând de la modul de rupere se disting trei tipuri de regimuri de curgere (figura 3.6):

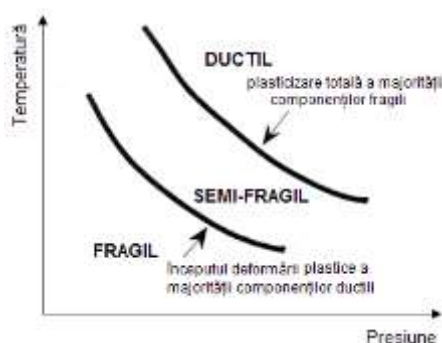


Figura 3.6- Regimuri de curgere în diagrama presiune – temperatură (după Scholz, 1990).

- **regim fragil** care apare la presiuni și temperaturi reduse și care include deschiderea și propagarea fisurilor și formarea unei eventuale suprafețe de rupere; rocile care se rup conform acestui regim prezintă o dilatanță, o slăbire și deformații localizate de-a lungul fisurilor principale;
- **regim semi-fragil** în care deformațiile nu sunt localizate de-a lungul fisurilor, dar sunt distribuite macroscopic și sunt cauza atât a microfisurării, cât și a plasticității cristaline; se situează între regimul fragil și ductil;
- **regim ductil** întâlnit în cazul presiunilor mari și a temperaturilor ridicate; este vorba aici de plasticitate pură - plasticitate cristalină, mecanismul care domină este dislocarea intracristalină. Rezistența este independentă de presiune, dar foarte sensibilă în raport cu

viteza de deformare și temperatura; deformațiile volumetrice sunt presupuse nule, chiar dacă fisurile pot fi generate în zona de frontieră dintre două cristale [A38; A39; A150].

Anumiți autori menționează un alt regim tranzitoriu, regimul semi-ductil (figura 3.7) pentru care există o influență asupra comportamentului, deformațiile fiind pur plastice. Trebuie făcută precizarea că, chiar și în cazul deformațiilor plastice mari, ruperea sau separarea unui sistem material se finalizează aproape întotdeauna urmând un mod fragil, aceasta fiind datorată diferitelor cauze, cum ar fi: (1) *fisurarea microscopică* (microfisurarea), deci dezvoltarea fisurilor microscopice; (2) *ecruisarea*, care crește rezistența la alunecare și nu determină creșterea (ci deseori diminuarea) rezistenței la clivaj, altfel spus ecruisarea le modifică într-un sens care favorizează apariția ruperii fragile; (3) *vâscozitatea* care acționează în același sens cu ecruisarea în momentul în care deformația se accelerează; (4) *modificările formei exterioare a sistemului material și a stării de tensiune*.

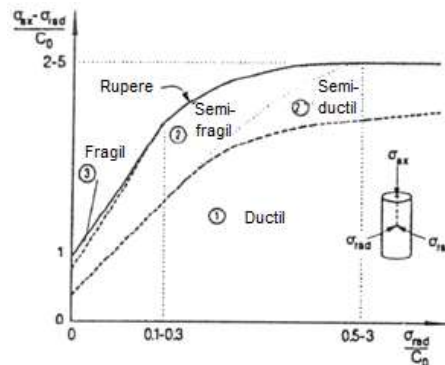


Figura 3.7- Diferite regimuri de rupere pentru roci slabe cu porozitate redusă, cum este sarea gemă, obținute din încercări triaxiale la viteza de deformare controlată; C_0 – rezistența la compresiune simplă [A39] citat de [A150].

Pentru viteze de încărcare (sau de deformare) crescătoare, deformațiile plastice înainte de rupere sunt din ce în ce mai scăzute și tensiunile de rupere din ce în ce mai ridicate. La viteză foarte mare, pentru toate sistemele materiale, ruperea este fragilă. O scădere a temperaturii acționează în același sens cu o creștere a deformației (figura 3.8).

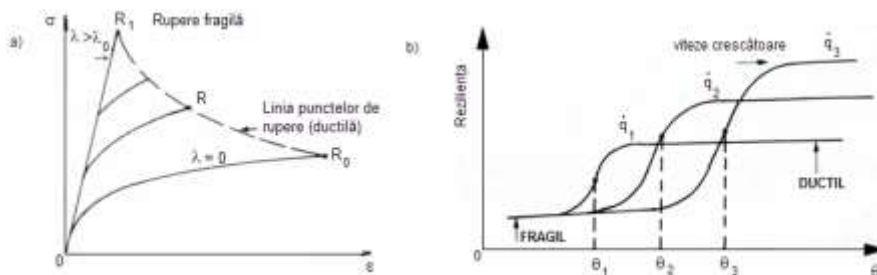


Figura 3.8- Influența vitezei de sollicitare a) și a temperaturii b) asupra ruperii prin încărcare monotonă.

În cazul unei ruperi reologice (figura 3.9) diagrama este analogă figurii 3.8 și există o coincidență exactă a punctelor A și R_1 din cele două figuri. Pentru $\sigma \geq \sigma_A$ avem rupere instantanee; pentru $\sigma_B < \sigma < \sigma_A$ rupere la un anumit moment de timp, care devine infinit atunci când $\sigma = \sigma_B$; pentru $\sigma < \sigma_B$, fluaj limitat conducând la o stare de echilibru (nu există rupere).

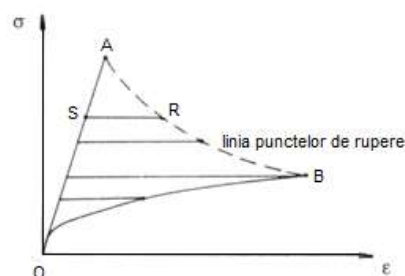


Figura 3.9- Mod de rupere reologic.

Figura 3.12 prezintă fenomenele care se produc într-o rocă din momentul începerii solicitării, $\sigma = 0$, până la rupere $\sigma = \sigma_r$ [A1; A2; A3; A28].

Comportamentul linear – elastic se finalizează la o tensiune σ_{el} , respectiv σ_{et} care corespunde limitei de liniaritate, deci unei tensiuni de $(0.5 - 0.75) \sigma_{rc}$, unde σ_{rc} este rezistența de rupere la compresiune. Apoi, se constată că volumul rocii nu variază chiar și la o creștere a solicitării; suntem în domeniul de invarianță a volumului, adică în zona de tranziție sau frontiera dintre fenomenul de compresibilitate și a celui de dilatanță. În momentul în care tensiunea atinge valoarea corespunzătoare pragului de dilatanță σ_d și o depășește, se va produce fenomenul de dilatanță, adică volumul începe să crească mult pe măsură ce starea de tensiune se apropie de tensiunea la rupere σ_{rc} . În acest moment, fisurile axiale situate în plane paralele cu direcția de solicitare încep să apară și fisurile inițiale se redeschid; la anularea solicitării se constată o creștere apreciabilă a deformației volumetrice ireversibile. Așa cum se arată în figura 3.13, comportamentul sării geme sau a potasiului supuse unei încercări la compresiune monoaxială prezintă, la fel ca și alte roci, o fază contractantă urmată de o fază dilatantă.

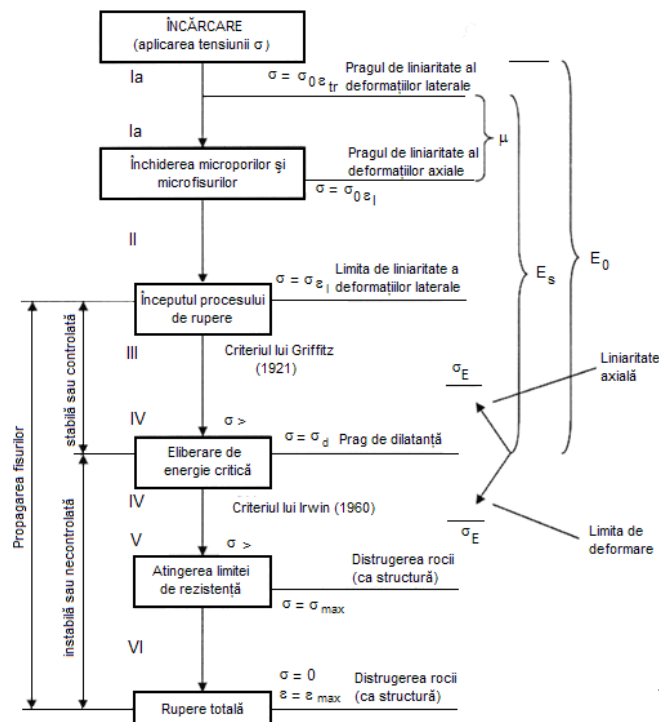


Figura 3.12- Reprezentarea schematică a fenomenelor care se produc în roci, din momentul încărcării și până la ruperea lor (după M. Toderaș, 2003 [A28]).

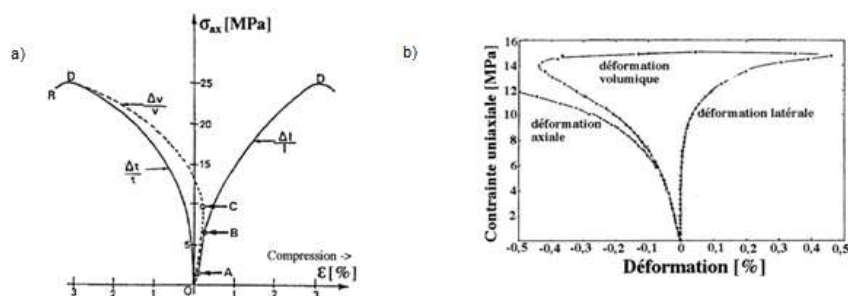


Figura 3.13- Încercare la compresiune monoaxială: a) pe sare de Bresse; b) pe potasiu de Rocanville.

Trebuie să fac precizarea că apariția fisurilor nu produce instabilitatea mecanică, dar are loc o ecruisare prin fisurare (curba $\sigma - \varepsilon$ este strict în creștere, roca pare să fie mai rezistentă deoarece ea suferă un proces de compactare – ecruisare). În aceste procese, coeficientul lui Poisson depășește chiar valoarea 1,00 (figura 3.14), dar el nu are semnificație fizică decât până la valoarea de 0,5.

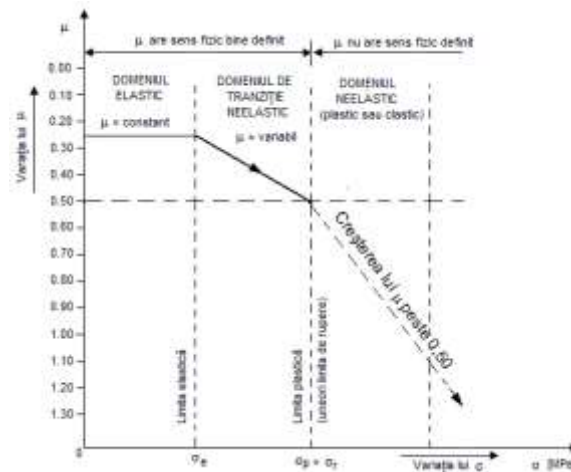


Figura 3.14- Variația coeficientului lui Poisson în funcție de tensiunea σ .

Ruperea prin fluaj se manifestă la începutul fluajului terțiar; sarea gemă este materialul care prezintă în compresiune o curbă de fluaj completă (figura 3.15.a); pentru încercări de fluaj în tracțiune asupra sării, faza de fluaj terțiar este mai mult sau mai puțin marcată datorită neomogenității și a prezenței impurităților (figura 3.15.b) care induce o rupere rapidă, legată de caracteristicile mecanice mai slabe.

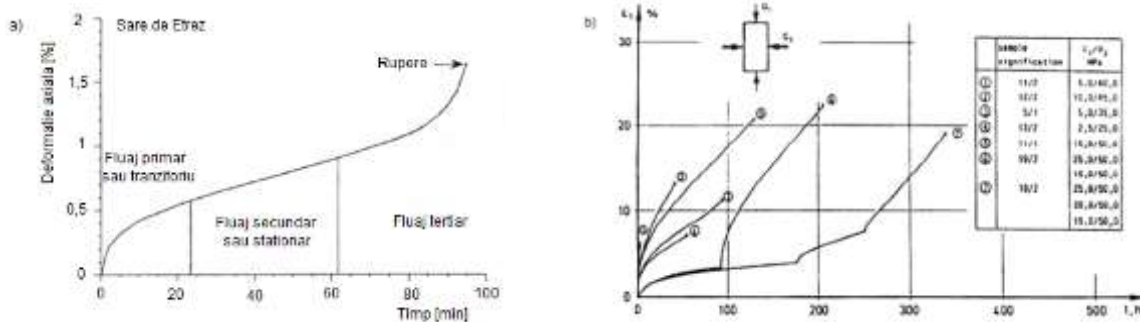


Figura 3.15- Încercări de fluaj pe eșantioane de sare: a) fluaj în compresiune simplă; b) fluaj în tracțiune pe sare de Erslev - Germania.

Fenomenul de ecrusare prin deformare. Referitor la acest subiect, voi menționa doar părerile și concluziile personale [A2; A3]. Literatura prezintă mai multe ipoteze bazate pe creșterea rezistenței elastice, pe limita de curgere la fluaj sau bazate pe limita de curgere care apare în același timp cu dezvoltarea unui zăcământ. G.T. Belby (1921) precizează că există o stare extrem de dezordonată, analogă cu a materialelor amorfe și că, în mod gradual, în timpul deformării, cristalele se transformă într-o stare amorfă. În consecință, proprietățile fizice ale solidelor pot fi alterate comparativ cu proprietățile inițiale.

O discuție detaliată a „dezordinii” materialelor amorfe în comparație cu mecanismele de deformare a solidelor cristaline este prezentată de A. Kochendortner (1954). Pe baza acestei lucrări, A. Seeger (1958) caracterizează deformarea statică a solidelor cristaline ca fiind plastică și deformarea materialelor amorfe ca una vâscoasă. Desigur că, există o diferență fundamentală între deformarea plastică și a materialelor amorfe. Teoria deformării plastice în cristale implică prezența numeroaselor dislocații, care sunt rezultatul anumitor tensiuni de forfecare materializate în timp în intercristale. Unul din punctele slabe ale acestei teorii prezentate, în ceea ce privește plasticitatea cristalelor, este înțelegerea și cunoașterea foarte puțină și uneori chiar greșită, în principal a bazei rețelei, a structurii reticulare a cristalelor nedeformate. Această structură de „bază”, ne face să înțelegem definiția aranjării dislocațiilor, înainte ca deformarea să înceapă. Distribuția acestor dislocații determină nu numai tensiuni de forfecare în materialele cristaline în care poate avea loc o deformare plastică, dar în același timp, ea dezvoltă în timpul deformării un număr de dislocații și prin urmare, va produce fenomenul de ecrusare prin deformare a materialelor cristaline. În general, în ceea ce privește structura de rearanjare a cristalelor, a fost propus de către C.F. Frank și M.F. Mott (1958) așa-numitul *ecrusaj al cristalelor*. Există însă o serie de raționamente

experimentale și teoretice care consideră că impuritățile cristalelor determină manifestarea plasticității cristalelor, în special în cazul rocilor constituite din cristale singulare, spre exemplu cuarțul, calcitul, sarea gemă. Majoritatea cristalelor naturale combină defectele structurale care se produc în timpul creșterii cristalului individual. Deci, cristalele sunt proiectate, aranjate realmente sub forma unei *rețele mozaic de cristale*. Regiunile cu structuri perfecte se transformă în structuri de tipul *blocurilor mozaic*. Mărimea acestor blocuri poate varia mult și poate fi cel puțin o structură constantă dependentă de tipul de cristal. Blocurile mozaic situate la limita structurii și care au orientări diferite sunt denumite „*limite de bloc*” sau „*blocuri limită*”. Aceste blocuri constituie planele de dezordine cu dimensiuni atomice, de-a lungul cărora densitățile de dislocații sunt mari. În general, ele formează suprafețe de dislocație plane și prin urmare, ele creează condiții esențiale pentru dezvoltarea tensiunilor interioare. Acestea din urmă explică practic efectul ecruisajului care poate fi observat într-un singur cristal și deci, în toată structura rocilor constituite din acele cristale singulare și acest lucru este clar și evident în cazul structurii sării geme. Am putea presupune că alunecarea și mișcarea de translație nu se produc simultan cu deformația plastică în toate blocurile mozaic, dar, într-o anumită măsură, ele au loc numai în câteva blocuri unde planele de alunecare au orientarea favorabilă în raport cu direcțiile tensiunilor principale. Cristalele mici de agregate policristaline, blocurile mozaic produc tensiuni de curgere de diferite mărimi, cu valori care depind de justetea, de exactitatea măsurătorilor. În conformitate cu teoriile de dislocație moderne, deformația de ecruisare și deci ecruisarea, este considerată o piedică, un impediment, un obstacol în deplasarea dislocației și care se produce în același timp cu creșterea deformației. Efectul corespunde unei interacțiuni preexistente și la o deformație indusă în rețea sau în structura cristalină. În principal, sunt acceptate două mecanisme responsabile pentru descreșterea densității de dislocare datorită dezvoltării și mobilității dislocațiilor. G.I. Taylor (1934) explică ecruisarea ca un obstacol în calea mișcării, a deplasării, datorită anumitor tensiuni anterioare în punctele de interacțiune a dislocației, puncte care devin din ce în ce mai numeroase, odată cu avansarea deformației. Deplasarea relativă a unei dislocații necesită, în mod egal, o energie de activare puternică. Prin urmare, dislocațiile se combină în *grupe de dislocații* sau *linii de dislocare* care au rolul de a dezvolta planele de alunecare. Principala diferență între alunecare și o rețea plană și o singură dislocație este că, în primul caz alunecarea de produce simultan printre plane, în timp ce în cel de-al doilea caz, alunecarea se dezvoltă în mod gradual deasupra liniei de alunecare și a sistemelor plane de alunecare. O dislocație liniară se constituie întotdeauna limita dintre două regiuni diferite, unde alunecarea se produce sau nu. Conceptul de alunecare liniară între regiunile alunecătoare, implică faptul că o dislocație liniară nu apare în mod brusc, ci se produce treptat în interiorul cristalului [A1; A2; A3; A144; A152; A163].

A doua ipoteză modernă, dezvoltată de E. Orowan (1954) este conceptul de asamblare progresivă „*progressive blocking*” în blocuri plane de alunecare, ce se produc odată cu creșterea deformației. Conform acestei ipoteze complete « *exhaustion hypothesis* », deformația de ecruisare are loc datorită faptului că sursele de dislocare active sunt localizate în mai multe puncte (sau surse) și care sunt supuse la o tensiune critică mare în timpul dezvoltării alunecării.

Care concept este în etapa actuală corect? Este greu să se precizeze și clarifica acest lucru. Pe viitor, există posibilitatea ca amândouă mecanismele să poată fi acceptate sau nu. Pe de altă parte, mecanismul de dislocare poate fi descris și pe baza teoriei mediului continuu. În general, dislocarea include atât de mulți atomi, încât ar putea fi posibilă o descriere în termenii unui mediu cvasicontinuu. Considerarea dislocațiilor utilizând teoria mediului continuu a fost descrisă și dezvoltată de E. Kroner (1958). Din punct de vedere reologic, fenomenul de ecruisare poate fi explicat utilizând modelul din figura 3.16, în care patinele au pragurile de plasticitate diferite (σ_p și σ'_p , cu $\sigma_p > \sigma'_p$) și tensiunea σ variază între σ_2 și σ_1 , cu $|\sigma_2| < \sigma_1$.

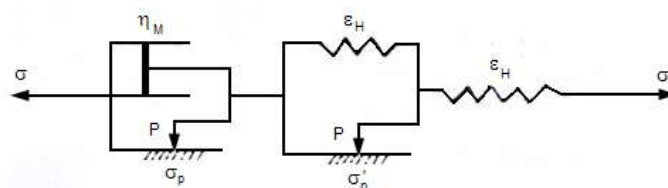


Figura 3.16- Model reologic care descrie fenomenul de ecruisare.

3.4.2. Modelarea microfisurării. Criterii de rupere

Fenomenul de microfisurare poate fi modelat utilizându-se două aproximări: microscopică și macroscopică (ce utilizează variabila D sau formalismul plasticității cu o partiție asupra deformațiilor sau tensiunilor), aproximări prezentate de Pouya (1991) [A126]. Ținând seama de adâncimea mare de exploatare a sării în Franța, voi prezenta o modalitate de modelare a microfisurării sării și criteriile de rupere corespunzătoare. Comportamentul elasto – vâsco – plastic al sării poate fi interpretat în termenii diferitelor mecanisme fundamentale de deformare. Înțelegerea comportamentului sării la mare adâncime necesită cunoașterea proceselor de deformare care apar în condiții ordinare. Halitul (NaCl) și silvinitul (KCl) prezintă diferite procese de deformare dependente de starea de tensiune (σ'_m), de temperatură (T) și de limita de plasticitate (τ), dar în condiții accesibile de laborator ($\sigma'_m < 70$ MPa; $\tau < 40$ MPa; $T < 150$ °C). Comportamentul rocilor saline poate fi descris și tratat în analogie cu comportamentul rocilor la adâncime mare.

Deseori, sarea gemă prezintă un comportament la rupere vâscos – ductil pentru o viteză de deformare $d\varepsilon/dt = 10^{-2} - 10^{-12} \text{ s}^{-1}$: domeniul de rupere și dilatanța la tensiune σ_m scăzută, comportament elasto-plastic ideal și fără dilatanță la tensiuni σ_m mari, tranziția de la fluajul vâsco-elastic la fluajul vâsco-plastic pentru valori τ ridicate, stadiul secundar de fluaj, viteză dependentă de criteriul de plasticitate și fluaj primar (tranzitoriu) cu recuperare. Domeniul elastoplastic (EP) este considerat în mecanica rocilor ca domeniul ruperii convenționale (Y). Spre exemplu, rezultatele obținute prin metoda braziliană și încercări triaxiale efectuate pe epruvete de sare [A64] (figura 3.17) arată că pentru o valoare mică a efortului σ_3 apare comportamentul la rupere cu manifestarea dilatanței, deformația ε la rupere fiind mică; domeniul ruperii convenționale depinde de valoarea efortului σ_3 , rezistența la compresiune monoaxială fiind de 12 ori mai mare decât rezistența la tracțiune (T_0).

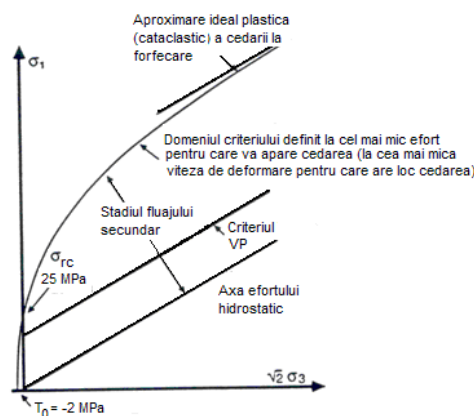


Figura 3.17- Domeniul ruperii pentru un dom de halit.

Pentru o valoare ridicată a efortului σ_3 apare o curgere cataclastică însoțită de dilatanță și ruperea cristalelor de sare, iar pentru eforturi laterale cu valori intermediare (cazul încercărilor triaxiale) este prezent comportamentul tranzitoriu. Pentru halit, trecerea de la comportamentul cataclastic plastic complet apare pentru eforturi $\sigma_3 = 10 - 20$ MPa; $\sigma_1 - \sigma_3|_{EP} \approx 35 - 40$ MPa. În general, domeniul ruperii elastoplastice (EP) al rocilor saline pentru valori scăzute ale eforturilor σ_3 este definit astfel: dacă efortul tangențial nu depășește limita domeniului ruperii convenționale ($\tau < Y$), atunci apare fluajul secundar, însă nu este exclusă situația ca un efort tangențial $\tau < Y$ să fie aplicat pentru perioade scurte de timp, înainte ca deformația să înceapă să se atenueze; elementele conceptuale majore ale ruperii elastoplastice a rocilor saline sunt prezentate în figura 3.18.

Suprafața domeniului vâscoplastic (VP) este suprafața limită între două regimuri de comportament vâscoplastic (figura 3.19). Criteriul de rupere VP depinde de valoarea lui σ_m și este de fapt criteriul de plasticitate de tip Tresca, adică $2K = (\sigma_1 - \sigma_3)_{VP}$ [A157]. Valorile tipice pentru sare și potasiu sunt: $2K = 15 - 18$ MPa și respectiv, $d\varepsilon/dt|_{2K} = 10^{-11} - 10^{-10} \text{ s}^{-1}$.

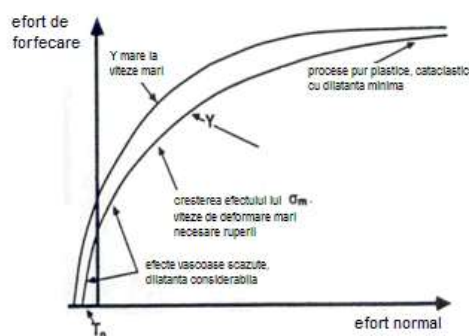


Figura 3.18- Criteriul de rupere elastoplastic al rocilor saline.

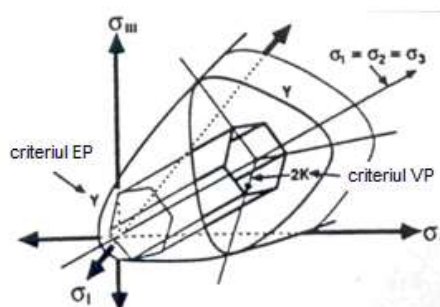


Figura 3.19- Criteriul de rupere elastoplastic și vâscoelastic în spațiul tensiunilor.

Pentru orice valori ale tensiunilor situate sub limita domeniului rupei convenționale, sarea manifestă fenomenul de fluaj. Interes prezintă două regiuni, și anume: regiunea situată sub valoarea 2K care reprezintă zona vâscoelastică (VE) în care relevante sunt mecanismele de soluție – precipitare și alunecare de dislocații; regiunea dintre 2K și Y, care este zona vâscoelastică (VP). Ecuațiile fizice de bază sunt de forma [A65]:

$$(3.5) \quad \dot{\epsilon}_{ss} = A \left(\frac{\sigma_1 - \sigma_3}{G} \right)^n \cdot e^{-\frac{Q_1}{Rt}}$$

unde: A, Q și G – constante ale materialului; Q – energia de activare pentru fiecare mecanism; G – modul de forfecare; pentru normalizare, autorii utilizează mărimea 2K. Pentru mecanismele de precipitare și alunecare a dislocațiilor $n = 1$, respectiv $n = 3$ [A139; A140; A141].

Din punct de vedere fizic, aceste mecanisme nu sunt cuplate, nu apar concomitent, ele sunt aditive; creșterea vitezelor de deformare pentru diferite temperaturi depinde de energiile de activare, de mărimea granulelor, de umiditate, mineralogie, densitatea defectelor și de textură [A141]. Aceste mecanisme nu depind însă de valoarea efortului σ_m , iar pentru valori situate sub 2K curbele vitezei de deformare sunt paralele cu axa octaedrică. Cele două mecanisme pot fi studiate în laborator pentru aceleași condiții, însă la temperaturile întâlnite în mină se pare că procesele sunt foarte slab observate [A140].

În zona vâscoelastică, natura exactă a mecanismului de deformare nu este încă prea clar, fracturarea sau ruperea apare de-a lungul suprafeței granulelor, însă în rocile salifere poate fi întâlnită sub stări de tensiune σ_m relativ reduse, datorită prezenței apei și a solubilității ridicate a NaCl și KCl.

Continuitatea stadiului fluajului secundar, stabilizat fără dezvoltarea domeniului fluajului terțiar observat în timpul încercărilor in situ și în laborator, confirmă un echilibru între fracturare și caracterul unei fracturări normale sau normalizare (cum este denumit în literatură), însă nu și pentru sarea gemă. Probabil că pentru asemenea roci, conceptul de deformație critică legată de fluajul terțiar nu este valabilă [A28]. Vitezele de deformare în zona vâscoelastică, asociate cu stadiul fracturării secundare, nu sunt funcții de tip putere; fracturarea începe pentru valori reduse ale efortului tangențial $\tau (= K)$ și se dezvoltă rapid cu creșterea lui, însă este împiedicată de tensiunea σ_m . Pentru stadiul fracturării secundare, legea vitezei de deformare propusă de unii cercetători, este:

$$\dot{\varepsilon} = 0 \quad \text{daca} \quad \sigma_1 - \sigma_3 = 2K \quad (\text{exista alte procese})$$

$$(3.6) \quad \dot{\varepsilon} = C \cdot \sinh\left(\frac{\sigma_1 - \sigma_3 - 2K}{\sigma_0}\right) \cdot e^{\frac{Q_3}{RT}} \cdot f(\sigma_m)$$

în care: C și σ_0 – caracteristici specifice materialului; $f(\sigma_m)$ – funcție care ține seama de efectul tensiunii normale asupra vitezei de deformare.

Referitor la fluajul primar, macroscopic vorbind, există trei surse care determină manifestarea lui: redistribuirea tensiunilor în masa de rocă, restabilirea fisurării și mici modificări ale texturii. Nici acest fluaj tranzitoriu inerent nu este prea bine cunoscut în ceea ce privește mecanismele care au loc la scară microscopică și determină efectele macroscopice. Kornelson (1988) a presupus că în rocile policristaline, fluajul tranzitoriu este practic rezultatul redistribuirii inevitabile a tensiunilor la scară de cristal. Pentru a valida numeric un astfel de concept, autorul a studiat un element vâscoplastic (figura 3.20) pe care l-a considerat ca un ansamblu consolidat; elementul a fost împărțit în rețele neregulate de elemente triunghiulare care descriu răspunsul tranzitoriu [A93].

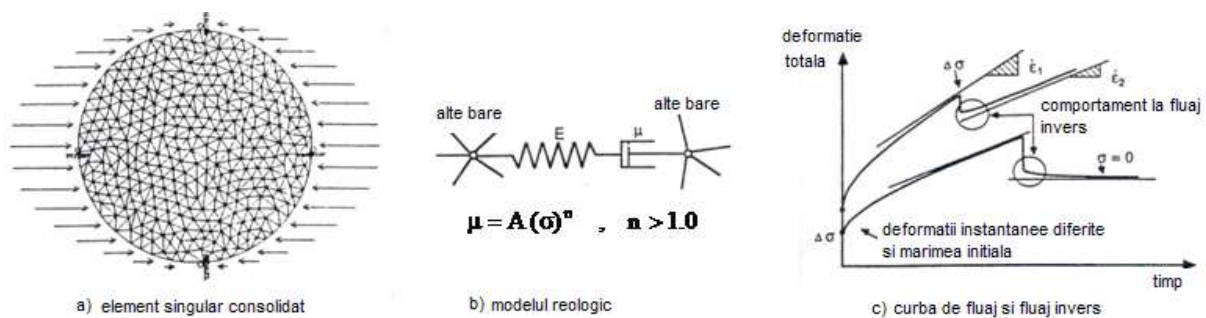


Figura 3.20- Răspuns tipic pentru un element discretizat (după Kornelson, 1988 [A93]).

Din punct de vedere cantitativ, comportamentul la deformare cu recuperare obținut a fost similar cu rezultatele încercărilor de laborator, răspunsul tranzitoriu fiind dependent de distribuțiile caracteristicilor de deformare E și μ . Pentru fluajul tranzitoriu, exponentul tensiunii este $n > 1.0$, o valoare mare a acestui coeficient n fiind asociată cu un răspuns tranzitoriu accentuat, predominant.

În jurul unei excavații realizată într-un zăcământ de potasiu, pot fi identificate 3 zone, (figura 3.21): zona elastoplastică (EP) în care sarea are o rezistență foarte scăzută (s-ar putea spune că sarea și-a pierdut rezistența); zona vâscoplastică (VP) unde există un echilibru permanent între τ și K ; zona vâscoelastică (VE) pentru restul masei de rocă, unde $n \leq 3$.

Distribuțiile tensiunii și a vitezei de deformare pe conturul excavației sunt în esență stabile; o viteză extrem de scăzută a deformării este tipică și probabil asociată cu micile modificări ale geometriei și evoluției alunecărilor la nivelul texturii. Deformarea pe contur depinde de fenomenul de dilatanță care apare pentru tensiuni de câțiva MPa. Pe baza cunoașterii legii fluajului staționar se poate obține o aproximare foarte bună a evoluției pe termen lung a vitezei de deformare pe conturul lucrării, chiar și în cazul minelor unde exploatarea se face cu camere și pilieri.

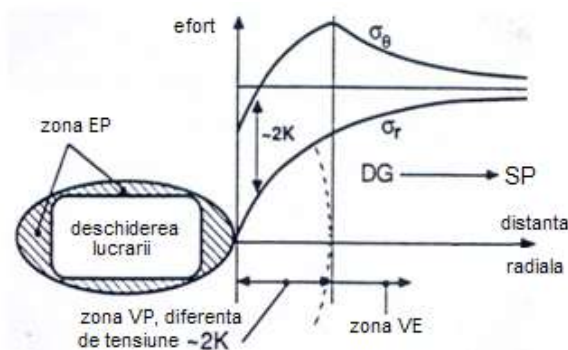


Figura 3.21: Starea de tensiune în zonele de pe conturul unei excavații – mină de potasiu (după Kornelson, 1988 [A93]).

Considerarea legilor fluajului microscopic și macroscopic permite înțelegerea și cunoașterea ansamblului răspunsurilor structurale în cazul structurilor subterane dintr-o mină, putând fi cu ușurință extinse cavităților sau chiar depozitelor subterane [A13; A28].

3.4.3. Mecanismele și legile fluajului sării geme

Studiile de fluaj realizate în special asupra cristalelor și asupra sării geme au pus în evidență faptul că fluajul este un proces care depinde și de valoarea temperaturii. Prin urmare, ansamblul temperatură și tensiune de solicitare determină apariția fluajului. Pentru o rocă având o structură dată (g) la o tensiune aplicată (σ) și o temperatură T , viteza de fluaj $\dot{\epsilon}$ se poate exprima prin ecuația lui Arrhenius, de următoarea formă:

$$(3.7) \quad \dot{\epsilon} = f(\sigma, T, g) \cdot e^{-\frac{\Delta u(\sigma, T, g)}{K T}}$$

unde: Δu este energia de activare; K - constanta lui Boltzmann.

Structura, aranjamentul total al elementelor structurale (spre exemplu dislocațiile, porii, golurile etc.) este necunoscută. În general, în timpul fluajului σ și T sunt constante, dar structura și de asemenea starea interioară de tensiune va fi modificată (sau poate fi modificată) cu creșterea deformației și deci, cu această viteză de fluaj. Plecând de la aceste precizări, rezultă diferite legi empirice ale fluajului tranzitoriu (primar) și ale fluajului staționar (secundar). Din punct de vedere structural, se pot imagina diferite mecanisme în structura granulelor care determină apariția fluajului: alunecare de translație; aranjare – modele mecanice care constau într-o deplasare a unei părți a rețelei într-o poziție simetrică în raport cu un plan numit *plan de aranjare* [A152]; dislocație sau reorientare a granulelor; cristalizare la limita granulelor. Influența acestor mecanisme diferite asupra fluajului total depinde de natura rocii, de structura acestora și totodată de tensiune și temperatură. Spre exemplu, în timpul alunecării de translație rețeaua cristalină rămâne intactă, adică structura rețelei nu se modifică. Sub influența deformației, în structură va apare în mod clar un aranjament care va fi întotdeauna reorganizat în relații simetrice în funcție de tensiune sau de deformație [A90; A114]. Se vede că mecanismul principal de deformare plastică, alunecarea de translație poate fi analizată matematic și explicată cu ajutorul teoriei dislocației. Migrarea și aglomerarea, creșterea în grupe de dislocații, rotația dislocațiilor, poligonizația (curbura planelor de rețea), formarea subgranulelor, migrarea limitelor granulelor fine, difuzia rețelei de goluri, recristalizarea sunt procese care acompaniază alunecarea de translație [A51; A92; A114; A115; A135; A152].

În general, fluajul tranzitoriu (primar), staționar (secundar, stabilizat) și terțiar și legile corespunzătoare sunt legate de anumite mecanisme de deformare.

Fluajul primar (tranzitoriu) (figura 3.22). La tensiunii reduse și temperaturi scăzute va apare fluajul logaritmic; dislocațiile sunt considerate ca niște obstacole. Datorită fenomenului de ecrisare se va produce un fluaj în etape succesive. În acest caz, mișcarea dislocațiilor nu joacă un rol important de recuperare și legea de fluaj este:

$$(3.8) \quad \epsilon = a_1 \lg t + c_1$$

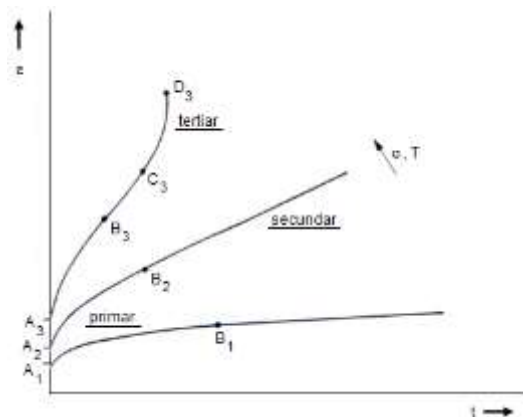


Figura 3.22- Curbe de fluaj.

La tensiuni și temperaturi ridicate, mecanismul de recuperare devine din ce în ce mai aparent; legea empirică este una exponențială, numită **fluajul Andrade**:

$$(3.9) \quad \varepsilon = \beta \cdot t^{1/3}$$

Fluajul secundar (staționar) (figura 3.22). Viteza fluajului este constantă dacă procesul de ecruisare se va produce cu aceeași viteză ca și pentru procesul de recuperare. Asemenea procese de recuperare pot fi observate prin rotația dislocațiilor, difuzia golurilor, poligonizația, migrarea granulelor fine și recristalizarea. Legea de fluaj este următoarea:

$$(3.10) \quad \dot{\varepsilon} = A \cdot e^{\frac{U}{K^T}} \cdot f(\sigma)$$

Fluajul terțiar (fluaj de fracturare, de rupere) (figura 3.22) este caracterizat de tensiuni mari și de o activare a unui mecanism suplimentar de deformare, numit *alunecarea granulelor*. Un asemenea mecanism determină o scădere graduală a limitelor granulelor și va produce separarea lor. Datorită faptului că fluajul de fracturare este dependent în principal de apariția deformațiilor neelastice, această dependență trebuie să fie considerată în fenomenul de fracturare printr-un criteriu de curgere. În principal, fracturarea – ruperea depinde de deformația maximă. În consecință, pentru fluajul terțiar, criteriul de rupere nu va fi ales în funcție de starea de tensiune, ci în raport cu starea de deformare. Spre exemplu, aici pot fi menționate vechile ipoteze ale lui Bach, și anume: *deformația principală normală maximă, respectiv deformația la forfecare; condiția de energie de deformare înmagazinată înainte de fracturare - criteriul Druker – Prager*.

Fracturarea apare la viteze de solicitare ridicate sau deformații de fluaj care sunt atribuite tensiunilor de încărcare foarte apropiate de rezistența la rupere. În acest caz, tensiuni mari sunt concentrate la limitele granulelor, mecanismul (teoria lui Griffith [A77]) de fracturare va fi activat (propagarea instabilă a fisurilor existente sau apariția noilor fisuri). Acest fenomen de fracturare, pentru diferite tipuri de roci, a fost studiat de Bieniawski în 1967 [A152].

Comportamentul special la deformare a sării geme. Comportamentul reologic al sării geme a fost studiat de numeroși autori [A45; A47; A50; A52; A55; A65; A70; A78; A79; A83; A98; A106] (figura 3.23).

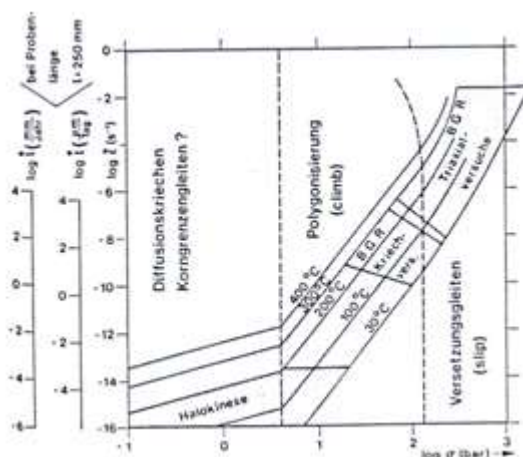


Figura 3.23- Mecanismele de deformare pentru diferite tensiuni (după Heard, 1982; Wallner ș.a. 1979).

În lucrările lor prezintă foarte bine fenomenul de fluaj și plasticitatea sării. De fapt, sarea este materialul ideal pentru studiu, în special deoarece structurile cristalelor și granulelor sunt relativ simple. Pentru sare, cel mai important este fluajul secundar (staționar). Mecanismele decisive de deformare sunt alunecarea dislocației, poligonizația, difuzia și alunecarea granulelor limitrofe. Alunecarea prin dislocație are loc la tensiuni ridicate și temperaturi scăzute (temperatura de fuziune $T_m = 1074 \text{ K} = 801 \text{ }^\circ\text{C}$). Deformația este rezultatul dislocațiilor care migrează în granulele de cristale și prin urmare, va apărea fenomenul de ecruisare. În consecință, dacă deformația crește mult, se va produce și densitatea de dislocare. Această densitate poate crește de la limita inferioară aproximativ 104 cm^{-2} (lungimea dislocației pe unitatea de volum). Acest

proces a fost arătat de Carter și Heard (1970) pe eşantioane de sare. În domeniul fluajului secundar, anihilarea și blocarea dislocațiilor existente este în echilibru cu noua detașare a altor dislocații. Sunt diferențiate două tipuri: (1) recuperarea statică dependentă de tensiunile interioare, acesta fiind mecanismul de dislocare și de temperatură; (2) recuperarea dinamică (cea mai importantă), care depinde în final de solicitare și de temperatură.

Teoriile pentru domeniul de alunecare a dislocațiilor au fost dezvoltate printre alții, de Ree, Ree și Eyring (1960), Barret și Nix (1965), Weertman (1957); legea este de forma [A40; A129; A161]:

$$(3.11) \quad \dot{\epsilon}_s = C \cdot \exp\left(-\frac{Q_{\text{eff}}}{R T}\right) \cdot \sinh(B \cdot \sigma)$$

unde: $\dot{\epsilon}_s$ - viteza de deformare staționară; σ - tensiunea (efortul) de încărcare (solicitare); C, B – constante; Q_{eff} – energia efectivă de activare; R – constanta universală a gazelor.

Această lege a fost confirmată de măsurători [A50; A51; A82] (tabelul 3.2).

Tabelul 3.2- Rezultatele obținute prin încercări de fluaj asupra sării:

Autor	Natura sării		$\Delta\sigma$ [bar] p [bar]	Deformația ϵ [s ⁻¹]	Tempera- tura [°C]	Evaluarea legii de tip:		Rezultatele legii putere [*]			Alte forme ale legii putere [*]			Rezultate (legea exponențială)			Remarci
						putere [*]	Exponențial ^{**}	A	Q_{eff}	n	A	Q_{eff}	n	C	Q_{eff}	B	
Albrecht, Meister, Wallner (1978)	nat.	p	20-180	10 ⁻⁷ – 10 ⁻¹⁰ staționară	27-300	da	nu	4,8 · 10 ⁻¹¹	13,7	6,0							Wallner s.a.
Blum (1969)	a	p	20-220	10 ⁻¹ – 10 ⁻⁶ staționară	250-780	(da)	nu		cu Ca ²⁺ 23-80	cu Ca ²⁺ 4-15							Eșantioane cu sau fără Ca ²⁺
Blum, Iltschner (1967)	a	s	4-36	10 ⁻² – 10 ⁻⁶ staționară	550-800	da	nu		56,2	4,04	Hunsche 4 · 10 ⁻⁴						de asemenea fluaj tranzitoriu
Burke (1968)	a	p	2,8-138	10 ⁻² – 10 ⁻⁷ staționară	365-742	da	(nu)		T < 550 °C: 38 T > 550 °C: 48	5,5	Hunsche 5 · 10 ⁻⁶	38					
Carter, Heard (1970)	a	s	15-400 2000	10 ⁻¹ – 10 ⁻⁸ staționară	25-500	300-500 °C da	25-400 °C nu		33	7,0	Hunsche 20		T = 25-300 σ mare n = max. 9	20	5,3 · 10 ⁻²		e = const
Crisly (1966)	nat.	p	6-10	3 · 10 ⁻⁴ – 1,7 · 10 ⁻⁶ staționară	600-760	nu	nu				Schuh s.a. 58	Burke 3-4					
Gerguzin, Rabets, Chernyshof (1964)	a	s	< 0,1-10	staționară	750-780	da	nu			4,2-3,8	Burke 57,6						
Heard (1972, 1976)	a	p	16-470 2000	10 ⁻¹ – 10 ⁻⁸ staționară	23-400	100-400 °C da	23-400 °C da	2,1 · 10 ⁻⁶	23,5	5,5				3,2 · 10 ⁴	26	4,9 · 10 ⁻²	e = const
Iltschner, Repich (1973)	a	s	5-15	2 · 10 ⁻³ – 1,7 · 10 ⁻⁸ tranzitoriu	500-750	(da)	nu			≈ 6	Hunsche 3 · 10 ⁻⁶	Burke 51	Burke 5,3				Diferite legi*** Q ₀ = 61 kcal/mol
Le Compte (1965)	a	p	69-138 ≤ 1000	tranzitoriu	29-300	nu	nu							T [°] Q _{eff}	105-86 13,7	198-176 28,8	256-232 30,4
Poitier (1972)	a	s	1-10,5		480-795	da	nu		57,5 ± 2,3 (> 750 °C)	4,2 ± 0,2 (780 °C) sau 5,3 ± 1							Eșantioane cu sau fără Ca ²⁺ , de asemenea fluaj tranzitoriu
Schuh, Blum, Iltschner (1970)	a	s	1,5-200	10 ⁻¹ – 10 ⁻⁶ staționară	260-780	da	nu		3curbe cu Ca ²⁺ 23-80								Eșantioane cu sau fără Ca ²⁺
Wallner, Caninenberg, Ganther, (1979), BGR	nat.	p	0-207	staționară	33	da	nu			5,24	Hunsche 7,4 · 10 ⁻¹¹	presupus 13					2 mine de sare
	nat.	p	20-180	10 ⁻⁷ – 10 ⁻¹⁰ staționară	27-300	da	nu	2,1 · 10 ⁻¹¹	12,9	5,0							Albrecht s.a.

Observații:
nat. = natural
a = artificial
s = cristal singular
p = policristal

^{*}) $\dot{\epsilon}_s = A \cdot \exp(-Q_{\text{eff}}/R T) \sigma^n$ - lege putere
^{**}) $\dot{\epsilon}_s = C \cdot \exp(-Q_{\text{eff}}/R T) \sinh(B \sigma)$ - lege exponențială
^{***}) $\dot{\epsilon}_s = C \exp[-(Q_0 - v \tau) / k T]$
A (s⁻¹barⁿ); ϵ_s (s⁻¹); Q (kcal/mol); σ (bar); C (s⁻¹); B (bar⁻¹); R = 1,98 · 10⁻³ kcal/mol

Sherby și Burke (1968) și Heard (1972) au arătat că această lege este valabilă pentru:

$$(3.12) \quad \frac{\dot{\epsilon}}{D} > 10^9 \text{ cm}^{-2}$$

D fiind constanta de difuziune.

O asemenea valoare corespunde aproximativ la 160 bari. Heard (1972) a precizat, în conformitate cu rezultatele măsurătorilor, că acest mecanism al deformațiilor nu este prezent la temperaturi ridicate; $Q_{\text{eff}} = 15 - 20$ kcal/mol și depinde de temperatură. Același autor (Heard, 1972) arată că pentru eșantioanele policristaline, $Q_{\text{eff}} \approx 26$ kcal/mol, într-un domeniu al temperaturii cuprins între 20 °C și 40 °C [A82]; Carter și Heard (1972) dau valoarea de 20 kcal/mol pentru eșantioanele cristaline în domeniul de temperatură de 25 °C – 40 °C [A51].

Poligonizația (figura 3.24) este mecanismul care depinde puternic de temperatură, până la o valoare a temperaturii de minim $T = 0.35 T_m$ (T_m – temperatura de fuziune). Există numeroase teorii care descriu comportamentul deformației materialelor cristaline în asemenea condiții [A116; A152; A161]. Majoritatea autorilor au stabilit următoarea lege de deformare:

$$(3.13) \quad \dot{\epsilon}_s = A \cdot \exp\left(\frac{Q_{\text{eff}}}{R T}\right) \cdot \sigma^n$$

$\dot{\epsilon}_s$ - viteza de deformare staționară; A – constantă; Q_{eff} – energia efectivă de activare; R – constanta universală a gazelor; n – constantă. Pentru n sunt agreate valorile cuprinse între 4 și 7; o valoare $n = 5$ este foarte mică pentru sare, independent de temperatură.

Blum (1969) arată că există o dependență între coeficientul n , tensiunea σ și temperatura T sau pentru un raport σ/T mic; o valoare $n = 4 - 5$ este validă și prin urmare, pentru valori mari ale raportului σ/T este valabilă legea exponențială a dislocației prin alunecare.

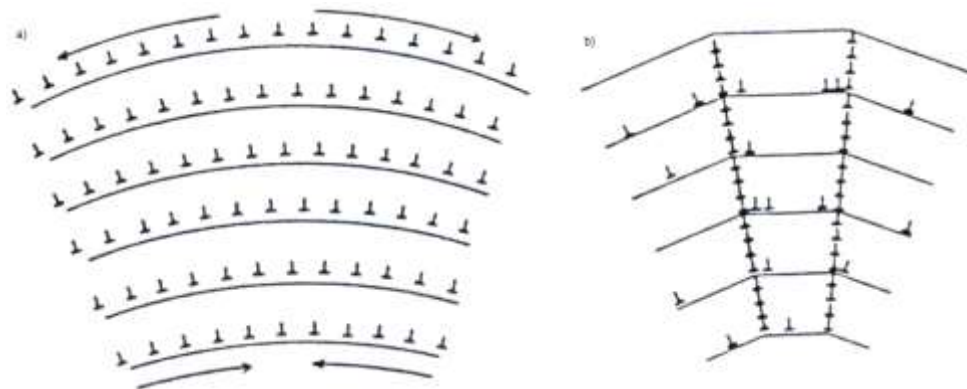


Figura 3.24- Schema simplificată a poligonizației.

Pentru energia efectivă de activare Q_{eff} , situația este diferită, deoarece ea depinde puternic de temperatură și în concluzie, este mai dificil de determinat; figura 3.25 arată dependența lui Q_{eff} în funcție de temperatură.

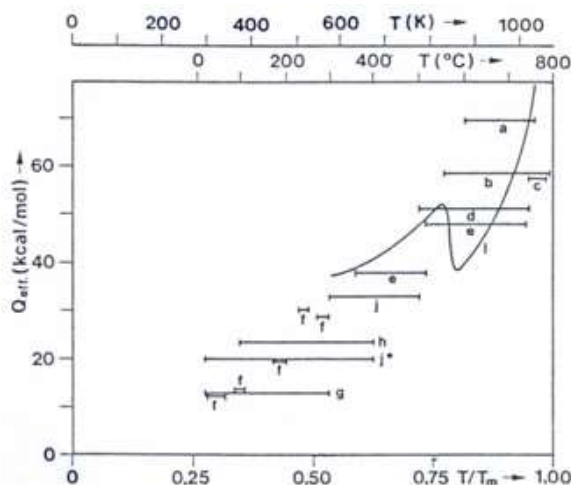


Figura 3.25- Energia efectivă de activare în funcție de temperatură.

Fluajul de difuzie. La o creștere mare a vitezei de deformare sau temperatură ridicată, fluajul de difuzie este dominant [A50; A56; A91; A98; A101; A102; A113]. Utilizând valorile temperaturii pentru o difuzie constantă de Na^+ și presupunând un fluaj de tip Nabarro – Herring, plecând de la încercările experimentale, Heard (1972) arată că fluajul de difuzie a sării geme apare pentru o tensiune maximă $\sigma = 4.5$ bar și depinde de temperatură. Două tipuri de fluaj de difuzie sunt posibile, și anume:

- a) **fluaj de tip Nabarro – Herring** [A83; A116] de atomi și goluri de la cristalele singulare la limitele cristalelor. Legea de deformare este următoarea:

$$(3.14) \quad \dot{\varepsilon} = a \cdot \left(D_{\varepsilon} \cdot \Omega \cdot \frac{\sigma}{k} \cdot T \right) \cdot L_K^{-2}$$

unde: $a = 5 \div 10$ – media traiectoriilor de variație a difuziei; $D_s(T)$ – coeficient de difuzie; Ω – volumul atomic; k – constanta lui Boltzmann; L_K – diametrul granulelor.

Caracteristicile fluajului de difuzie sunt:

- $\dot{\varepsilon}$ depinde în foarte mare măsură de diametrul granulelor L_K ;
- $\dot{\varepsilon} - \sigma$: comportament vâscos;
- $\dot{\varepsilon} \sim \frac{D(T)}{T}$ depinde puternic de temperatură;
- absența fluajului tranzitoriu.

- b) **fluaj de tip Coble** [A55]. În acest caz, mișcarea de difuzie a golurilor este prezentă de-a lungul limitei granulelor. Legea de deformare este următoarea:

$$(3.15) \quad \dot{\varepsilon} = a' \cdot \left(D_{gb} \cdot w \cdot \Omega \cdot \frac{\sigma}{k} \cdot T \right) \cdot L_K^{-3}$$

cu: $a' > a$ – media traiectoriilor de variație a difuziei; $D_{gb}(T)$ – coeficient de difuzie la limita granulelor; w – grosimea medie a limitelor granulelor.

Diferența între fluajul de tip Coble și fluajul de tip Nabarro – Herring este dependența puternică de diametrul granulelor.

Contrar față de sarea policristalină, alunecarea granulelor de carnalit arată un mecanism de deformare important la temperaturi cuprinse între 40 °C și 60 °C [A98]. Înseamnă că practic, carnalitul prezintă un comportament plastic la temperatura de 60 °C și astfel, procesul de deformare intercrystalină este în particular atins.

3.4.4. Tipuri de deformații în sare

Deformarea sării geme poate fi guvernată de o multitudine de mecanisme care intervin, în funcție de temperatură, de presiunea de confinare, de sarcina aplicată și de prezența saramurii [A99; A115; A139; A140; A141]. Studiile realizate asupra sării din Bazinul Bresse [A53; A126; A156] au permis confirmarea existenței a 3 mari clase de deformare:

- a) deformații intracristaline;
- b) deformații intercrystaline prin dizolvare - cristalizare;
- c) deformații fragile sau cataclastice.

a) Deformațiile intracristaline se caracterizează într-o manieră generală printr-o distorsiune a cristalelor, fenomen care determină o variație de volum foarte mică. Aceste deformații sunt foarte sensibile la temperatură. Plecând de la încercările realizate într-o microcelulă de fluaj [A53; A156] au fost identificate următoarele 3 mecanisme:

- *alunecare plan cristalină* pe planul pus în evidență prin deformare incluziunilor fluide și a incluziunilor solide;
- *crearea bandelor de alunecare*;
- *migrarea dislocațiilor*.

Amplitudinea acestor mecanisme este influențată de textura rocii salifere considerată, rezultat care a fost deja obținut plecând de la încercările experimentale macroscopice de fluaj [A126; A156]. Studiile realizate au pus în evidență faptul că eşantioanele care au avut un facies lăptos au prezentat o aptitudine la fluaj mai mare decât eşantioanele cu un facies fenoblastic. Faciesul fenoblastic predominant în seria saliferă din bazinul Bresse a fost format prin evaporarea

unei saramuri saturate în cuprinsul unui sediment carbonatat, sulfatat sau argilos. Datorită prezenței unei matrici carbonato – sulfatată sau carbonato – argiloasă mult mai puțin deformabilă decât cristalele halitice, roca saliferă cu facies fenoblastic manifestă o deformabilitate mai scăzută decât roca având facies lăptos mult mai pur în halit (până la 99 %), dar foarte răspândită în bazinul Bresse. În cazul sării lăptoase, incluziunile fluide – saramurile – care îi dau aspectul său alb – lăptos caracteristic, vor contribui de asemenea la creșterea ductilității cristalului de halit. Aceste incluziuni [A53; A156] vor genera o mobilitate mai mare a dislocațiilor.

Incluziunile solide, în general de anhidrit, sunt mai puțin deformabile decât faza halitică și, contrar incluziunilor fluide, vor face roca saliferă mai ductilă [A158]. La scară de granule, aceste incluziuni constituie obstacole în migrarea dislocațiilor. Faciesul lăptos al sării de Bresse este în particular mai bogat în incluziuni fluide, comparativ cu alte varietăți de sare din Franța și din străinătate. Sarea lăptoasă de Bresse prezintă o aptitudine la fluaj mai mare decât alte varietăți de sare, chiar dacă rezistența sa mecanică este mai scăzută (în jur de 20 MPa, față de media de rezistență a sării de 25 – 30 MPa). Această proprietate se explică prin importanța mărimii granulelor de sare în varietatea lăptoasă de sare de Bresse, care poate atinge mai mulți centimetri.

b) Deformații intercrystaline prin dizolvare – cristalizare: are loc un transfer în soluție, în general din zonele cu tensiuni mari înspre zonele cu tensiuni scăzute (figura 3.26) [A80].

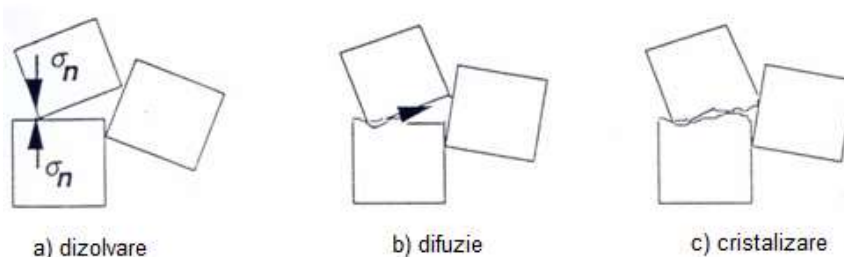


Figura 3.26- Cele 3 etape ale deformării prin dizolvare - cristalizare.

În cazul sării geme, procesul de deformare, conform cu Spiers ș.a. (1986) [A139; A140], par a fi controlate prin difuzia sării în spațiile dintre granule și nu prin cinetica reacției chimice la interfața granulă – saramură. În timpul încercărilor realizate pe sarea din bazinul Bresse, într-o microcelulă de fluaj, Chemin (1990) [A53] a observat, în urma deformării, o stilolitizare la nivelul contactelor dintre granulele care conțineau incluziuni fluide, ceea ce indică totodată faptul că fenomenele de dizolvare – cristalizare ar putea să se manifeste la scară de timp, în cazul încercărilor de laborator. Procesul de deformare prin dizolvare – recristalizare este asociat de obicei cu fenomenul de recristalizare dinamică, ce desemnează ansamblul de procese care conduc la o încărcare a texturii rocii prin dispunerea vechilor granule și crearea de noi granule în timpul fluajului [A53; A67]. Pentru seriilor întâlnite în Alsacia, acest fenomen de recristalizare dinamică nu a fost observat la scară de timp, în cazul încercărilor realizate.

c) Deformațiile fragile sau cataclastice corespund mecanismului de fisurare microscopică, definite de mecanicienii solidelor ca fiind „*deteriorarea progresivă a coeziunii materiei sub acțiunea solicitării monotone sau repetate, pentru a ajunge la ruperea unui element de volum*” [A104]. În timpul microfisurării se observă pe de o parte că granulele se microfisurează și se fragmentează și totodată, o decoeziune intergranulară, adică granulele se separă la nivelul contactelor dintre ele, permițând astfel mișcarea lor relativă semnificativă. Stadiul final al fisurării microscopice este fisurarea macroscopică a materialului, denumită *rupere*, care se caracterizează prin rezistența maximă a rocii supusă unei solicitări triaxiale. Fisurarea microscopică este caracterizată macroscopic prin dilatanță, datorată microfisurării și deplasărilor relative ale granulelor și fragmentelor și deci, printr-o creștere a permeabilității. Ea prezintă sensibilitate la viteza de solicitare [A149]. Pe baza rezultatelor încercărilor triaxiale în compresiune și întindere realizate pe o sare de la Minele de Potasiu din Alsacia (MPDA), Thorel (1994) a propus o serie de criterii care permit determinarea stărilor de tensiune ce conduc la inițierea microfisurării (figura 3.27) [A150].

Interesul major a criteriilor definite de Thorel rezidă din caracterul său tensorial: tensorul tensiune este luat în considerare prin intermediul a 3 scalari, tensiunea medie P , tensiunea deviatorică Q și parametrul J_m care descrie geometria tensiunilor:

$$(3.16) \quad P = \frac{1}{3} I_1 \quad ; \quad Q = \sqrt{3 J_m} \quad ; \quad J_m = \frac{3 \sqrt{3} J_3}{2 J_2^{3/2}} = \sin 3\theta$$

cu:

$$(3.17) \quad I_1 = \text{Tr } \underline{\underline{\sigma}} \quad ; \quad J_2 = \frac{1}{2} \text{Tr} \left(\underline{\underline{s}}^2 \right) \quad ; \quad J_3 = \frac{1}{3} \text{Tr} \left(\underline{\underline{s}}^3 \right)$$

$\underline{\underline{\sigma}}$ - tensorul tensiunilor; $\underline{\underline{s}}$ - tensorul deviatorului tensiunilor; θ - unghiul lui Lode.

Pentru încercările triaxiale axisimetrice, parametrul J_m nu poate lua decât două valori distincte: $J_m = 1$ în tracțiune și respectiv, $J_m = -1$ în compresiune.

Mecanismul deformării cataclastice este activat cu atât mai ușor, dacă materialul halitic este bogat în impurități anhidritice [A101]. Fisurile observate în timpul microfisurării sunt mai abundente la contactele fazei nehalitice (materiale argilo-carbonate sau sulfato-carbonate cu noduli de anhidrit), dacă aceasta din urmă este bine individualizată [A156]; de fapt, se regăsește aici influența texturii.

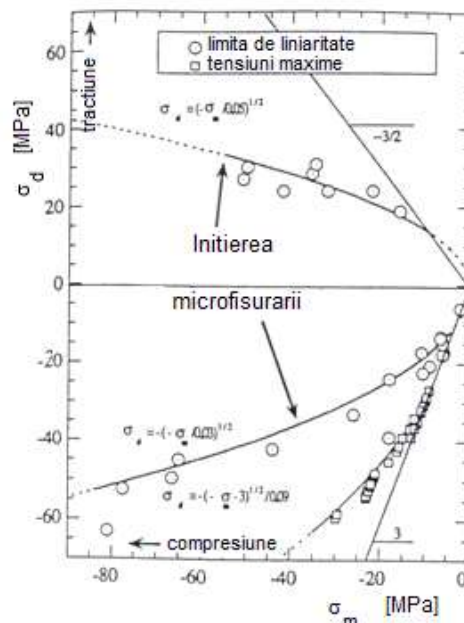


Figura 3.27- Criteriile fisurării microscopice (inițierea fisurării caracterizată prin pragul deformațiilor volumetrice ireversibile) și ruperii (rezistența maximă) în compresiune și în tracțiune, în planul tensiune medie – deviator (după Thorel, 1994) (compresiunea este reperată negativ pe curbe).

3.4.5. Comportamentul hidraulic al sării

Curgerea apei în masa de rocă saturată a fost studiată prin intermediul legii lui Darcy. Pentru mediile slab permeabile (permeabilitate intrinsecă inferioară valorii de 10^{-17} m^2), metodele clasice de determinare a permeabilității în laborator (permeamtru cu gradient constant sau permeamtru cu gradient variabil) și in situ (încercarea de debit) sunt destul de dificil de realizat; încercările sunt de durată destul de mare și debitele măsurate sunt foarte mici.

Pentru a determina permeabilitatea sării în laborator a fost studiată metoda numită „Pulse Test” [A103]. Metoda constă în injectarea unui fluid în sistemul etanș (rezervor amonte + eșantion + rezervor aval), cu o presiune uniformă și observarea evoluției în timp a diferenței de presiune $\Delta P(t)$ între cele două rezervoare, până la obținerea unui echilibru al presiunii. Valoarea permeabilității a fost obținută comparându-se curba experimentală $\Delta P(t)$ cu curba calculată, plecând de la un model. Această metodă este clar decuplată de comportamentul termomecanic și fondată pe legea lui Darcy. În tabelul 3.3 sunt prezentate rezultatele măsurătorilor permeabilității prin diferite metode. Se observă că permeabilitatea absolută (D sau m^2) obținută este cuprinsă în gama de valori de la 10^{-2} m^2 până la 10^{-16} m^2 și porozitățile conectate asociate eșantioanelor foarte pure în halit (conținut mai mare de 90 %) sunt în medie inferioare valorii de 1 % ($1 D = 10^{-12} \text{ m}^2$, $D -$

Darcy). Pentru determinarea in situ a permeabilității, a fost folosit un dispozitiv experimental specific [A59], realizându-se o serie de determinări într-o zonă în care sarea nu a fost decât foarte puțin microfisurată, situată la o adâncime de 520 m și la o distanță de 16 m în raport cu galeriile principale de la mina Amélie, aparținând minelor MDPA. Rezultatele au fost interpretate prin intermediul legii lui Darcy, considerându-se exclusiv efectele datorate compresibilității sistemului saramură – cavitate subterană (tabelul 3.3).

Determinări ale permeabilității la gaz (argon) [A58; A123; A147] și la saramură [A46; A58; A145; A146] au fost realizate și în Statele Unite (Noul Mexic), pe amplasamentul W.I.P.P. (Waste Isolation Pilot Plan), în formațiuni evaporitice stratificate. Au fost realizate două tipuri de încercări: (1) încercări la presiune constantă comparabile cu încercările de etanșitate realizate de GDF și (2) încercări „Pulse Test”, care au constatat în punerea instantaneu sub presiune a zonei experimentate și studierea scăderii presiunii consecutiv cu o pierdere de fluid injectat în masivul de sare. Diferențele obținute între site-urile GDF și WIPP sunt cu certitudine datorate în cea mai mare parte efectului de scară, încercările realizate în zona WIPP fiind în camere decimetrice în forajele orizontale.

Tabelul 3.3- Tabel recapitulativ privind rezultatele măsurătorilor în laborator și in situ ale proprietăților de transport a sării:

Proprietăți de transport	Metoda de determinare a permeabilității	Originea sării	Referințe
Permeabilitate: $5 \cdot 10^{-19}$ - $2.3 \cdot 10^{-17}$ m ² Porozitate medie: 1.7 %	Permeamtru cu gradient constant cu confinare (17 MPa maximum) la gaz și la lichid (petrol și saramură)	Sare în dom (adâncime 213 m) și sare în strate (adâncime 196 m).	Gloya și Reynolds (1961)
Permeabilitate: $8 \cdot 10^{-19}$ - $6 \cdot 10^{-13}$ m ² Porozitate medie: 0.8 - 6 %	Permeametrie (5.5 MPa maximum) la gaz și la lichid (petrol și saramură) cu confinare	Sare în strate (?) provenind de la mai multe mine americane	Aufricht și Howard (1961)
Permeabilitate: $7 \cdot 10^{-18}$ - $3 \cdot 10^{-19}$ m ² Porozitate medie: 0.6%	Metoda „Pulse Test” cu argon, cu confinare (35 MPa maximum)	Sare în strate din amplasamentul WIPP, sare pură în halit (92 %) (640 m și respectiv, 792 m adâncime)	Sutherland și Cave (1980)
Sare fenoblastică Permeabilitate: $5 \cdot 10^{-19}$ - $5 \cdot 10^{-21}$ m ² Sare lăptoasă Permeabilitate: 10^{-15} - 10^{-18} m ² Porozitate medie: 0.5 %	Metoda „Pulse Test” cu argon, cu confinare (24 MPa maximum)	Sare în strate din seria saliferă a bazinului Bresse, la adâncime de peste 500 m	Le Guen (1991)
Permeabilitate: 10^{-21} à $4 \cdot 10^{-18}$ m ²	Metoda „Pulse Test” cu argon, cu confinare (20 MPa maximum)	Sare în dom, sare pură (98 %) de la mina Asse la 800 m	Peach (1991)
Permeabilitate: $8 \cdot 10^{-19}$ - $6 \cdot 10^{-13}$ m ² Porozitate medie: 0.8 - 6 %	Metoda „Pulse Test” cu argon, cu confinare (7.6 MPa maximum)	Sare în strate din amplasamentul WIPP situată la 650 m	Stormont și Daemen (1992)
Sare fenoblastică cu matrice slab individualizată Permeabilitate: $8.8 \cdot 10^{-21}$ m ² Porozitate medie: 0.6 %	Metoda „Pulse Test” cu argon, cu confinare (21 MPa)	Sare din bazinul evaporitic Mulhouse, de la mina Amélie din cadrul MDPA (500 m adâncime)	Lebrun (1993)
Sare fenoblastică cu matrice slab individualizată Permeabilitate: $2 \cdot 10^{-21}$ m ² Presiunea în pori: 1 MPa	Dispozitiv de injectare a saramurii la presiune și temperatură constantă	Sare din bazinul evaporitic Mulhouse, de la mina Amélie din cadrul MDPA (500 m adâncime)	Cosenza (1996)

3.4.6. Influența solicitărilor mecanice asupra fluajului sării

Mărimea deformației de fluaj depinde de tipul solicitării (de sarcina aplicată), de durata de solicitare (încărcare), de presiunea laterală (de confinare) ($\sigma_2 = \sigma_3$) și de sarcina secvențială.

Eșantioanele supuse unei solicitări de torsiune prezintă o viteză de fluaj mai mare [A159; A127; A110]; deformația la fluaj în cazul încercărilor de întindere este mai mare decât cea înregistrată în cazul încercărilor în compresiune [A54].

Griggs (1939, 1940) [A78; A79] a observat că viteza de fluaj crește repede dacă solicitarea aplicată este apropiată de rezistența limită; spre exemplu, pentru argile, viteza de fluaj respectă relația:

$$(3.18) \quad \dot{\varepsilon} = a \cdot \sinh [b (\sigma - s)]$$

Pentru a stabili influența mărimii solicitării asupra vitezei de fluaj, Obert și Duvall (1967) au folosit relația [A117]:

$$(3.19) \quad \dot{\varepsilon} = A \cdot \sigma^n$$

După Stavroghin și Lodus (1974), dependența între rezultatele obținute referitor la viteza de fluaj și tensiune, este de forma [A143]:

$$(3.20) \quad \dot{\varepsilon} = \varepsilon_0 \cdot e^{\alpha \cdot \sigma}$$

în care: $\alpha = 0.045 - 0.047$ pentru sarea de potasiu.

O creștere a presiunii hidrostatice (presiunea laterală în cazul încercărilor triaxiale) determină o scădere considerabilă a vitezei de fluaj. Rezultate interesante au obținut Thomson și Ripperger (1964) și Serata (1968) studiind silvinitul și sarea gemă. Pentru astfel de roci, ei au arătat că viteza de fluaj constantă în stadiul fluajului secundar sub o solicitare monoaxială, corespunde vitezei de fluaj la încercări triaxiale, pentru aceeași diferență de tensiune $\sigma_1 - \sigma_2$.

3.4.6.1. Influența tensiunii medii asupra comportamentului sării

Permeabilitatea sării determinată în laborator, la fel ca și a altor geomateriale, scade sensibil dacă presiunea laterală (de confinare) crește [A70; A97; A103; A145; A146]. Această diminuare, la început instantanee, continuă în timp [A121; A103]. Scăderea diferită a permeabilității asociată cu *procesul de cicatrizare* (în engleză „healing process”) este utilizată pentru a restaura, atât cât este posibil, porozitatea și permeabilitatea inițială a eșantioanelor după prelevarea lor [A35].

În general, reducerea instantanee a permeabilității este atribuită închiderii microfisurilor și porozității interconectate prin comprimare mecanică (vezi curba caracteristică tensiune – deformație). Scăderea diferită a permeabilității rezultă din deformația vâscoplastică a granulelor prin alunecare sau creșterea dislocațiilor sau prin difuziune și este un proces de cicatrizare care pune probabil în joc un fenomen de recristalizare în prezența saramurii. Activarea acestui proces de recristalizare necesită însă prezența incluziunilor fluide sau a apei libere la contactul dintre granule și/sau în microfisuri [A67]

3.4.6.2. Influența tensiunii deviatorice asupra comportamentului sării

În timpul încercărilor (triaxiale sau chiar și monoaxiale), atunci când un eșantion este supus la o tensiune superioară pragului de dilatanță ireversibil, corespunzător inițierii microfisurilor, permeabilitatea crește semnificativ (Lai, 1971 [A97]; Le Guen, 1991 [A103]; Peach, 1991 [A121]; Stormont și Daemen, 1992 [A146]; Todorescu, 1982, 1986 [A151; A152]). Plecând de la încercările pe eșantioane nedrenate și măsurătorile experimentale ale pragului de dilatanță ireversibil pentru diferite stări de tensiune, Thorel (1994) a stabilit un criteriu de microfisurare (figura 3.27), reprezentat în planul tensiune medie – tensiune deviatorică. Microfisurarea indusă prin încărcarea deviatorică este cu atât mai pregnantă, cu cât roca este mai bogată în impurități anhidritice. Anhidritul fiind mai rigid decât matricea halitică, accentuează microfisurarea prin incompatibilitatea deformațiilor locale la nivelul frontierelor dintre cele două faze solide. Microfisurarea corespunzătoare solicitării deviatorice ne permite să înțelegem de ce în apropierea unei lucrări subterane materialul salifer prezintă o permeabilitate mai mare decât sare situată mult mai departe de lucrare (figura 3.28, [A28]). Suferind o decompresiune, masivul este supus unor tensiuni deviatorice importante care se manifestă în pereții lucrării subterane și care stau la originea microfisurării. În această zonă, cunoscută sub denumirea de *zona deformațiilor neelastice a rocii* (în engleză (Disturbed Rock Zone), sarea situată în apropierea conturului lucrării nu poate fi considerată impermeabilă și neporoasă, ci vorbim în acest caz de o **sare microfisurată**.

Într-o asemenea zonă, datorită microfisurării, umiditatea conținută în lucrarea subterană poate pătrunde în interstițiile rocii și poate induce o accelerare a fluajului în pereți, activând procesul de deformare – recristalizare. Acest fenomen prezintă o importanță deosebită în ceea ce privește siguranța pe termen lung a lucrărilor subterane realizate în medii salifere. Un asemenea fenomen trebuie studiat cu atenție deosebită, atât pentru lucrările subterane destinate stocării, cât și pentru golurile subterane umplute cu saramură, în anumite condiții.

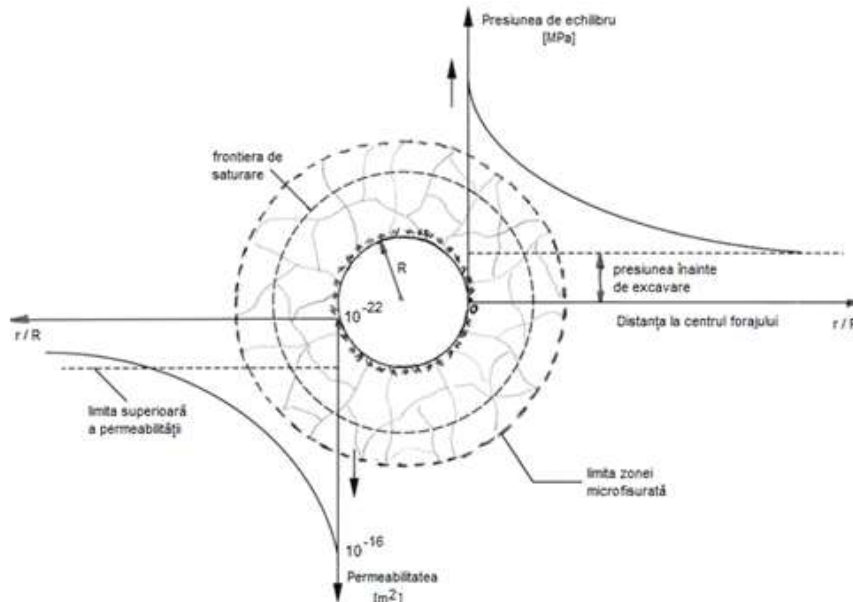


Figura 3.28- Evoluția permeabilității și presiunii în funcție de distanța față de centrul forajului (după Toderaș, 2003 [A28]).

3.4.6.3. Influența tensiunii medii efective asupra comportamentului sării

Influența presiunii efective asupra permeabilității sării a fost puțin studiată. În lucrările sale, Peach (1991) [A121] a arătat că măsurătorile de permeabilitate realizate pe sarea de Asse, sub diferite presiuni laterale cu măsurarea presiunii din pori, pot fi reproduse cu modelul lui Walsh, în care orice variație a permeabilității rezultă esențial din modificarea deschiderii medii a fisurilor. Autorul a presupus o matrice elastică și o topografie aleatorie a suprafeței celor două părți ale fisurilor puse în joc prin curgere și a calculat variația conductivității hidraulice a unei fisuri plane supusă unei tensiuni medii. Acest calcul permite obținerea variațiilor permeabilității unei roci presupusă a fi constituită dintr-un ansamblu de fisuri conectate și uniform distribuite într-o rețea lipsită de tortuozitate. Relația obținută între permeabilitatea k și tensiunea efectivă medie σ^{eff} , are următoarea formă:

$$(3.21) \quad \frac{k}{k_0} = \left[1 - \sqrt{2} \left(\frac{h}{a_0} \right) \ln \left(\frac{\sigma^{\text{eff}}}{\sigma_0^{\text{eff}}} \right) \right]^3 \cdot \frac{1 - B (\sigma^{\text{eff}} - \sigma_0^{\text{eff}})}{1 + B (\sigma^{\text{eff}} - \sigma_0^{\text{eff}})}$$

unde: k_0 și a_0 – permeabilitatea fisurilor și semideschiderea medie a fisurilor corespunzătoare stării de tensiune efectivă de referință σ_0^{eff} ; h – rădăcina pătrată a mediei pătratelor distribuției înălțimilor concavităților pe suprafețele fisurilor; B este o constantă.

În practică, al doilea membru a produsului din partea dreaptă a ecuației este neglijabil și se utilizează forma simplă a relației, adică:

$$(3.22) \quad \frac{k}{k_0} = \left[1 - \sqrt{2} \left(\frac{h}{a_0} \right) \ln \left(\frac{\sigma^{\text{eff}}}{\sigma_0^{\text{eff}}} \right) \right]^3$$

Condiția verificată de tensiunea medie, este:

$$(3.23) \quad \sigma_0^{\text{eff}} = \sigma_m + b P$$

cu: σ_m – tensiunea medie aplicată; P – presiunea în pori; b – coeficient cuprins între 0 și 1 pentru roci și denumit coeficientul lui Biot:

$$(3.24) \quad b = 1 - \frac{K_0}{K_s}$$

unde: K_0 – modulul de compresibilitate a rocii măsurat în condiții drenate; K_s – modulul de compresibilitate a matricii solide fără porozitate.

În concluzie, printr-o încărcare hidrolică lentă a unui eșantion, închiderea progresivă a porozității fisurilor provoacă o creștere progresivă a modulului de compresibilitate drenat a materialului, inducând diminuarea coeficientului lui Biot, așa cum rezultă din expresia teoretică. Aplicarea ciclică a unei tensiuni medii și a unei presiuni în pori va produce o microfisurare prin obosirea eșantionului și determină creșterea coeficientului lui Biot de la 0,1 la 1.

3.4.7. Influența temperaturii asupra fluajului sării

Studiile experimentale au confirmat că o creștere a temperaturii are 3 efecte majore asupra permeabilității sării fenoblastice [A103]: (1) o microfisurare și prin urmare, o creștere a permeabilității sării fenoblastice; (2) o accelerare a procesului de cicatrizare pentru o sare lăptoasă pură în halit și (3) o activare a diferitelor procese de dizolvare – cristalizare în prezența saramurii, adică termomigrarea incluziunilor fluide și deformarea prin dizolvare – cristalizare [A53; A100; A67]. Dacă gradientii de temperatură din eșantion sunt suficienți de mari, incluziunile fluide intracristaline umplute cu saramură migrează înspre sursa caldă. Chemin (1990) [A53] a arătat rolul preponderent al cristalografiei în cadrul acestui fenomen. Studiile experimentale de laborator privind comportamentul termic al sării sfărâmate și al sării geme de Bresse și de MDPA au fost conduse de Bergues, Charpentier și Ghoreychi (1985 – 1991) și au fost focalizate pe:

- determinarea parametrilor care intervin în legea de conducție Fourier, adică: conductivitatea termică, λ ; capacitatea calorică, $K = \rho C$ (ρ - masa volumică și C căldura specifică) și difuzia termică, $k = \frac{\lambda}{\rho C}$;

- măsurarea coeficientului de dilatare termică liniară, α .

Pentru stabilirea proprietăților termice a sării au fost utilizate două metode experimentale:

- 1- prima metodă de tip „**flash laser**” pentru a stabili conductivitatea termică, metodă utilizată de Școala Politehnică, constând în impunerea unui Dirac de energie pe o față a unei pastile de sare și analiza evoluției temperaturii feței opuse ale aceleiași pastile;
- 2- a doua metodă numită „**CT mètre**”, care constă în urmărirea evoluției temperaturii în centrul unei rezistențe electrice a unui inel situat între două eșantioane cilindrice de sare. Conductivitatea termică rezultă din maximul temperaturii, pe când timpul corespunzător acestui maxim al temperaturii este legat de difuzia termică. Această metodă permite determinări pe eșantioane de dimensiuni mari și prin urmare, se elimină efectul de scară, contrar metodei „flash laser” care utilizează pastile de mici dimensiuni.

Rezultatele obținute pentru proprietățile termice au permis punerea în evidență a comportamentului termic al sării de Bresse, acesta fiind caracterizat prin următoarele nelinilități:

- (1) capacitatea calorică crește lejer cu temperatura (aproximativ 10 %, de la 840 J/kg/°C la 920 J/kg/°C, dacă temperatura se află în limitele 20 °C < T < 200 °C, figura 3.29);
- (2) conductivitatea termică descrește cu temperatura (aproximativ 40 %, de la 6.5 W/m/°C la 4 W/m/°C, figura 3.29).

În consecință, pentru variații semnificative ale temperaturii, conducția de căldură este guvernată de o lege Fourier neliniară:

$$(3.25) \quad q = -\lambda(T) \text{ grad } T$$

în care: q – fluxul termic, W/m; $\lambda(T)$ – conductivitatea termică, W/m/°C.

Pentru sarea de masă a cărei porozitate este de 3,5 %, măsurând conductivitatea termică se obține valoarea de 0,35 W/m/°C (după Charpentier și Ghoreychi), ceea ce arată rolul „izolant” a rambleului de sare sfărâmată în contextul stocării.

Cu ajutorul unui model spus de „amestec”, Ghoreychi (1991) [A69] a studiat influența solicitării mecanice asupra comportamentului sării sfărâmate și a observat că practic, compactarea datorată acestei solicitări, diminuându-se porozitatea, induce modificări substanțiale ale proprietăților termice (tabelul 3.4).

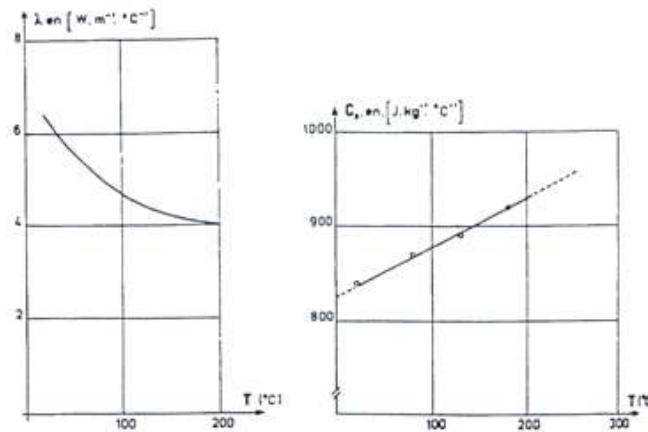


Figura 3.29- Conductivitatea termică (la stânga) și căldura specifică (la dreapta) a sării de Bresse (după Charpentier și Ghoreychi, 1988, citând încercările lui Bergues, 1985).

Tabelul 3.4- Expresiile matematice a proprietăților termice obținute plecând de la un model de „amestec” (după Ghoreychi, 1991 [A69]):

Proprietăți termice	Expresii matematice
Conductivitatea termică a modelului: $\lambda = a \lambda_1 + b \lambda_2$ cu: $a + b = 1$ $a = 0.85$ $b = 0.15$	$\lambda_1 = \lambda_s \left[\frac{1-\Phi}{1+\frac{\Phi}{2}} \right]; \quad \lambda_2 = \lambda_{fl} \left[1 + (1-\Phi) \frac{1 - \frac{\lambda_{fl}}{\lambda_s}}{1 - (1-\Phi)^{1/3} \left(1 - \frac{\lambda_{fl}}{\lambda_s} \right)} \right]$
Căldura specifică a modelului	$(\rho C)_{\text{amestec}} = (1-\Phi)(\rho C)_s + \Phi(\rho C)_{fl}$

Scăderea conductivității termice cu porozitatea este și mai importantă atunci când porii sunt umpluți cu gaz; un asemenea fenomen accentuează riscul unei concentrări de căldură în vecinătatea unui stocaj subteran exotermic. Amplitudinea deformației de fluaj este influențată de anumiți factori, spre exemplu: temperatura; relația dintre sarcina aplicată și rezistența ultimă, respectiv domeniul limită; structura (conținut, structura granulelor, planele de separație); conținutul de apă. Diferiți autori arată că în aceleași condiții, creșterea temperaturii determină reducerea rezistenței și o creștere a deformabilității, însă în funcție de structura mineralogică a rocilor. Spre exemplu, pentru o presiune de confinare de 10 MPa până la 100 MPa și o temperatură de 200 °C, sarea înregistrează numai deformație de fluaj. Figura 3.30 prezintă curba tensiune – deformare pentru un cristal de sare (a) și pentru o sare policristalină (b), la diferite temperaturi.

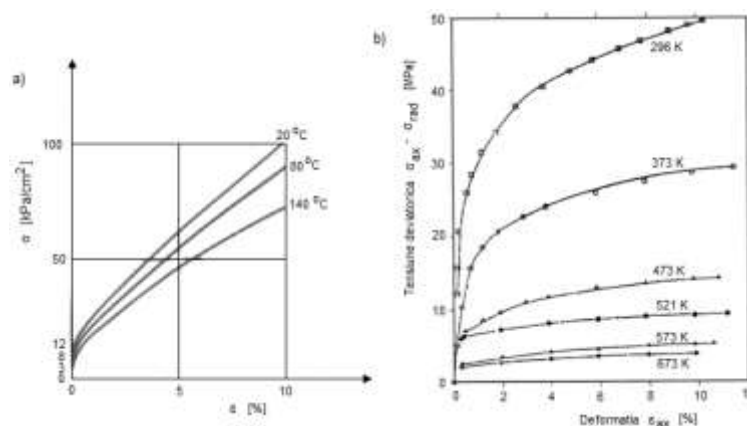


Figura 3.30- Curba tensiune – deformare a unui cristal de sare a) și pentru o sare policristalină b) la diferite temperaturi.

Rezultatele obținute de Mistra și Murrell (1965) [A113] pentru diferite roci arată că trecerea de la fluajul tranzitoriu la fluajul secundar depinde de temperatură. Autorii menționează că pentru temperaturi mai mari de $0,2 T_m$ (T_m temperatura sau punctul de fuziune), fluajul respectă o lege

logaritmică proporțional cu tensiunea și temperatura. La temperaturi ridicate, fluajul este o funcție putere de t^n , numit **fluaj Andrade**. Pentru temperaturi cuprinse între $0,2 T_m$ și $0,5 T_m$, exponentul $n = 1/3$. Un asemenea fluaj este dependent de tensiune; dependența fluajului de temperatură respectă legea lui Arrhenius.

Pe baza încercărilor realizate pe modele de pilieri de sare, Lomenick și Bradshaw (1965, 1969) [A107; A108; A109] au stabilit dependența fluajului de temperatură sub următoarea formă:

$$(3.26) \quad \dot{\epsilon} = a \sigma^3 T^{9,5} : t^{0,7}$$

Houpert și Homand – Etienne (1979) [A87] au arătat că apariția fracturilor în roci depinde de creșterea temperaturii asociată cu modificarea proprietăților mecanice. Influența temperaturii asupra interstițiilor fluide prezente în roci a fost demonstrată teoretic de Lindblom (1979) [A105]. O variație de temperatură consecutiv cu un transfer de căldură activează mai multe mecanisme la scară microscopică și afectează macroscopic atât comportamentul mecanic pe termen scurt, dar și comportamentul reologic al materialului halitic.

La scară macroscopică, oricare ar fi textura rocii studiate, comportamentul este perturbat de tensiunile termice generate fie prin contracția granulelor materialului în cazul unei diminuări de temperatură, fie prin dilatare în cazul creșterii temperaturii. Tensiunea termică, σ^{th} , rezultată dintr-o variație de temperatură δT , este de forma:

$$(3.27) \quad \sigma^{th} \approx \alpha E \delta T$$

unde: E – modulul lui Young; α - coeficientul de dilatare termică liniară, care pentru sare este în medie $\alpha = 4 \cdot 10^{-5} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$, adică de 3 ori mai mare decât media pentru alte roci.

O răcire rapidă a sării geme poate provoca fisuri prin tracțiune, putând crește local permeabilitatea (rezistența la tracțiune a sării este scăzută, având o valoare de aproximativ 2 MPa). Oricare ar fi textura rocii, o creștere semnificativă a temperaturii va conduce la diminuarea considerabil a vâscozității sării, respectând legea lui Arrhenius:

$$(3.28) \quad \eta = A \cdot \exp\left(-\frac{Q}{RT}\right)$$

în care: Q – energia de activare, J; R – constanta gazelor perfecte (constanta lui Boltzmann), $J \cdot K^{-1}$; T – temperatura absolută, K; A – o funcție de starea de tensiune.

În timpul solicitării termice, sunt activate două procese legate direct de textura rocii, și anume:

- o *amplificare a deformațiilor prin dizolvare – cristalizare*, care ține de dependența solubilității sării prezentă în saramurile intergranulare vis-à-vis de temperatură (solubilitatea este o funcție crescătoare de T);
- *apariția unei deformații fragile*, deci a unei microfisurări a eșantionului de sare fenoblastică, ce poate fi explicată prin dilatarea diferențială a componentelor rocii: nodulii de anhidrit sunt de fapt foarte rigizi și se dilată foarte puțin în raport cu cristalele de halit. Acest efect va fi cu atât mai important, cu cât conținutul în anhidrit al rocii salifere considerată este mai mare.

Din punct de vedere macroscopic, temperatura influențează net asupra deformabilității, comparativ cu influența asupra rezistenței sării [A52; A68; A69].

La scară microscopică, în conformitate cu studiile experimentale realizate pe diferite varietăți de sare, de la temperaturi de aproape $400 \text{ } ^\circ\text{C}$ și pentru deviatori de tensiune mici, deformația intragranulară este controlată prin procesele de difuzie la scara rețelei cristaline [A115] (figura 3.31). În urma unei solicitări termice rapide, a putut fi identificat fenomenul de „decrepitare” a incluziunilor fluide [A53; A156]. Dacă unui eșantion de sare lăptoasă bogată în incluziuni lichide i se aplică rapid o temperatură ridicată, presiunea interioară a incluziunilor conduce la fragmentarea acestuia provocând clivaje și desfacerea legăturilor dintre granule, adică o microfisurare. În acest caz, vorbim de fracturarea termică a incluziunilor. Conform densității incluziunilor fluide, a formei, mărimii, orientării lor și a aptitudinii solicitării termice (după Chemin, pentru un eșantion de sare lăptoasă o temperatură de $100 \text{ } ^\circ\text{C}$), acest fenomen poate cauza ruperea macroscopică a eșantionului prin fragmentarea acestuia într-un număr mare de bucăți. La o solicitare termică, câmpul de temperatură nu se omogenizează instantaneu și apar gradienti locali de temperatură. Acești gradienti facilitează, pe lângă fenomenul de dizolvare – cristalizare și termomigrarea incluziunilor fluide.

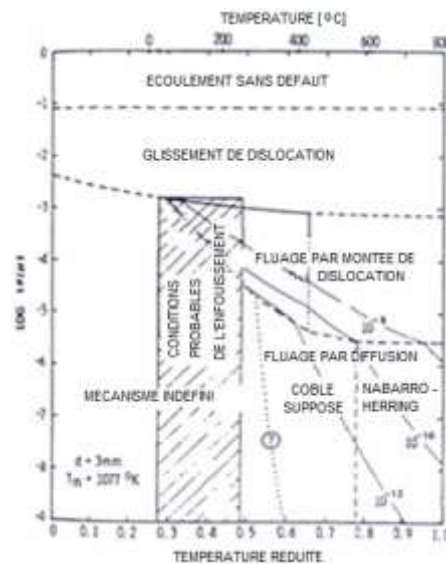


Figura 3.31- Harta mecanismelor de deformare preponderante în cazul fluajului staționar a sării geme. σ este tensiunea deviatorică; μ este modulul de forfecare; temperatura sării este normalizată în raport cu temperatura de difuzie a halitului (801 °C). Vitezele de deformare reprezentate în această schemă (10^{-12} - 10^{-8} s $^{-1}$) corespund vitezelor măsurabile în laborator și se situează peste intervalul întâlnit in situ (scară geologică, context de stocare) (după Munson și Dawson, 1981).

Ansamblul acestor fenomene, conduce, din punct de vedere macroscopic, la o ductilitate mai mare a materialului, ceea ce explică în parte scăderea vâscozității sării, observată în timpul unei încercări la fluaj în laborator [A52].

3.4.8. Influența umidității și a parametrilor structurali asupra fluajului sării

3.4.8.1. Influența umidității asupra comportamentului la fluaj a sării

Așa cum menționează și Phillips (1931) [A124] și Griggs (1940) [A79] este binecunoscut că viteza de fluaj pentru rocile umede este mai mare decât în cazul rocilor uscate. Pentru rocile lipsite de umiditate, fluajul secundar este prezent la tensiuni la care rocile umede înregistrează fluaj tranzitoriu (primar) [A59; A79].

Se poate presupune că interstițiile fluide prezente în roci nu influențează în mod direct deformația în rețea pentru o anumită temperatură, însă alunecarea suprafețelor granulelor este clar influențată prin lubrifiere și astfel, este facilitată rotația granulelor. Plecând de la numeroasele informații experimentale, Broch demonstrează că, la saturarea în apă, rocile granulare foarte fine indică o creștere a rezistenței. În special pentru carnalit, umiditatea relativă este un parametru cu o influență puternică asupra comportamentului la deformare și totodată, asupra rezistenței. Spre exemplu, pentru o viteză relativ scăzută de încărcare (solicitare), creșterea umidității relative de la 20 % la 36 % determină o scădere mare a rezistenței (figura 3.32) și o descreștere a frecării intergranulare.

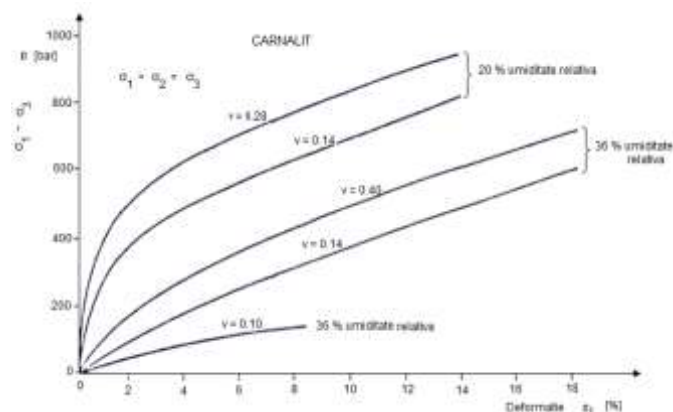


Figura 3.32- Influența umidității asupra fluajului carnalitului.

În cazul unui material foarte omogen, un procent de umiditate atmosferică de 2 – 5 % reprezintă pragul (sau umiditatea critică) de la care deformația la fluaj se diminuează; pentru o umiditate relativă superioară umidității atmosferice, eșantioanele de sare absorb apa din atmosferă și suprafețele expuse vor fi acoperite cu o peliculă de apă, astfel că în aceste condiții fluajul este însoțit de fenomene de dizolvare, ceea ce poate conduce la efecte de dizolvare – cristalizare în fisuri.

3.4.8.2. Influența granulelor asupra fenomenului de fluaj a sării

În general, putem observa că în timpul fenomenului de dislocație și poligonizație comportamentul granulelor nu influențează deformația, dacă diametrul mediu al granulelor este considerabil mare în raport cu distanța creată prin dislocații. În timpul fenomenului de poligonizație, condiția este satisfăcută dacă diametrul granulei este mai mare decât diametrul subgranulei, adică mai mare de 0,3 mm. Pentru sarea naturală, în mod obișnuit diametrul granulelor este 1 mm. Pe parcursul fluajului, distanța medie creată de dislocație este de asemenea considerabil mai mică și deci, granulele nu au nici o influență. Totuși, pentru granulele destul de mici și tensiuni reduse, alunecarea granulelor joacă un anumit rol. La temperaturi destul de ridicate, probabil că legea de deformare poate fi similară cu fluajul de difuzie, adică:

$$(3.29) \quad \dot{\varepsilon} \sim D_v \frac{\sigma}{L_k}$$

În acest caz, coeficientul de difuzie joacă un rol important, deoarece modificările volumetrice nu se pot produce din cauza reînceperii alunecării granulelor unele peste altele.

Plecând de la dependența difuziei constante în raport cu temperatura normală:

$$(3.30) \quad D = D_0 \cdot \exp \left[- \frac{Q(T)}{R T} \right]$$

trebuie luată în considerare influența importantă a temperaturii: pentru σ și L_k constante, dar la o temperatură variabilă, suprafața de alunecare a granulelor este dominantă (pentru o temperatură numită echicoezivă) și determină deformarea granulelor care poate genera alte mecanisme.

Suprafața de alunecare a granulelor pentru diametre mari a granulelor naturale ($\varepsilon > L_k^{-4}$), tensiuni σ scăzute și temperatură T destul de mare, joacă un rol important în mecanismul fluajului de difuzie. Modificarea structurii granulelor pentru rocile salifere policristaline în condiții de presiune și temperatură variabile a fost studiată de Kern și Braun (1973), Kern (1977), Langer și Kern (1978) [A89; A90; A98]. Autorii amintiți au analizat deformațiile și structura blocurilor de sare cu granulometrie artificială sub diferite condiții de tensiuni principale normale și temperaturi variabile:

$$(3.31) \quad \sigma_1 > \sigma_2 > \sigma_3 \quad ; \quad \sigma_1 > \sigma_2 = \sigma_3 \quad ; \quad \sigma_1 = \sigma_2 > \sigma_3$$

Structura granulelor deformate și nedeformate a fost studiată cu raze X; pentru temperaturi de 20 °C – 200 °C, au apărut deformații plastice importante la o alunecare translatică pentru (110) și numai subordonat pentru (100) [A90; A137]. Curbele de fluaj (figura 3.33) redau rezultatele obținute corespunzător cu predicțiile teoretice ale lui Schwerdtner (1968) (citată de Langer, 1989).

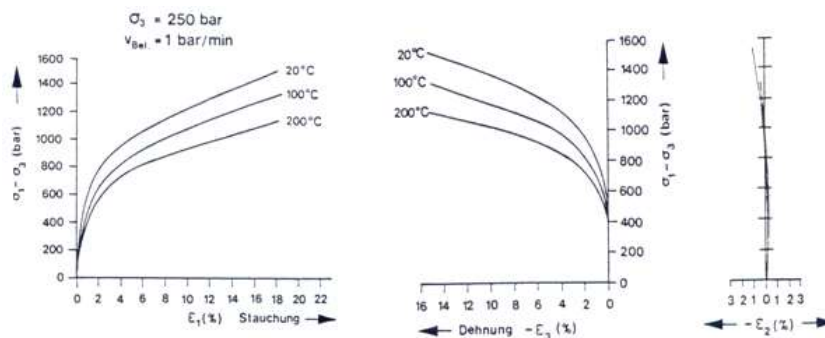


Figura 3.33- Curbe tensiune – deformare pentru sare obținute prin încercări triaxiale (după Kern și Braun, 1973) [A90].

Pe de altă parte însă, pentru eșantioanele de carnalit policristaline, alunecarea suprafețelor granulelor reprezintă un mecanism important de deformare, pentru temperaturi cuprinse în

intervalul 40 °C – 60 °C [A98]. Aranjamentul structural care apare după deformare arată că de fapt carnalitul are un comportament plastic la o temperatură de 60 °C și prin urmare, procesele de deformare sunt la nivel intercristalin. Comportamentul superplastic apare în următoarele condiții:

- $T/T_m > 0,4$; T_m – temperatura de fuziune;
- dimensiune mică a granulei ($< 10 \mu$);
- viteză de solicitare sau de deformare nu atât de mare.

Comportamentul superplastic a fost observat experimental de Schmidt ș.a. (1977) [A134] și descris de diferiți autori.

3.4.8.3. Influența structurii și texturii asupra fluajului sării

Influența parametrilor structurali asupra fluajului rocilor a fost foarte puțin studiată. Nu există multe informații care să arate influența geometriei granulelor, a porozității, a aranjamentului planelor de separare și a modului lor de apariție. Aglomerarea granulelor în structura rocilor salifere pare a fi însoțită de o viteză redusă de fluaj [A102]. Duffaut ș.a. (1979) [A61] demonstrează influența porozității și a conținutului de apă asupra comportamentului mecanic al sării. Prezența în abundență a incluziunilor fluide poate influența comportamentul sării, prin:

- o interacțiune mecanică, ce poate conduce la deformații plastice, însă deseori determină fragmentarea rocii prin fracturare hidraulică;
- lubrifierea, caz în care fluidul facilitează și accelerează deformația;
- dizolvarea - cristalizarea: fluidul acționează prin interacțiune fizico - chimică la contactul cu solidul.

În paragrafele anterioare precizăm că litofaciesurile sării franceze prezintă o anizotropie mai mult sau mai puțin accentuată, marcată prin prezența fibrelor sau datorită asamblării a două componente caracteristice care rezultă din zonele de soluție umplute cu halit pur și care au aspectul de „degete de mânășă” perpendiculare pe stratificație. În general, sarea este caracterizată printr-o *anizotropie determinativă*, adică în timpul și după formarea sa, datorită acțiunilor exterioare, aceasta și-a creat ea însăși proprietatea de a ceda în mod preferențial după anumite direcții, conform teoriei entalpiei de legătură sau a principiilor termodinamice. Prezența elementelor texturale (incluziuni fluide și solide, pori, contacte între granule etc.) în structura cristalină solicitată de tensiuni mecanice conduce la modificări locale mai mult sau mai puțin importante ale câmpului de tensiuni care depind de orientarea acestor elemente în raport cu câmpul aplicat. În aceste condiții, zonele de contact dintre granule și pereții incluziunilor fluide pot acționa ca niște surse de dislocații, ceea ce facilitează mecanismele de migrare a dislocațiilor și accentuarea deformațiilor plastice a materialului. Pentru eșantioanele analizate, Van Hasselt (1991) [A156] și Pouya (1991) [A126] au concluzionat că dacă este observată o evoluție a formei incluziunilor fluide, atunci nici o migrare a incluziunilor nu se va înregistra datorită absenței gradientului termic. În ce privește rigiditatea relativă a fazelor minerale componente ale diferitelor faciesuri de sare și a distribuției fazelor în interiorul eșantioanelor, mecanismele fragile sunt mai mult sau mai puțin observabile; fisurarea are loc în principal în elementele cele mai rigide. Înseamnă că deformarea unei granule sau a unei zone de o anumită natură nu depinde numai de deformabilitatea sa; alți parametri, cum ar fi spre exemplu: orientarea granulei în câmpul de tensiune și prin urmare, orientarea discontinuităților cu granulele din apropiere, caracteristicile de deformare a materialului învecinat determinând de asemenea deformațiile texturale ale eșantionului. Un alt parametru care poate influența deformația este prezența impurităților și a incluziunilor solide care pot conduce la ancorarea dislocațiilor. Prezența incluziunilor fluide, în special saramurile, pot activa mobilizarea dislocațiilor și prin aceasta, accelerarea deformației plastice.

3.4.9. Influența fluidului asupra comportamentului mecanic a sării

3.4.9.1. Evoluția fisurilor și porilor. Rolul fizico – chimic a fluidelor

Interacțiunile fluid – rocă controlează evoluția porilor și fisurilor. La scara timpului geologic, cele două procese fizico – chimice importante sunt *creșterea sub-critică a fisurilor* care explică dependența rezistenței de factorul timp, deformația neelastică de relaxare etc., și *presiunea soluției* strict legată de porozitatea structurii. Rocile sunt constituite dintr-o matrice solidă și goluri care

includ pori și fisuri; fluidul circulă într-o rețea poroasă și în timpul acestei circulații a fluidului, el intră în contact cu matricea solidă a rocii. Două întrebări apar aici: *ce reprezintă aceste interacțiuni?* Și *care este rolul lor în evoluția golurilor structurii?* De fapt, putem defini două tipuri de interacțiuni:

- **interacțiune pur mecanică**, adică fracturarea hidraulică dezvoltată când presiunea fluidului crește și depășește o anumită valoare critică;
- **interacțiune fizico – chimică fluid – rocă**, legată de două procese de evoluție pe termen lung: creșterea lentă a fisurării și presiunea soluției. Cele două fenomene sunt active la scara timpului, scară mai mare decât cea de laborator.

Creșterea lentă a fisurării. Ținând seama de criteriul energiei a lui Griffith (1920) [A77], sistemul solid – fisură – solicitare este în echilibru dacă energia este minimă și astfel, condiția de echilibru se poate scrie ca fiind:

$$(3.32) \quad G = G_c = 2 \gamma_c$$

unde: G – forța de întindere a fisurii; γ_c – energia suprafeței de fracturare.

Dacă $G > G_c$, fisura se propagă dinamic, viteza fiind mai mare de 1 m/s; dacă $G < G_c$, fisura rămâne stabilă sau închiderea este finalizată, însă numai dacă au loc fenomene reversibile.

Se pot deosebi trei regimuri de propagare a fisurii (figura 3.34):

regimul I: viteza de creștere a fisurii < viteza de difuzie;

regimul II: viteza de creștere a fisurii \cong viteza de difuzie;

regimul III: viteza de creștere a fisurii > viteza de difuzie.

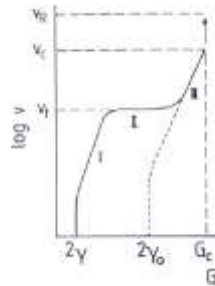


Figura 3.34- Curba de propagare a fisurii $v = v(G)$: v_1 – viteza de difuziune a moleculelor fluide; v_c – viteza de fisurare la începutul ruperii dinamice; v_R – viteza limită – rupere dinamică; curba continuu – mediu fluid; curba punctată – vacuum.

Creșterea lentă a fisurării poate fi utilizată pentru a explica efectele dependente de timp la scară de eșantion: dependența între viteza de deformare și rezistență; starea de tensiune în eșantioanele care provin din foraje adânci; microfisurarea în jurul forajului. Ea joacă un rol important asupra dependenței viteză de deformare a rocii – rezistență. Sano ș.a. (1982) [A133] au realizat o combinație a legii cinetice de forma $v \propto \sigma_e^n$, unde σ_e reprezintă tensiunea de tracțiune locală, diferită de la un tip de fisură la altul și n este parametru obținut experimental; autorii au stabilit o relație liniară între rezistența la compresiune și logaritmul vitezei de deformare. Baza acestui model este următoarea: eșantionul de rocă are în componență o populație de microfisuri; când este supus unei solicitări, fisurile care au o orientare favorabilă se propagă și intră în contact cu fisurile învecinate; la o creștere importantă a sarcinii, dezvoltarea fisurilor tinde spre o coalescență care determină ruperea eșantionului (figura 3.35).

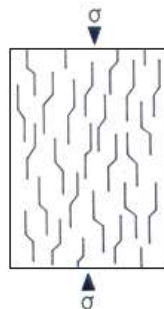


Figura 3.35- Model de alunecare a fisurii utilizat de Ashby și Hallam (1986) pentru a analiza interacțiunile mutuale între fisuri.

La viteze de deformare foarte scăzute ($\dot{\epsilon} < 10^{-9} \text{ s}^{-1}$) creșterea de tensiune este complet relaxată prin propagarea microfisurilor; la viteze foarte mari de deformare ($\dot{\epsilon} < 10^{-2} \text{ s}^{-1}$) creșterea de tensiune este destul de rapidă și prin urmare, nu are loc o creștere lentă a fisurării, ruperea eșantionului apare la tensiuni ridicate.

Dacă se consideră un eșantion în condiții inițiale la adâncime mare într-un foraj adânc, tensiunea verticală (litostatică) de compresiune (celelalte două tensiuni orizontale principale sunt presupuse tot de compresiune) menține microfisurile apropiate de închidere. Dacă eșantionul este scos la suprafață, tensiunile aplicate asupra acestuia se anulează (scad la valoarea zero) și se dezvoltă microfisurile, adică apare fenomenul de relaxare. Relaxarea tensiunii este însoțită de o emisie acustică și local, G devine G_c . Datorită modificării condițiilor de contur, în jurul unui foraj are loc o decompresie, fenomen care este intensificat de prezența fluidului presurizat în foraj (în special a apei), care mărește viteza de dezvoltare a fisurării. Pentru a preveni o posibilă rupere, este necesară o consolidare chimică a pereților forajului.

Presiunea soluției este legată de plasticitate; diferența în raport cu creșterea lentă a fisurării rezultă din rolul fluidului în procesele de deformare și de fisurare. Presiunea soluției implică dizolvarea și difuzia și poate fi studiată pe două căi:

(1) Prima cale și cea mai comodă este de a urmări deformarea matricei rocii, aproximație bazată pe conceptul suprafețelor de dizolvare încărcate, fenomen care de fapt este unul din mecanismele de deformare ductilă recunoscute și observate în natură. În conformitate cu modelul lui Griggs [A78; A79], deformarea rocii solubile saturate în apă (figura 3.36) rezultă în următoarele secvențe:

- difuzia materialului dizolvat de-a lungul peliculei de apă intergranulară;
- recristalizarea în zone de tensiuni scăzute.

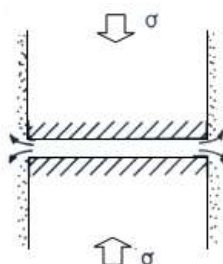


Figura 3.36- Suprafețe de dizolvare încărcate (dizolvarea apare de-a lungul contactului granulei; precipitarea apare în zonele de tensiuni reduse).

(2) A doua cale de studiu a presiunii soluției, pe care deja am menționat-o, este suprafața liberă de dizolvare. Sprunt și Nur (1977) [A142] au propus un singur experiment care constă dintr-un eșantion de rocă ce conține o gaură cilindrică (figura 3.37); conceptul suprafeței libere de dizolvare are la bază faptul că nu există nici un contact între două granule sollicitate.

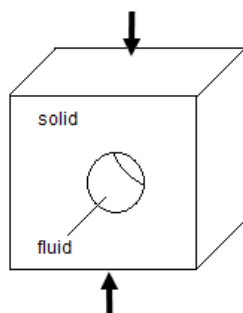


Figura 3.37- Geometria propusă de Sprunt și Nur (1977) pentru a studia deformarea unui por prin transfer de soluție.

Autorii au realizat experimentele pe roci carbonatice, cuarțitice și pe cristale singulare de halit. Pentru interpretarea evoluției conturului unei găuri inițial cilindrice, ei au propus ecuația potențialului chimic a lui Gibbs (de fapt, pentru un astfel de experiment ecuația lui Gibbs nu este

valabilă). Reuschlé ș.a. (1988; 1989) [A130; A131; A132] arată că dacă apare dizolvarea pe conturul găurii, raza acesteia crește și energia elastică acumulată în solid variază după cum interfața solid – lichid este modificată. Aproximarea acestor autori este analogă cu aproximarea fisurației dată de Gibbs. Ei au presupus că gaura cilindrică se deformează prin transfer de soluție și devine eliptică, având axa mare perpendiculară pe direcția tensiunii (figura 3.38).

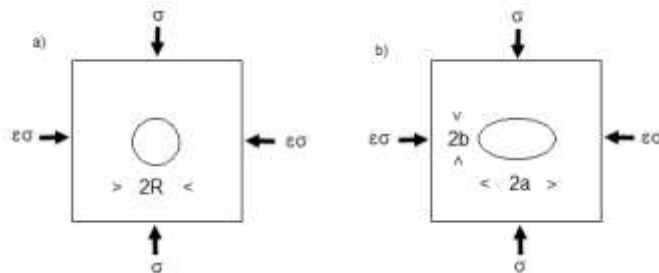


Figura 3.38- Procesul de dizolvare liberă de suprafață. Gaura cilindrică inițial, se deformează și devine o gaură eliptică, perpendiculară pe direcția tensiunii majore aplicate, σ , prin transfer de soluție.

Sistemul fisurilor lui Griffith va fi în echilibru, dacă energia totală a sistemului este minimă. Dacă gaura se deformează din ce în ce mai mult, tensiunea de compresiune la capătul axei majore atinge un anumit nivel - rezistența la compresiune a rocii și gaura va ceda prin rupere. Parametrii care pot controla procesul de rupere sunt: tensiunea de prag, legată de transferul de soluție care poate închide gaura; tensiunea orizontală; modulul lui Young sau energia de scădere a deformației de echilibru. În concluzie, modelul suprafețelor de dizolvare libere poate fi folosit în studiul densificării (compactării) și cimentării rocilor [A141]. Aproximarea suprafeței libere de dizolvare oferă rezultate interesante privind evoluția porozității structurii. Pornind de la tensiunea verticală, σ , egală cu tensiunea litostatică, $\sigma = \rho g z$ (ρ este densitatea medie a rocilor acoperitoare; g – accelerația gravitațională; z – adâncimea) se poate stabili o tensiune limită corespunzătoare deformației prin transfer de soluție, care va determina ruperea și închiderea porilor. Prin urmare, pentru o rază inițială R constantă, există o adâncime de la care porii sunt închiși prin rupere. Raza R are aceeași evoluție ca și σ , adică raza crește cu scăderea adâncimii. Adâncimea scade cu raza maximă R_{max} a porilor pentru care transferul de soluție conduce la o formă (contur) de echilibru (figura 3.39).

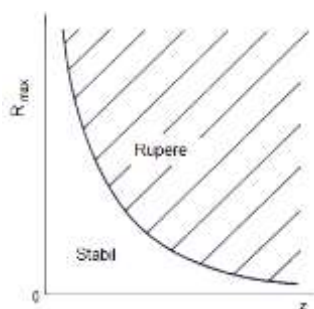


Figura 3.39- Relația dintre adâncime (z) și raza maximă a porilor (R_{max}) pentru care transferul de soluție conduce la o formă de echilibru.

Presiunea soluției determină modificări ale interconexiunilor din cadrul rețelei poroase, modificări care au o mare importanță asupra stabilității pe termen lung a rocilor. În acest caz, fluidul are 3 roluri: primul este de **factor de dizolvare**, deci prezența lui este necesară pentru a menține procesul de stabilitate; al doilea este de **mediu de transport**, care determină difuzia și dizolvarea materialului și ultimul rol este de **factor de inhibare** pentru procesul de transfer de soluție.

3.4.9.2. Influența percolării saramurii saturate asupra fluajului sării

Saramura prezentă în rocile salifere determină procesul de deformare prin dizolvare – cristalizare. Va fi prezentat aici un caz particular, în care saramura deja saturată s-ar fi infiltrat, posterior diagenezei, în interstițiile unei roci salifere. Această încărcare de natură hidrolică ar

putea corespunde unui scenariu numit „alterat” care exprimă un risc inerent al formațiunilor salifere, deseori invadate de apele subterane de-a lungul istoriei geologice [A45; A59; A68; A69]. Chemin (1990) [A53] a studiat pe cale de laborator această situație, injectând o cantitate mică de saramură saturată în eșantioane de sare lăptoasă de Bresse, supuse la o încercare de fluaj într-o microcelulă. Injectia de saramură a determinat ruperea eșantioanelor pentru tensiuni axiale aplicate, mai mici decât pragul de rupere așteptat. În consecință, injectarea saramurii în discontinuitățile granulelor și punerea sub presiune au determinat procesul de fisurare a rocii. La originea decoeziunii materialului, sunt prezente două fenomene: (1) o lubrifiere a granulelor și (2) o dizolvare asociată circulației saramurii prin discontinuități. În prezența anhidritului, poate să apară de asemenea un proces de origine chimică, adică o hidratare a anhidritului (CaSO_4) în ghips ($\text{CaSO}_4 \cdot 2\text{H}_2\text{O}$), provocând o umflare importantă a rocii salifere [A67].

Aceleași fenomene au fost observate de Cosenza, realizând încercări triaxiale nedrenate pe sare de MDPA, caracterizată de un facies fenoblastic, cu puritate foarte mare în halit. În timpul încercărilor realizate la presiune laterală (de confinare) foarte mare, eșantioanele de sare au fost puse direct în contact cu lichidul de confinare – saramură saturată și petrol. Rezultatele încercărilor experimentale au pus în evidență următoarele:

- sarea prezintă o microfisurare mai devreme și o rezistență la compresiune mai mică dacă este pusă în contact cu un lichid, efectele fiind accentuate atunci când lichidul este saramură. Aceste rezultate au condus la modificarea criteriilor de microfisurare și a criteriilor de rupere corespunzătoare sării pusă în contact direct cu un lichid – saramură sau cu un lichid inert din punct de vedere chimic (figura 3.40), în ambele situații lichidul fiind sub presiune [A59];
- lichidul percolat în sare modifică sensibil curgerea vâscoplastică tranzitorie și astfel, sarea devine mai fluidă [A67; A140];
- rezistența mecanică a sării depinde de natura lichidului: este mai redusă în prezența saramurii saturate, decât în prezența uleiului.

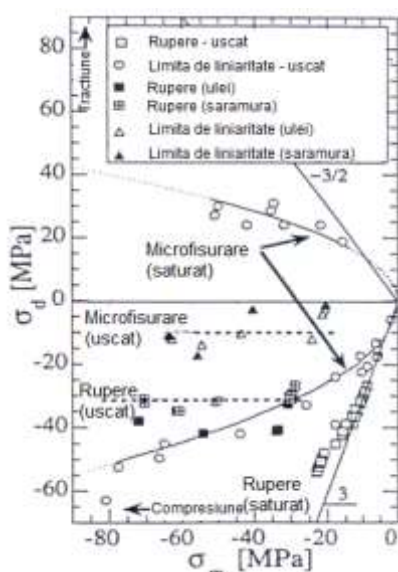


Figura 3.40- Criterii de microfisurare și criteriul de rupere în condiția uscat și în condiția saturat, în planul $\sigma_m - \sigma_d$; σ_m – tensiunea medie și σ_d – tensiunea deviatorică (după Thorel ș.a., 1996).

3.4.10. Influența microfisurării și interacțiunii fluid – rocă asupra comportamentului reologic

3.4.10.1. Influența cuplului microfisurație – fluaj asupra comportamentului sării

Studiile relative la cuplul microfisurație – fluaj întreprinse de Van Sambeck ș.a. (1993) [A157] și Péremi (1993) [A122] arată că fluajul primar, caracterizat printr-o deformare descrescătoare conducând la fluajul secundar, este cu atât mai important, cu cât permeabilitatea inițială este mare. Ei atribuie această observație microfisurilor existente care ar fi fost facilitat de o posibilă rețea deschisă. Aplicarea unei presiuni de confinare ar avea tendința de a diminua fluajul

prin apropierea buzelor microfisurilor. Propagarea și/sau apariția unei microfisurări în timpul încercării la fluaj depinde esențial de starea de tensiune aplicată în raport cu criteriul de microfisurare. Pentru o sare nefisurată, intactă, dacă starea de tensiune se situează sub criteriul de microfisurare, permeabilitatea nu are o evoluție semnificativă și deci, fluajul nu rezultă decât dintr-o deformare vâscoplastică a granulelor (deplasări ale dislocațiilor). Dacă sarea este microfisurată și este supusă unei stări de tensiune care antrenează apariția dilatanței, microfisurile și propagarea lor joacă un rol important în mecanismele deformațiilor vâscoplastice [A13; A15; A18; A20; A23; A24; A26; A32; A66; A77; A154].

3.4.10.2. Influența interacțiunii saramură – sare asupra comportamentului reologic a sării

Rezultatele experimentale au arătat că orice contact între sare și saramura prezentă sub formă de umiditate afectează sensibil comportamentul reologic al sării. Prezența saramurii în contact cu sarea (figura 3.41) conduce la creșterea vitezei de deformare și în consecință, la ductilitatea sării, fenomen asociat cu pătrunderea saramurii în discontinuitățile și posibilele goluri dintre granule; în microfisuri, un asemenea fenomen este atribuit unui proces de deformare prin dizolvare – cristalizare.

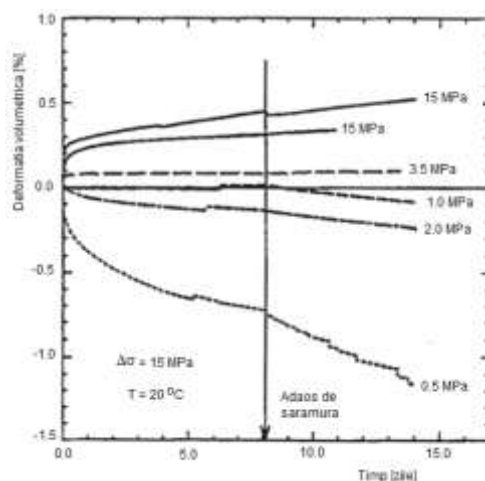


Figura 3.41- Influența prezenței saramurii asupra deformației volumetrice pentru un eșantion de sare pură de W.I.P.P. supus la fluaj; temperatura 20°C; deviator de tensiune 15 MPa.

Într-o rocă saliferă lipsită de microfisurare, situată la adâncime mare, deformarea prin dizolvare – cristalizare are loc în 3 etape: (1) dizolvare la interfața solid – fluid în domeniul tensiunilor normale mari, la contactul între discontinuități; (2) transfer prin difuzie în soluție a materialului dizolvat, care are loc la traversarea discontinuităților granulelor de saramura prezentă; (3) cristalizarea materialului transportat la interfața solid – fluid într-un domeniu cu tensiuni normale mai scăzute la contactul între discontinuități. Motorul unui asemenea proces este gradientul local al potențialului chimic, deseori asociat cu un gradient de tensiuni normale la contactul între zonele dizolvate și zonele de sare precipitată.

Pragul de microfisurare și de rupere sunt sensibil degradate, atunci când sarea este în contact cu saramura sub presiune și prin urmare, sarea prezintă o microfisurare mai devreme și o rezistență la compresiune mai redusă. Criteriile de microfisurare și de rupere pentru sarea umedă se află cu certitudine sub cele corespunzătoare sării uscate.

În apropierea lucrărilor subterane, sarea este microfisurată și prezintă o permeabilitate măsurabilă, fenomen care poate fi la originea proceselor cuplate care influențează siguranța unui stocaj în mediu salifer. Aceste cuplaje sunt de altfel mult mai pronunțate, dacă sarea este supusă la un gradient de temperatură; este spre exemplu cazul unui stocaj de deșeuri foarte active depozitate în formațiuni saline.

Siguranța pe termen lung a unei cavități de stocare a hidrocarburilor sau a unui stocaj de deșeuri industriale sau nucleare este intim legată de permeabilitatea terenurilor și de evoluția sa sub efectul de cuplaj între procesele de transfer de masă și comportamentul mecanic.

Lucrările subterane situate la adâncime mare sunt supuse la o stare de tensiune care poate microfisura roca în vecinătatea excavației sau poate chiar, depășindu-se rezistența la rupere (în compresiune sau tracțiune) a sării, provoca o fisurare în pereții lucrărilor.

Microfisurarea dă naștere unei zone de sare microfisurată - frământată în jurul cavităților, sarea prezentând astfel proprietăți hidraulice particulare: creșterea permeabilității în pereți; desaturarea în saramură a porilor; drenarea porilor din zona situată în proximitatea lucrării înspre perețele acesteia. Un indicator al acestei microfisurări este deviatorul corespunzător pragului de accelerare a variației de volum, pus în evidență prin încercările triaxiale în compresiune. Asimilarea acestei limite de liniaritate a inițierii microfisurării este în particular justificată în cazul sării geme; comportamentul vâscoplastic nu este asociat cu nici o variație de volum semnificativă [A68; A69; A98; A99; A115; A150]. Orice dilatanță ireversibilă (neelastică) a sării geme este atribuită unei microfisurări a acesteia. O creștere a sollicitării peste valoarea rezistenței la rupere conduce la apariția fisurilor macroscopice [A56] și a fenomenului de desprindere din pereții galeriei. Criteriile de microfisurare și de rupere a sării geme (figura 3.39, după Thorel (1996) pentru sare din Minele de Potasiu din Alsacia) caracterizează două stări de echilibru distincte:

- pragul de microfisurare corespunzând inițierii microscopice și deci, a unei creșteri a permeabilității mai mult sau mai puțin difuză și izotropă;
- criteriul de rupere identificat plecând de la rezistența maximă corespunzător aproximativ inițierii unei fisurări macroscopice – fracturarea. Peste această frontieră, continuitatea macroscopică materialului nefiind asigurată, permeabilitatea nu poate fi considerată ca izotropă și trebuie să fie reprezentată printr-un tensor, în loc de un scalar.

Criteriile microfisurării permit analiza calitativă a evoluției permeabilității în funcție de tensorul de tensiune – partea sferică și deviatorică – dar nu sunt de natură de a descrie cantitativ această evoluție.

Masivul în care există lucrări de stocare poate fi supus unei răciri rapide sau lente, în funcție de natura stocajului. Ruperea prin răcire a lucrărilor subterane în sare se explică prin faptul că după săparea cavităților subterane, tensiunile deviatorice se relaxează datorită vâscoplasticității masivului. Pe termen scurt, orice răcire a masivului conduce la tensiuni ortoradiale (și axiale pentru galerie) de tracțiune, masivul reacționând instantaneu în elasticitate. Variația $\Delta\sigma$ legată de o variație de temperatură ΔT , poate fi estimată ca fiind:

$$(3.33) \quad \Delta\sigma = E \alpha \Delta T$$

Relaxarea tensiunii în sare fiind cu atât mai rapidă, cu cât deviatorul este mai mare, tensiunile de tracțiune guvernează o zonă puțin extinsă în jurul lucrării și tind progresiv către o stare de compresiune.

Un mediu geologic poate fi permeabil la un lichid sau un gaz, însă devine impermeabil la gaz, dacă mediul este în prealabil saturat cu lichid, situație întâlnită când presiunea gazului este inferioară unui anumit prag, numit „**prag de presiune**” (în engleză threshold pressure), legat de fenomenul capilar. Conform legii lui Laplace, această presiune este proporțională cu tensiunea superficială dintre lichid și gaz și invers proporțională cu raza de curbură a meniscului format de bulele de gaz în capilar. Raza de curbură depinde de dimensiunile porilor și prin urmare, pragul de presiune este cu atât mai mare, cu cât dimensiunea porilor este mai mică. Sub pragul de presiune sarea nu este permeabilă la gaz; în cazul în care pragul de presiune depășește starea de tensiune inițială, în masivul de pe conturul lucrării ar putea să se producă o fracturare hidrolică (Webb și Davies, 1993 pentru W.I.P.P. din Noul Mexic [A160]).

În cazul studiului de siguranță și securitate pe termen mediu și lung, etanșeitatea lucrărilor subterane prevăzute pentru stocaje este foarte importantă. În situația în care ar exista o zonă microfisurată sau fisurată a masivului, prin săparea sau realizarea unei cavități subterane prin dizolvare, comportamentul și consecințele unei asemenea zone trebuie analizate foarte atent, atât din punct de vedere al siguranței față de pierderile de lichid, dar și în ceea ce privește comportamentul mecanic [A28].

3.4.11. Comportamentul termo – hidro – mecanic a sării geme

În cazul cavernelor utilizate pentru stocare subterană a hidrocarburilor sau deșeurilor nucleare, stabilitatea lor depinde foarte mult de solubilitatea sării în apă și de permeabilitatea sa la gaz și saramură. Aceste fenomene sunt cuplate cu alte fenomene care influențează

comportamentul termic, mecanic, hidraulic și chimic al sării [A45; A57; A86; A139; A140] (figura 3.42).

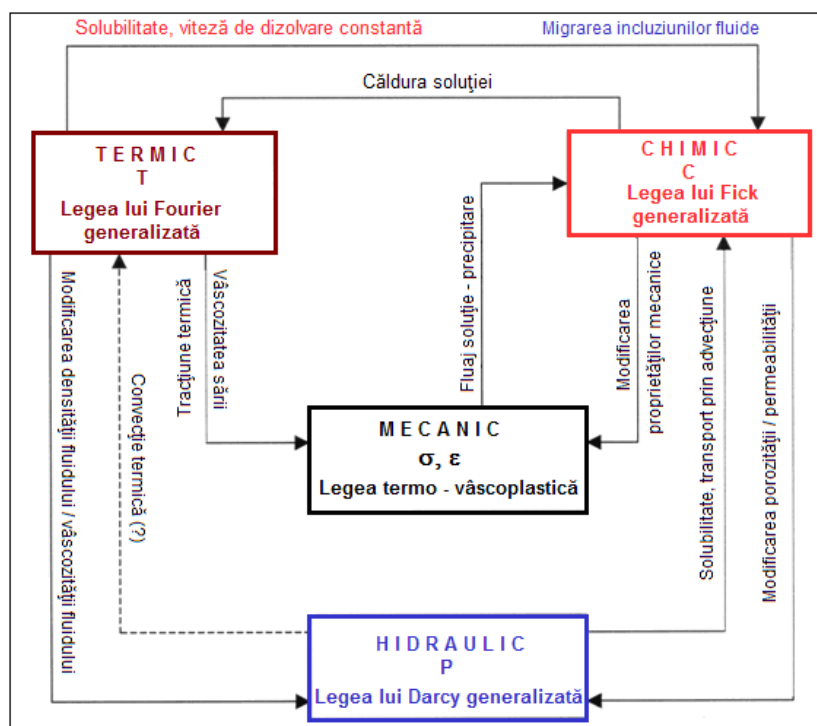


Figura 3.42- Cuplaje între diferite procese prezente în sare.

Aceste procese pot fi studiate pe o sare intactă (din interiorul masivului de sare), sare compactă, sare microfisurată, sare saturată în saramură, sare sfărâmată. În fiecare din aceste situații sarea este alcătuită din granule, însă porozitatea și permeabilitatea sunt diferite de la un tip de sare la altul. Studiile realizate au pus în evidență faptul că sarea are un comportament vâscoplastic, însă din păcate, modelele constitutive nu au considerat că deformația vâscoplastică este întotdeauna asociată cu o modificare de volum. Spre exemplu, în cazul sării microfisurate, creșterea de volum (dilatanta) este însoțită de o creștere a permeabilității și sarea sfărâmată este caracterizată de o rezistență scăzută, o dilatanță mai pronunțată și o permeabilitate mai mare. În consecință, efectele hidro – chimice pot fi cele mai semnificative pentru sarea din jurul excavațiilor. Sarea, ca mediu poros, este compusă din: granule solide care alcătuiesc *faza solidă* care este obiectul anumitor acțiuni mecanice, deci domeniul stării de tensiune (saramura sau incluziunile fluide pot fi incluse în granule); *faza gazoasă* (aer + apă sub formă de vapori) și *faza lichidă* (apă + sare + aer) (figura 3.43). Fazele lichide sunt subiectul gradientului de presiune a lichidului sau gazului.

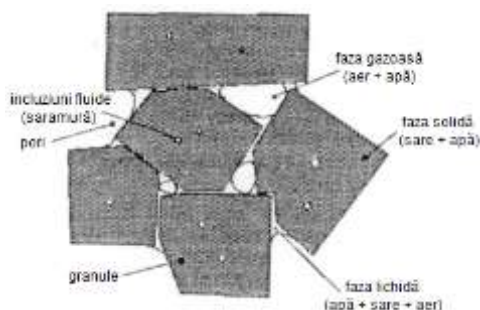


Figura 3.43- Reprezentarea schematică a sării ca mediu poros.

Pentru caracterizarea comportamentului hidro – termo – mecanic al sării se poate presupune că întregul ansamblu include:

- trei tipuri de material: sare (h); apă (w); aer (a);
- trei faze: solidă (s), lichidă (l) și gazoasă (g).

Fiecare fază și totodată fiecare component poate avea o anumită mișcare; modificările de fază sunt, spre exemplu, dizolvarea / precipitarea sării sau evaporarea / condensarea apei. Toate procesele sunt dependente de temperatură. Variabilele care descriu starea sistemului sunt: deplasările solidului (u); presiunea lichidului (p); presiunea gazului (p_a); temperatura (T) și fracțiunea masei de apă a incluziunilor (w_s^w). Pentru a obține variabilele de stare trebuie să se stabilească ecuația diferențială care descrie comportamentul sistemului în anumite condiții inițiale și geometrice (ecuațiile de echilibru).

Deformația la fluaj a sării în condiții de tensiune, temperatură și saramură are două mecanisme relevante [A118; A119; A120]: transfer prin difuzia fluidului (în engleză Fluid Assisted Diffusional Transfer FADT) și fluaj de dislocare (Dislocation Creep DC) (figura 3.44, după Spiers, 1986 [A139; A140]).

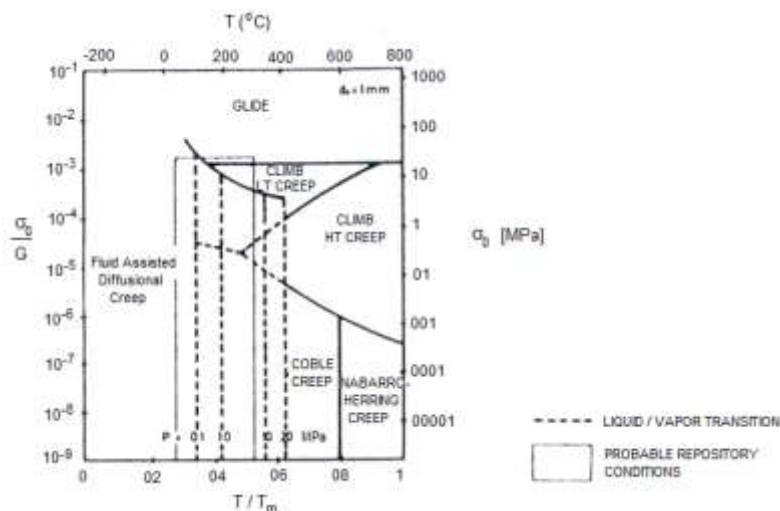


Figura 3.44- Mecanismul de deformare a granulei (1 mm) de NaCl (după Spiers, 1986).

Primul mecanism de deformare (FADT) se raportează la migrarea ansamblului de sare și a fazei lichide prezentă în pori. Migrarea sării este dezvoltată de la contact la contact sau de la contact la pori și este condusă prin diferențele de potențial chimic indus de diferențele de tensiuni. Fluajul de dislocare (DC) se raportează la mecanismele intracristaline caracterizate de o lege de fluaj de tip putere. Alunecarea dislocațiilor și alunecarea sunt considerate procese responsabile de deformațiile materialelor cristaline. Mecanismele de difuzie sunt intracristaline, dar prezintă importanță la temperaturi mari și stări de tensiune scăzute. În cazul primului mecanism (FADT), solidul în contact cu soluția (saramura) este un sistem în care apar diferite procese [A118]. Potențialul chimic (μ) este forța motrice pentru dizolvarea / transportul / precipitarea sării. Spre exemplu, pentru halit și în absența curgerii, procesul este de difuziune controlată. Pentru a obține modelul de deformare, frecvent sunt acceptate două presupuneri:

- potențialul chimic este același în solidul și lichidul de contact;
- diferențele de potențial chimic sunt induse de diferențele de tensiune normală din solid.

Un astfel de mecanism de deformare a fost dezvoltat de Spiers ș.a. [A139; A140; A141] și se poate folosi la caracterizarea comportamentului complex hidro – termo – mecanic a mediilor poroase saline [A118; A119; A120]. Ecuațiile obținute permit calculul coeficientului de vâscozitate pentru diferite stări de tensiune.

3.5. Legi de comportament reologic

3.5.1. Legi empirice

Amploarea deformațiilor reologice a sării geme ridică întrebarea rolului preponderent a caracteristicilor reologice a acestui material în studiul stabilității structurilor subterane. În vecinătatea excavațiilor subterane și în formațiunile geologice salifere (domuri, strate), câmpul de tensiuni evoluează foarte lent în timp, ceea ce îi permite să se apropie de starea de evoluția prin fluaj. Modelele propuse în literatură pentru fluajul sării geme sunt numeroase. În tabelul 3.5 sunt prezentate câteva exemple de legi empirice reunite de Linder și Brady; alte exemple au fost reunite

de Rolnik (1984) și o prezentare bibliografică mai vastă a modelelor reologice propuse pentru sare a fost făcută de Aubertin ș.a. (1987) [A38].

Tabelul 3.5- Legi empirice de fluaj a sării geme (după Linder și Brady, 1981) [A87; A106]:

Nr. crt.	Forma ecuației	Sursa	Condiții de încercare
1.	$\varepsilon = A + B \log t + C t$ $A = 1.16 \cdot 10^{-3}$ $B = 1.09 \cdot 10^{-3}$ $C = 2.50 \cdot 10^{-7}$	Încercare în laborator Cristal singular Dimensiune: 1.1 x 1.1 x 2.06 cm Griggs (1939)	Încercare la compresiune monoaxială Sarcina axială: 0.61 MPa Temperatura: 23 °C Timpul: 1000 h
2.	$\varepsilon = A + B t^n$ Date 01: $A = 7.0 \cdot 10^{-4}$ $B = 1.39 \cdot 10^{-3}$ $n = 0.305$ Date 02: $A = 8.2 \cdot 10^{-3}$ $B = 6.8 \cdot 10^{-4}$ $n = 0.642$ $n = 7.5 - 0.011 (\theta - 273)$ $B = 1.2 + 0.30 (\theta - 273)$	Încercare în laborator Sare artificială Diametru: 3.18 cm Înălțime: 0.13 cm Le Compte (1965)	Încercare la compresiune triaxială
			Sarcina axială: 6.9 MPa Sarcina laterală: 23 MPa Temperatura: 100 °C Timpul: 100 h
			Ecuatiile de stabilire a parametrilor n și B rezultă grafic; Temperatura: 294 °C
3.	$\varepsilon = A \theta^m t^n s^p$ $A = 1.19 \cdot 10^{-31} *$ $m = 9.5; n = 0.3;$ $p = 3.0$	Încercare în laborator Halit Diametru: 10.0 cm Înălțime: 7.6 cm Lomenick (1971)	Încercare la compresiune monoaxială Sarcina axială: 13.8 – 68.9 MPa Temperatura: 22.5 – 200 °C Timpul: 600 – 1000 h
4.	$\varepsilon = A t^n S^p$ $A = 2.13 \cdot 10^{-6} *$ $n = 0.38$ $p = 2.52$	Încercare în laborator Halit Diametru: 5.08 cm Înălțime: 10.2 cm Hansen (1977)	Încercare la compresiune triaxială Sarcina axială: 10.3 – 41.4 MPa Sarcina laterală: 0 – 10.3 MPa Temperatura: 22 °C; Timpul: 120 – 250 h
5.	$\varepsilon = A \exp(-B - C t)$ $A = 8.2 \cdot 10^{-1} *);$ $B = 3.0; C = 4.2 \cdot 10^{-2}$	Încercare in situ Adâncime: 215 m Serata și Gloyna (1960)	Timpul: 8760 h Timpul după exploatare: 5 / 10 ani
6.	$\varepsilon = A + B t + C [1 - \exp(Dt)]$ $A = 4.2 \cdot 10^{-2}; B = 2.15 \cdot 10^{-5}$ $C = 2.25 \cdot 10^{-2};$ $D = 4.50 \cdot 10^{-3}$	Încercare în laborator Halit Diametru: 10.0 cm Înălțime: 7.6 cm Obert (1965)	Încercare la compresiune monoaxială Sarcina axială: 13.8 – 68.9 MPa Temperatura: 23 °C (?) Timpul: 1000 h (maxim)
7.	$\varepsilon = A t^n S^p$ $A = 2.22 \cdot 10^{-7} *)$ $n = 0.382; p = 3.36$	Încercare în laborator Halit Dimensiune: N / A Hair și Deere (1968)	Încercare la compresiune monoaxială Sarcina axială: 10.3 – 27.6 MPa Temperatura: N / A Timpul: 10 - 1000 h
8.	$\varepsilon = G S^p; G = N / A; p = 2.4$ $- 3.3; \varepsilon = \frac{A t}{B + C t} + D$ $A = 5.1 \cdot 10^{-3} *); B = 5.3 \cdot 10^{-5};$ $C = 1.4 \cdot 10^{-3}; D = 1.2 \cdot 10^{-2}$	Încercare în laborator Halit Dimensiune: 4 x 4 x 10 cm Dreyer (1972)	Încercare la compresiune monoaxială Sarcina axială: 620 Kp / cm ² Temperatura: 18 °C Timpul: 3600 h
9.	$\varepsilon = A S^p$ $A = 4.28 \cdot 10^{-3}; p = 2.7$	Încercare in situ Adâncime: variabilă Medley (1967)	Timpul după exploatare: variabil (3 – 40 ani)
10.	$\varepsilon = A S^p$ $A = 3.78 \cdot 10^{-13} *)$ $p = 5.24$	Încercare în laborator Halit Diametru: 10.2 cm Înălțime: 20.3-130.5 cm Thompson și Ripperberger (1964)	Încercare la compresiune monoaxială Sarcina axială: 9.6 – 16.5 MPa Temperatura: 32 °C Timpul: 16.7 h
11.	$\varepsilon = A \log(1 + B t)$ $A = 9.56 \cdot 10^{-3} *)$ $B = 2.13 \cdot 10^{-4}$	Încercare in situ Adâncime: 520 m Nuir și Cochran (1961)	Timpul: (2.9 ani) 25200 h Timpul după exploatare: 5 / 10 ani

12.	$\dot{\varepsilon} = A \log(-B t)$ $A = 0.03 *$ $B = 7.3 \cdot 10^{-5}$	Încercare in situ Adâncime: 215 m Reynolds și Gloyna (1961)	Timpul: (2 ani) 17500 h Timpul după exploatare: 5 / 10 ani
13.	$\dot{\varepsilon}_t = A \theta^n t^m S^p$ $A = 4.68 \cdot 10^{-35} *$ $m = 11.4; n = 0.46;$ $p = 3.3$	Încercare în laborator Halit (New Mexico și Louisiana) Diametru: 10.2 cm Înălțime: 20.3–130.5 cm Hansen și Carter (1980)	Încercare la compresiune triaxială Sarcina axială: 5.5 – 41.4 MPa Sarcina laterală: 0.1 – 20.7 MPa Temperatura: 22 °C – 200 °C Analiza a 86 curbe de fluaj tranzitor. Ecuațiile reprezintă diferite expresii pentru datele de bază; $\dot{\varepsilon}_t$ – fluaj tranzitor; $\dot{\varepsilon}_s$ – fluaj secundar.
14.	$\dot{\varepsilon}_t = A t^m S^p \exp\left(-\frac{Q}{R \theta}\right)$ $A = 1.48 \cdot 10^{-1} *$; $m = 0.5;$ $p = 3.5; Q = 36.0 \text{ kJ/mol}$		
15.	$\dot{\varepsilon}_s = A S^p \exp\left(-\frac{Q}{R \theta}\right)$ $A = 1.48 \cdot 10^{-2} *$ $p = 3.3; Q = 45.2 \text{ kJ/mol}$		
16.	$\dot{\varepsilon}_t = A S^p \exp\left(-\frac{Q}{R \theta}\right)$ $A = 7.5 \cdot 10^{-3} *$ $p = 5.0; Q = 54.24 \text{ kJ/mol}$	Încercare în laborator Halit Diametru: 10.0 cm Înălțime: 25.0 cm Langer și Walner (1979)	Încercare la compresiune monoaxială Sarcina axială: N / A Temperatura: 27; 100; 150; 200; 300 °C
17.	$\dot{\varepsilon}_t = A \left(\frac{S}{G}\right)^p \exp\left(-\frac{Q}{R \theta}\right)$ $A = 9.0 / 29.5 \cdot 10^{-12} *$ $G = 12.4 \text{ MPa};$ $Q = 50.2 \text{ kJ/mol};$ $R = 8.319 \text{ J/mol} \cdot \text{°K}$	Încercare în laborator Halit (New Mexico) Diametru: de la 5 la 10 cm Hermann et al. (1980)	Încercare la compresiune triaxială Sarcina axială: 7 – 41 MPa Presiunea de confinare: 0 – 21 MPa Temperatura: 22; 70; 100; 200 °C Timpul: N / A
18.	$\dot{\varepsilon}_s = A S^p$ $A = 3.67 \cdot 10^{-12} *$; $p = 5.5$	Încercare in situ Adâncime: 1250 m Prijs și Mengelers (1980)	Rezultate de convergență (Mina Asse – Germania); metoda elementelor finite.

Observații: t – timp (ore); θ - temperatura (°K); S – deviator de tensiune (MPa); A – factor de structură.

Modelele prezentate în tabelul 3.5 pot fi divizate în două grupe, după cum ele admit sau nu ipoteza unei stări de fluaj staționar. Conform acestei ipoteze, impunându-se o tensiune constantă asupra unui eșantion, după faza tranzitorie în care viteza de fluaj descrește, se tinde spre un regim cu viteză constantă. Modelele care nu admit această ipoteză presupun că viteza descrește continuu din cauza ecruisării [A28].

Încercările de laborator nu permit adoptarea pentru sau contra această ipoteză. Dificultatea vine din faptul că deformația ce caracterizează finalul fazei tranzitorii nu a fost precizată și aceasta constituie un punct slab al ipotezei fluajului staționar. O primă interpretare a acestor legi empirice de fluaj ne arată că fluajul este descris prin intermediul unor ecuații de tip liniar, putere și exponențial, ultimele par a fi adecvate din punct de vedere microcristalin, deoarece ele introduc și influența energiei de activare [A28]. Toate aceste legi sunt obținute diferit unele față de altele, deoarece încercările au fost realizate în diferite condiții de solicitare (monoaxial, triaxial, in situ). Legile de tip (1) și (6) obținute prin încercări la compresiune monoaxiale pot descrie fluajul tranzitoriu și staționar; ele consideră că temperatura nu are nici o influență asupra comportamentului reologic; deformația măsurată este axială, deci nici o informație asupra evoluției deformațiilor volumetrice; aceste legi consideră că dilatanța este nulă [A28]. Legea de tip (2) obținută plecând de la încercările la compresiune triaxiale în laborator pe sare artificială ia în considerare influența temperaturii asupra comportamentului sării, deformațiile variind după o lege putere în funcție de timp; ea poate să descrie atât fluajul tranzitor, cât și fluajul staționar; nu putem ști dacă această lege exprimă variația deformațiilor axiale, laterale sau volumetrice. Legile de tip putere (3) și (13) diferă prin maniera de realizare a încercărilor (compresiune monoaxială, respectiv triaxială), condițiile de temperatură fiind aceleași; în acest caz, deformația depinde de temperatură și deviatorul de tensiune, deci aceste legi admit existența dilatanței; ele descriu fluajul tranzitoriu. Legile de tip putere (4) și (7) obținute prin încercări monoaxiale și triaxiale în

compresiune arată dependența deformației de deviatorul de tensiune – fenomenul de dilatare este considerat; exclud însă dependența comportamentului de temperatură. Legile de tip exponențial (5), (12) și logaritmic (11) obținute prin încercări in situ la adâncime medie și mare pot fi valabile, însă numai în condițiile precizate în tabelul 3.5 și ele exprimă variația deformațiilor în jurul unei cavități subterane [A28]. Legile de tip (8), (9), (10), (18) obținute prin încercări de laborator în compresiune monoaxială și încercări in situ, arată dependența deformației de deviatorul de tensiune; ele descriu fluajul staționar al sării; pentru încercările in situ se poate considera totodată o anumită influență a adâncimii asupra comportamentului sării din jurul unei cavități. Legile de tip exponențial (14) ÷ (17) descriu fluajul tranzitoriu (legea (14) care exprimă de asemenea și influența timpului) și staționar al sării obținut prin încercări de laborator la compresiune triaxială (numai legea (16) rezultă dintr-o încercare la compresiune monoaxială); încercările au fost realizate pe halit, parametrii ca: temperatura, presiunea de confinare și sarcina axială fiind aproape aceleași [A28; A29]. Majoritatea acestor legi iau în considerare influența structurii asupra comportamentului la fluaj a sării. Totuși, toate modelele propuse pentru sare sunt de acord asupra câtorva puncte. Toate aceste modele admit că deformația sub o sarcină constantă nu este limitată și că ea nu tinde spre infinit dacă viteza sa descrește și în același timp, toate admit că pragul de curgere este foarte scăzut, chiar nul. Aceste puncte comune prezintă importanță pentru previziunea comportamentului pe termen lung a excavațiilor subterane și reduc divergența între diferite puncte de vedere [A28; A29]. Ele asigură de fapt, că dacă aceste excavații sunt supuse unei convergențe libere, sub efectul presiunii interioare inferioară presiunii litostatice, convergența lor va fi până la închiderea completă a excavațiilor.

3.5.2. Legi și modele reologice pentru sare

3.5.2.1. Prezentare generală

Formularea diferitelor legi de comportament reologic existente în literatură este realizată, în general, în funcție de tensorii tensiunilor, de vitezele de deformare și de solicitare, de timp și de temperatură. Legile de comportament pot corespunde fie modelelor empirice obținute direct prin încercări de laborator (dar care nu sunt legi generale), fie pe modele analogice care exprimă diferite tipuri de comportament: elastic, plastic, vâscos, elasto-plastic, elasto-vâscos, elasto-vâscoplastic etc. (spre exemplu, modelele simple Hooke în combinație cu Newton, Maxwell, Kelvin – Voight sau modelele complexe Bingham, Poynting-Thomson, Burgers etc.). Aceste tipuri de modele consideră că timpul are o influență importantă asupra comportamentului sistemelor materiale și implicit a rocilor [A1; A3; A16; A17; A21; A22; A35; A66; A78; A96; A152].

Sarea gemă este caracterizată printr-o curbă de fluaj completă (fluaj primar, secundar și terțiar), timpul de începere a fiecărei faze de fluaj, respectiv durata sa depinde de mărimea tensiunilor. În ceea ce privește principalele expresii a legilor relative la diferitele regimuri de fluaj menționate în literatura de specialitate, acestea pot fi regrupate în următoarea manieră [A28; A29]:

b) fluajul primar poate fi descris prin următoarele legi:

- lege parabolică;
- lege logaritmică;
- lege exponențială (lege putere);
- lege $\dot{\varepsilon}_p = f(\varepsilon)$, care exprimă viteza de fluaj în funcție de deformație. Această lege a fost propusă de Munson și Dawson în cazul fluajului metalelor și care, după Langer, ar fi cel mai bine adaptată la problema sării;

c) deformația înregistrată în stadiul fluajului secundar este mai ușor de descris și se poate exprima prin următoarea relație:

$$(3.34) \quad \dot{\varepsilon}_s = A \exp\left(-\frac{Q}{RT}\right) \sigma^n$$

unde: A – factor de structură care permite integrarea efectelor datorate variațiilor structurale și cele corespunzătoare prezenței impurităților; Q – energia de activare; n – exponent; R – constanta universală a gazelor perfecte; T – temperatura; σ - tensiunea normalizată, $\sigma = \frac{\sigma_{\text{eff}}}{\sigma^*}$;

- d) dacă pentru fluajul primar se consideră o lege exponențială și pentru fluajul secundar forma (3.34) (dacă deformația elastică nu va fi luată în considerare), atunci fluajul spus global, rezultă din însumarea celor două tipuri de fluaj, adică:

$$(3.35) \quad \dot{\varepsilon}_g = B \exp\left(-\frac{Q}{RT}\right) \sigma^n [1 - \exp(-m t)] + A \exp\left(-\frac{Q}{RT}\right) \sigma^n t$$

Pentru sarea de Asse, încercările realizate de BGR la Hanovre au condus la acceptarea (ca estimare) a valorilor parametrilor:

$$\begin{aligned} B &= 0.25 \text{ MPa}^{-5} & A &= 0.18 \text{ MPa}^{-5} \\ Q_t &= 10.7 \cdot 10^{-3} \text{ kcal/mol} & Q &= 12.9 \text{ kcal/mol} \\ n &= 0.5 & m &= 0.35 \text{ d}^{-1} \\ R &= 1.9386 \cdot 10^{-3} \text{ kcal/mol} \end{aligned}$$

- e) fluajul înregistrat în încercările triaxiale se poate exprima astfel:

$$(3.36) \quad \dot{\varepsilon}_i = \frac{C}{R T} \exp\left(-\frac{Q}{R T}\right) J_2^m s_i$$

unde: $m = 2$; $J_2 = \frac{1}{2} (s_1^2 + s_2^2 + s_3^2)$; $s_i = \sigma_i - \sigma_0$; C – factor de structură.

- f) legea de comportament utilizată de Pouya pentru sarea de Ain:

$$(3.37) \quad \varepsilon^{vp}(t) = B (1 - e^{-\beta t}) + C t$$

în care: B, C și β sunt constante dependente de condițiile (σ , T) pentru fiecare încercări; primul termen corespunde fluajului primar (tranzitor) și al doilea termen fluajului staționar. Autorul precizează că această lege este una din cele mai des utilizate pentru modelarea fluajului sării și că parametrii B, C și β sunt dependenți de durata încercării, însă aceste variații sunt foarte lente și pot fi neglijate pentru durate mai mari de 750 ore. Valorile constantelor B și C sunt approximate în funcție de T și σ , conform următoarelor exuații:

$$(3.38) \quad \begin{aligned} B(\sigma, T) &= b \sigma^m e^{-\frac{K_p}{T}} \\ C(\sigma, T) &= c \sigma^m e^{-\frac{K_s}{T}} \end{aligned}$$

Plecând de la încercările pe sarea de Ain, autorul a propus pentru acești parametri următoarele valori:

$$\begin{aligned} b &= 0.77 & c &= 9.9 \cdot 10^{-2} \text{ h}^{-1} \\ m &= 3.9 & n &= 3.1 \\ K_p &= 4800 \text{ K} & K_s &= 4100 \text{ K} \end{aligned}$$

unde: σ este în MPa; T în K și t în ore; valoarea lui β este lejer dependentă de temperatură, dar este presupusă constantă și egală cu valoarea medie de $0,01 \text{ h}^{-1}$.

3.5.2.2. Modele reologice

Modelul lui Muroiama și Șibot

Anumite modele reologice consideră că vâscozitatea rocilor este constantă, dar de fapt aceasta este în funcție de tensiune. O asemenea variație este inclusă în modelul propus de Muroiama și Șibot [A152] (figura 3.45). Autorii au considerat că vâscozitatea fazei lichide poate fi exprimată printr-o relație neliniară de forma:

$$(3.39) \quad \eta = \frac{\sigma_N}{A (\sigma - \sigma_T) \sinh\left(\frac{B \sigma_N}{\sigma - \sigma_T}\right)}$$

Ecuția generală de comportament la deformare în timp, este:

$$(3.40) \quad \varepsilon = \varepsilon_H + \varepsilon_{H/SV/N} = \varepsilon_1 + \varepsilon_2$$

Știind că: $\sigma = \sigma_H = \sigma_{H/SV/N}$, ecuația deformației va fi:

- dacă:

$$(3.41) \quad \varepsilon \leq \varepsilon_{pr} = \varepsilon_0 + (\sigma - \sigma_T) \frac{2B - 1}{2B E_{H/SV/N}}$$

unde: $\varepsilon_0 = \varepsilon_H = \frac{\sigma}{E_H}$

comportamentul reologic respectă o lege logaritmică:

$$(3.42) \quad \varepsilon = \frac{\sigma}{E_H} + \frac{\sigma - \sigma_T}{E_{H/SV/H}} \log \left[\frac{A B}{2} E_{H/SV/H} t \right]$$

- dacă: $\varepsilon \leq \varepsilon_{pr}$, deci deformația depășește limita precizată, legea de comportament va fi:

$$(3.43) \quad \varepsilon = \frac{\sigma}{E_H} + \frac{\sigma - \sigma_T}{E_{H/SV/H}}$$

Curba de fluaj este reprezentată în figura 3.45.

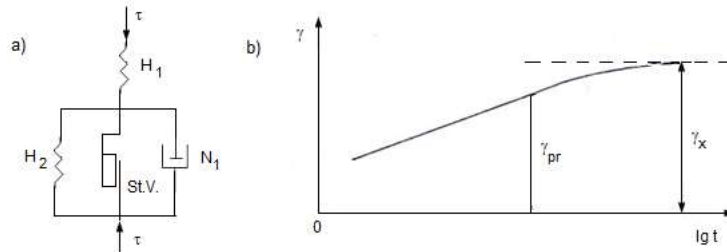


Figura 3.45- Model reologic care ia în considerare variația vâscozității: a) model tip Muroiama; b) curba de fluaj.

Această lege descrie faza fluajului tranzitoriu și secundar și poate fi folosită pentru roci care prezintă un comportament la deformare elasto – vâsco – plastic.

Model octaedric

Cercetări reologice referitoare la comportamentul sării din diferite zăcăminte salifere au fost realizate și în cadrul Laboratorului de Geomecanică al Universității din Petroșani [A152; A23; A24]. Spre exemplu, pentru sarea aferentă zăcământului de la Praid, au fost realizate încercări la fluaj la grade de solicitare $\Delta = 0,9 \%$; $28,5 \%$; $47,5 \%$ și 68% din rezistența de rupere la compresiune monoaxială ($\sigma_{rc} = 22,1 \text{ MPa}$); deformația la rupere din încercări instantanee a fost $\varepsilon_r = 1,8 \%$ și modulul de elasticitate $E = 4100 \text{ MPa}$. S-a constatat că pentru primul grad de solicitare, sarea a prezentat un fluaj atenuat și viteza de deformare a tins spre zero, adică sarea a avut un comportament stabil (zona de stabilitate). Pentru grade de solicitare între $28,5 - 68 \%$, fluajul a fost exponențial, prezentând o asimptotă oblică; viteza de deformare constantă după un timp îndelungat (spunem noi, $t \rightarrow \infty$) a atins valoarea $\varepsilon_\infty = (0,29 - 4) \cdot 10^{-2} \%$ /zi. Reprezentând viteza de deformare în funcție de gradul de solicitare, s-a constatat că sarea este caracterizată de cele trei zone de fluaj: fluaj stabil, fluaj de stabilitate relativă și fluaj instabil. În cazul sării geme de la Praid, încercările au fost realizate pe eșantioane de sare și pe modele – camere și pilieri. În baza rezultatelor obținute s-a stabilit modelul reologic corespunzător situațiilor studiate (figura 3.46) – **model de tip octaedric** – și legea de comportament la fluaj [A152]:

$$(3.44) \quad \varepsilon_{\text{tot}} = \varepsilon^{\text{ve}} + \varepsilon^{\text{vp}}$$

$$\varepsilon_{ij}^{\text{ve}} = \frac{S_{ij}}{2} \left[\frac{1}{G_0} + \frac{1}{G_1} \left(1 - e^{-\frac{G_1}{\eta} t} \right) \right] \quad \text{pentru } \tau_{\text{oct}} \leq K_{\text{oct}}$$

$$\varepsilon_{ij}^{\text{vp}} = \left(1 - \frac{K_{\text{oct}}}{\tau_{\text{oct}}} \right) S_{ij} \left[\frac{1}{2} \eta_t + \frac{1}{2G_2} \left(1 - e^{-\frac{G_2}{\eta} t} \right) + \frac{1}{2G_3} \left(1 - e^{-\frac{G_3}{\eta} t} \right) \right] \quad \text{pentru } \tau_{\text{oct}} > K_{\text{oct}}$$

$$K_{\text{oct}} = a + b^{c + \sigma_m}$$

Parametrii acestei legi sunt prezentați în tabelul 3.6.

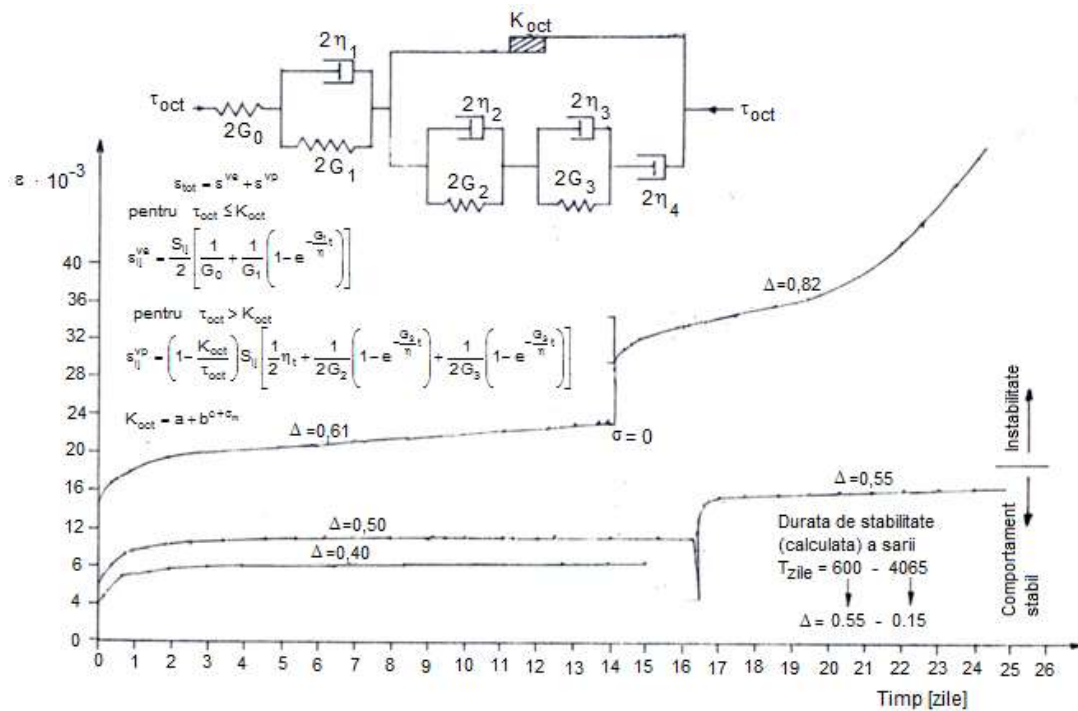


Figura 3.46- Curba de fluaj și modelul reologic octaedric pentru sarea de la Praid (după Todorescu, 1986).

Tabelul 3.6- Parametrii reologici ai sării geme de Praid corespunzătorii modelul octaedric:

Parametrii	Simbol	U/M	Valoare
Tensiunea la limita plastică Huber – Von Misès - Henky	K_{oct}	MPa	10,89 – 13,38
Parametrii	a	MPa	10,3
	b	MPa	6,5
	c	MPa ⁻¹	0,046325
Tensiunea medie la compresiune triaxială	$\sigma_0 = \sigma_m$	MPa	7,03
Tensiunea octaedrică de forfecare	τ_{oct}	MPa	9,94 – 36,59
Modulul volumetric	K	MPa	4,050
Modulul de forfecare	G_0	MPa	3,065
	G_1	MPa	8,252
	G_2	MPa	417.2
	G_3	MPa	2,496
Coeficienții de vâscozitate	η_1	MPa · h	63,560
	η_2	MPa · h	416,5
	η_3	MPa · h	$5,8450 \cdot 10^4$
	η_4	MPa · h	$1,715 \cdot 10^6$

Cercetările realizate privind comportamentul sării de Praid au arătat că pentru gradul de solicitare $\Delta \leq 0,2$, sarea este situată în zona de fluaj stabil; dacă solicitările depășesc această valoare, comportamentul sării va intra în zona de stabilitate relativă ($0,2 < \Delta < 0,55$), adică până la o tensiune sub 110 MPa, după care, peste această valoare, sarea va deveni instabilă și în scurt timp se va produce ruperea. Sarea de Praid poate asigura stabilitatea elementelor pilier – planșeu – cameră până la un grad de solicitare $\Delta \leq 0,55$ pentru o perioadă suficient de mare de timp:

$$t_{stabilitate} = \frac{\epsilon}{\dot{\epsilon}} = \frac{2,8}{0,0002} \leq 15 \text{ ani}$$

Modelul reologic de tip octaedric este constituit din elemente Hooke (H) și Newton (N) (figura 3.47). În acest caz, comportamentul sării este constituit din două părți independente: octaedrică și hidrostatică, adică prezintă comportamente diferite sub diferite tipuri de stări de tensiune: plastic și vâscoplastice. Starea plastică este starea de tensiune pentru care τ_{oct} este egal sau mai mare decât rezistența de rupere octaedrică la forfecare, $\tau_{oct} \geq \tau_{r\ oct}$; starea vâscoplastice este definită ca starea de tensiune pentru care $\tau_{oct} \geq \tau_{r\ oct}$ și $\frac{d\tau_{oct}}{dt} > 0$. În domeniul stării vâscoplastice, comportamentul reologic este dat de ecuația:

$$(3.45) \frac{d\varepsilon_{ij}}{dt} = \frac{1}{2G_1} \cdot \frac{dD\sigma_{ij}}{dt} + \frac{D\sigma_{ij}}{2\eta_2} - \frac{G_2}{2\eta_2} e^{-\frac{G_2}{\eta_2}t} \int e^{\frac{G_2}{\eta_2}t} D\sigma_{ij} dt + \frac{\delta_{ij}}{9K} \cdot \frac{d\sigma_{kk}}{dt} + \frac{\sigma_{kk}}{3\eta_2^*} \delta_{ij} - \frac{G_2}{3\eta_2^*} e^{-\frac{G_2}{\eta_2^*}t} \int e^{\frac{G_2}{\eta_2^*}t} \sigma_{kk} dt$$

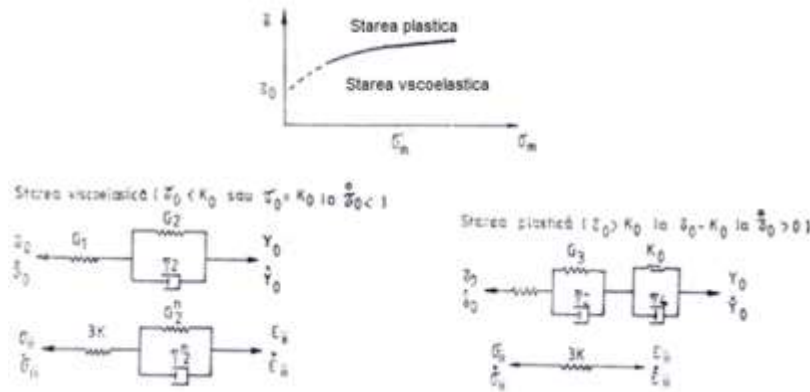


Figura 3.47- Model reologic octaedric pentru sare.

Deformația totală la orice moment de timp, este:

$$(3.46) \varepsilon_{ij} = \frac{1}{2G_1} \cdot \frac{dD\sigma_{ij}}{dt} + \frac{\delta_{ij}}{9K} \cdot \frac{d\sigma_{ij}}{dt} + \frac{1}{2} \left[\frac{1}{\eta_4} \left(1 - \frac{\tau_{roct}}{\tau_{oct}} \right) + \frac{1}{\eta_3} \right] D\sigma_{ij} - \frac{G_3}{2\eta_3^2 \tau_{oct}} e^{-\frac{G_3}{\eta_3}t} \int \tau_{oct} e^{\frac{G_3}{\eta_3}t} dt$$

unde: G_2, G_2^*, G_3 - modulele reologice de întârziere în starea vâscoplastică; $\eta_1, \eta_2^*, \eta_3, \eta_4$ - coeficienții de vâscozitate în starea vâscoplastică; σ_{kk} - suma tensiunilor principale.

Modelul lui Nakamura

Pentru descrierea comportamentului sării la adâncime mare, Dudek (1989) propune modelul reologic a lui Nakamura (figura 3.48), ecuațiile de comportament fiind:

$$(3.47) \varepsilon(t) = \varepsilon_{el} + \varepsilon_{neel} = \frac{\sigma}{G} + \sigma \sum_{i=1}^n \frac{1}{G} \left[1 - \exp\left(-\frac{t_i}{T_{int_i}}\right) \right]$$

$$\sigma(t) = \frac{2}{9K} + \frac{1}{3G_2} + \frac{1 - \exp\left(-\frac{G_1}{\eta}t\right)}{3G_1}$$

$$\frac{t_i}{T_{int_i}} = \text{const.} \quad ; \quad \varepsilon_{pl} \ll \varepsilon_{el} + \varepsilon_{neel}$$

unde: η - vâscozitatea; $K = \frac{E}{3(1-2\nu)}$ - modulul de deformare volumetric considerat independent de timp; G_1, G_2 - modulii de forfecare; t - timpul.

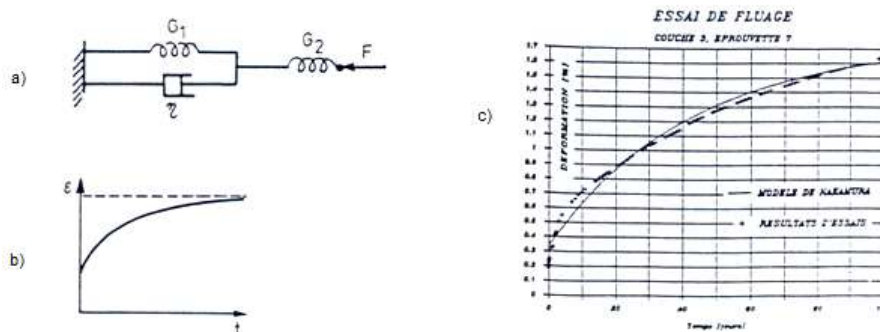


Figura 3.48- Modelul reologic a lui Nakamura: a) elementele modelului; b) răspunsul modelului în funcție de timp; c) curba deformați – timp obținută încercarea la fluaj și ajustarea cu modelul lui Nakamura (după Dudek, 1989).

Valorile parametrilor elasto-vâscoși ce caracterizează comportamentul celor două strate de sare studiate de Dudek sunt redați în tabelul 3.7.

Tabelul 3.7- Rezultatele parametrilor elasto-vâscoși obținuți de Dudek (1989):

Stratul de sare	PARAMETRII			
	K [MPa]	G ₁ [MPa]	G ₂ [MPa]	η [MPa·zile]
Stratul 3	3500	330	1600	14000
Stratul 4	2900	400	850	34000

3.5.3. Modele microscopice

Modelul lui Pouya

Modelul adoptat de Pouya utilizează o aproximare micro-macro auto-coerentă; el permite explicarea aspectelor comportamentului care rezultă în mod unic din deformațiile granulelor (deformația rețelei cristaline) și din interacțiunile lor mutuale. Legea de comportament propusă de Pouya pentru sarea de Ain a fost obținută plecând de la un model de fluaj staționar, completat printr-un fluaj primar exponențial; expresia empirică a deformației în funcție de timp, conform acestei legi, este următoarea [A126]:

$$(3.48) \quad \varepsilon^{vp}(t) = B(1 - e^{-\beta t}) + Ct$$

în care: B, C și β - constante dependente de condițiile (σ , T) pentru fiecare încercare; primul termen corespunde fluajului primar (tranzitoriu) și al doilea termen fluajului staționar.

În urma realizării unei încercări la fluaj, deformația totală cuprinde o parte elastoplastică instantanee, notată cu termenul A, care se produce în momentul punerii sub sarcină, deci:

$$(3.49) \quad \varepsilon = A + B(1 - e^{-\beta t}) + Ct$$

expresie care descrie de fapt deformația la fluaj pentru corpul de tip Burgers.

Autorul precizează că această lege este des utilizată la modelarea fluajului sării; parametrii B, C și β sunt dependenți de durata încercării. Aceste variații sunt foarte lente și pot fi neglijate pentru perioade de încercare mai mari de 750 ore. Valorile constantelor B și C sunt approximate în funcție de T (exprimate prin legea lui Arrhenius) și de influența tensiunii σ pusă în evidență prin legea Norton – Hoff (legea σ^n). Termenii A, B și C sunt exprimați sub următoarele forme:

$$(3.50) \quad A(\sigma, T) = a \sigma^k e^{-\frac{K_a}{T}} ; \quad B(\sigma, T) = b \sigma^k e^{m - \frac{K_p}{T}} ; \quad C(\sigma, T) = c \sigma^m e^{-\frac{K_s}{T}}$$

cu: a, b, c, k, p, n – constante determinate pe baza datelor experimentale; K_a , K_p , K_s – constante de activare termică.

Identificarea parametrilor modelului lui Pouya este realizată prin ajustarea individuală și globală atât pentru încercările monopaliere, cât și multipaliere, tabelul 3.8 [A126]. Pentru a simplifica modelul fără a diminua mult precizia, parametrul β este presupus constant.

Tabelul 3.8- Parametrii modelului lui Pouya pentru sarea de Ain (după Pouya, 1991):

Tipul de încercare	PARAMETRII MODELULUI									
	a	k	K_a [K]	β [h ⁻¹]	b	p	K_p [K]	c [h ⁻¹]	n	K_p [K]
Monopaliere	$7,88 \cdot 10^{-3}$	3,76	3230	0,01	$7,65 \cdot 10^{-1}$	3,93	4810	$9,86 \cdot 10^{-4}$	3,04	4100
Multipaliere	$2,14 \cdot 10^{-3}$	1,38	692	0,01	5,57	4,40	5914	$2,07 \cdot 10^{-4}$	2,81	3347

Figura 3.49 prezintă trei curbe experimentale obținute prin încercări multipaliere și curbele teoretice prevăzute pentru ajustarea mono și multipaliere.

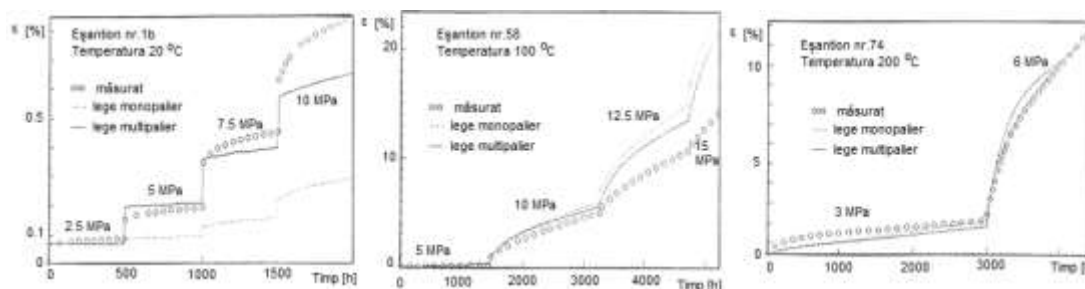


Figura 3.49- Compararea curbelor de fluaj experimentale și teoretice; deformația axială ε în funcție de timpul t (după Pouya, 1991).

Pentru temperaturi $T = 20\text{ }^{\circ}\text{C}$, legea multipalier modelează mai bine comportamentul la fluaj; diferența salturilor deformației dată de legea monopaliere este justificată prin faptul că termenul A al acestei legi se referă întotdeauna la prima sarcină de încărcare, când deformațiile care apar la punerea sub sarcină a epruvetelor, închiderea fisurilor etc., sunt importante. Părțile corespunzătoare componente reologice a curbelor teoretice și experimentale au o alură destul de apropiată. La temperatură ridicată ($T = 100 - 200\text{ }^{\circ}\text{C}$), amplitudinea deformațiilor reologice crește în raport cu deformațiile instantanee și impreciziile termenului A joacă un rol mai puțin important; curbele teoretice ajustează satisfăcător curbele experimentale. Ecarturile observate corespund pe de o parte dispersiei proprietăților mecanice ale sării analizate și pe de altă parte caracterului apropiat a legilor mono și multipalier utilizate [A126].

3.5.4. Modele bazate pe formularea lui Boltzmann

În continuare va fi prezentat un model de comportament reologic al sării bazat pe ajustarea curbelor obținute din încercări de laborator [A112]. Ajustarea folosită arată că o funcție putere de timp se ajustează corect palier cu palier cu curbele deformații – timp rezultate din încercările la fluaj multipalier monoaxiale și triaxiale pe sare de Etrez și sare de Varangéville. Pentru a anticipa încercările de fluaj multipalier în totalitatea lor, autorul propune un model bazat pe principiul superpoziției lui Boltzmann. Deformația este analizată utilizându-se o lege putere de forma:

$$(3.51) \quad \varepsilon_i(t) = \sum A_j \langle t - t_j \rangle^{\alpha}$$

în care: A și B – parametri liniari și α parametru neliniar; acești parametri variază în funcție de condițiile de încercare (temperatură, deviator de tensiune). Pentru intervalele de timp corespunzătoare fluajului cu n paliere, istoricul deviatorului de tensiune este:

$$(3.52) \quad \sigma(t) = \sum_{j=1}^n \Delta\sigma_j H(t - t_j)$$

unde: $H(t - t_j)$ este funcția lui Heaviside;

$$(3.53) \quad \begin{aligned} \Delta\sigma_j &= \sigma_j - \sigma_{j-1} \\ \sigma_0 &= 0 \\ \sigma(t) &= \sigma_j \quad \text{pentru } t \in [t_{j-1}, t_j] \end{aligned}$$

Legea de comportament care exprimă neliniaritatea deformației în raport cu deviatorul:

$$(3.54) \quad \varepsilon_i(t) = \int_0^t \frac{d}{d\tau} f[\sigma(\tau)] (t - \tau)^{\alpha} d\tau$$

unde funcția $f(\sigma)$ exprimă corelația între parametrii B_j și tensiunile σ_j :

$$(3.55) \quad f(\sigma) = \sum_{j=1}^n [f(\sigma_j) - f(\sigma_{j-1})] H(t - t_j)$$

Rezultatele ajustării curbelor din încercările la fluaj pe sare de Etrez și de Varangéville dau aproximări bune (figura 3.50). Valorile parametrului α în funcție de temperatură sunt subunitare și relativ apropiate:

$$\begin{aligned} 0.224 \leq \alpha \leq 0.6725 & \quad \text{pentru sare de Etrez} \\ 0.2757 \leq \alpha \leq 0.3173 & \quad \text{pentru sare de Varangéville} \end{aligned}$$

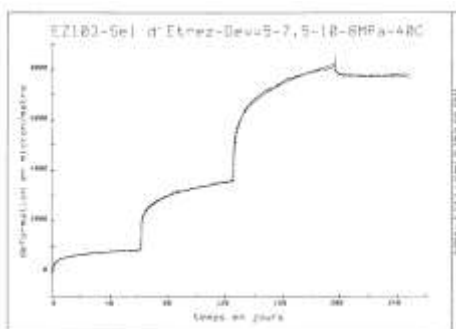


Figura 3.50- Ajustarea (linia continuă) prin formularea lui Boltzmann a unei încercări la fluaj pe sare de Etrez cu revenire (linie punctată), ultimul palier reprezintă faza de revenire; condiții de încercare: deviator de tensiune 8 MPa și temperatură 40°C (după J. Merar, 1999).

Formularea lui Boltzmann reprezintă fluajul sării (oricare ar fi proveniența sa) și revenirea parțială a sării de Etrez [A112].

Modelul MUNSON – DAWSON

Un alt model care are la bază legea deformației de ecruisare este **modelul lui Munson – Dawson**, care depinde de 15 parametrii (comparativ cu modelul lui J. Lemaître care depinde doar de 5 parametrii) și care descrie variația componentei de fluaj tranzitoriu cu reducerea vitezei de fluaj și a componentei fluajului secundar cu viteza de fluaj constantă. Legea se bazează pe principiul superpoziției. Autorii acestui model consideră că viteza de deformare este dată de suma vitezelor de deformare individuale, ca rezultat al mecanismelor individuale care acționează în paralel și prin urmare, ecuația constitutivă este de forma:

$$(3.56) \quad \varepsilon = \sum \varepsilon_{si}$$

unde vitezele de deformare individuale ε_{si} sunt date prin funcțiile:

$$(3.57) \quad \begin{aligned} \varepsilon_{s1} &= A_1 \exp\left(-\frac{Q_1}{RT}\right) \left(\frac{\sigma}{\mu}\right)^{n_1} \\ \varepsilon_{s2} &= A_2 \exp\left(-\frac{Q_2}{RT}\right) \left(\frac{\sigma}{\mu}\right)^{n_2} \\ \varepsilon_{s3} &= |H| \left[B_1 \exp\left(-\frac{Q_1}{RT}\right) + B_2 \exp\left(-\frac{Q_2}{RT}\right) \right] \sinh\left[\frac{q(\sigma - \sigma_0)}{\mu}\right] \end{aligned}$$

cu: $|H|$ - funcția lui Heaviside de argument $(\sigma - \sigma_0)$.

Fluajul tranzitor este inclus în funcția de forma:

$$(3.58) \quad \varepsilon = F \varepsilon_s$$

în care:

$$(3.59) \quad F = \begin{cases} \exp\left[\Delta \left(1 - \frac{\xi}{\varepsilon_t^*}\right)^2\right], & \text{dacă } \xi \leq \varepsilon_t^* \\ 1, & \text{dacă } \xi = \varepsilon_t^* \\ \exp\left[\delta \left(1 - \frac{\xi}{\varepsilon_t^*}\right)^2\right], & \text{dacă } \xi \geq \varepsilon_t^* \end{cases}$$

Ecuația care exprimă viteza de modificare a variabilei ξ , este:

$$(3.60) \quad \dot{\xi} = (F - 1) \varepsilon_s$$

Rezultatele obținute din încercările la fluaj pe termen scurt prezintă totuși incertitudini în ceea ce privește comportamentul reologic a rocilor în general, și deci, și pentru sare. Având în vedere perioada mare de existență a lucrărilor subterane, trebuie să precizez faptul că pentru evaluarea convergenței acestora, și implicit pentru asigurarea stabilității lor, legea constitutivă de comportament trebuie să fie dezvoltată pe baza rezultatelor obținute din încercări la fluaj pe termen lung [A28; A29].

Legea constitutivă generalizată 3D care descrie deformația plastică cu ecruisare sau cu deformație de ecruisare poate fi scrisă sub următoarea formă:

$$(3.61) \quad \begin{cases} \dot{\varepsilon}^{.vp} = \chi \frac{\partial F}{\partial \sigma} \\ \chi(t) = \int_0^t \dot{\varepsilon}^{.vp} dt \end{cases}$$

unde: $\dot{\varepsilon}^{.vp}$ - tensorul vitezei de deformare vâscoplastică; σ - tensorul de tensiune; F - funcția potențialului de curgere plastică; χ - deformația echivalentă totală ca funcție monotonă de timp (t); $|\dot{\varepsilon}|$ - norma tensorului:

$$(3.62) \quad |\varepsilon| = \sqrt{\frac{2}{3} \varepsilon_{ij} \varepsilon_{ij}}$$

Prin discretizarea ecuației generalizate de comportament în diferențe finite, se obține [A62; A63]:

$$(3.63) \quad \varepsilon^{vp}(t + \Delta t) = \varepsilon^{vp}(t) + [\chi(t + \Delta t) - \chi(t)] \frac{\frac{\partial F(t + \Delta t)}{\partial \sigma}}{\left| \frac{\partial F(t + \Delta t)}{\partial \sigma} \right|} = \varepsilon^{vp}(t) + \Delta \chi \frac{\frac{\partial F(t + \Delta t)}{\partial \sigma}}{\left| \frac{\partial F(t + \Delta t)}{\partial \sigma} \right|}$$

Această relație arată că starea de deformare la timpul $(t + \Delta t)$ poate fi calculată dacă se cunoaște starea de tensiune $\frac{\partial F(t + \Delta t)}{\partial \sigma}$ și deformația echivalentă $\chi(t + \Delta t)$ la momentul $(t + \Delta t)$.

Calculul funcției potențialului F depinde de modul de alegere a criteriului de rupere. Uzual, se folosește unul din criteriile de rupere: Von Mises, Tresca, Mohr – Coulomb sau Drucker – Prager. Spre exemplu, în cazul criteriului de rupere Von Mises, această funcție are forma:

$$(3.64) \quad F = \sqrt{\frac{2}{3} S_{ij} S_{ij}} - 2C \quad ; \quad \frac{\partial F}{\partial \sigma} = \frac{3}{2} \frac{1}{\sqrt{\frac{3}{2} S_{ij} S_{ij}}} S \quad ; \quad \left| \frac{\partial F}{\partial \sigma} \right| = 1$$

unde: S – tensorul deviator de tensiune și C coeziunea materialului.

Calculul deformației echivalente $\chi(t + \Delta t)$ sau $\chi(t)$ depinde de legea constitutivă vâscoplastică considerată.

3.5.5. Modele macroscopice bazate pe mecanisme microscopice

Modelul lui ROBINSON

Pentru a descrie comportamentul reologic la deformare a sării, literatura oferă un model constitutiv bazat pe formularea vâscoplastică unificată, propus de Pudwellis ș.a. (1993) [A128]. Conform acestei teorii, toate deformațiile neelastice (curgerea plastică, fluajul, relaxarea tensiunilor) sunt tratate în mod unic, cu ajutorul unei singure legi cinetice care include două variabile interne de stare, și anume:

- o variabilă de ecruisaj izotrop (numită „**drag stress**”);
- o variabilă direcțională sau de ecruisaj cinematic (numită „**back stress**”).

Acest model constitutiv numit **modelul lui Robinson** [A128] a fost realizat în scopul de a prevedea și analiza stabilitatea pe termen scurt și pe termen lung a depozitelor nucleare situate în formațiunile salifere. Pentru o asemenea analiză, trebuie realizată o modelare corespunzătoare comportamentului termomecanic a sării.

Conform teoriei vâscoplasticității, se cunoaște că viteza totală de deformare $\dot{\varepsilon}$ poate fi considerată ca fiind alcătuită din două componente: componenta elastică $\dot{\varepsilon}_e$ și componenta plastică $\dot{\varepsilon}_{vp}$, adică:

$$(3.65) \quad \dot{\varepsilon} = \dot{\varepsilon}_e + \dot{\varepsilon}_{vp}$$

În cazul deformațiilor mici (domeniul elastic), relația între viteza de deformare elastică și viteza de solicitare $\dot{\sigma}$ este dată de legea lui Hooke. Aproximarea vâscoplastică unificată tratează toate deformațiile vâscoplastice, $\dot{\varepsilon}_{vp}$, utilizând aceeași lege de curgere, ecuație cinematică și variabile interne. Teoria vâscoplastică a lui Robinson are la bază potențialul de curgere, de unde rezultă legea de curgere și ecuațiile de evoluție a variabilelor interne. Autorii au stabilit că ecuația de curgere în domeniul neelastic de deformare este următoarea [A128]:

$$(3.66) \quad \dot{\varepsilon}_{vp} = \begin{cases} A \left[\frac{J_2(\Sigma)}{K} - 1 \right] \frac{\Sigma}{\sqrt{2 J_2 \Sigma}} & \text{daca } s : \Sigma > 0, J_2(\Sigma) > K \\ 0 & \text{daca } s : \Sigma < 0, J_2(\Sigma) < K \end{cases}$$

unde: $\Sigma = s - a$ este tensiunea efectivă; s – deviatorul de tensiune; a – tensiunea de echilibru (sau „back stress”); $J_2(\Sigma)$ – indică al doilea invariant al tensorului Σ ; K – variabilă care reprezintă ecruisajul izotrop sau „drag stress”; A și n – parametrii materialului.

Legea de evoluție a variabilei de ecruisaj izotrop, este:

$$(3.67) \quad \dot{a} = \begin{cases} H G^{-\beta} \dot{\varepsilon}_{vp} - R(T) G^{m-\beta} a & \text{daca } s : a > 0, G > G_0 \\ H G_0^{-\beta} \dot{\varepsilon}_{vp} - R(T) G^{m-\beta} a & \text{daca } s : a < 0, G < G_0 \end{cases}$$

cu:

$$(3.68) \quad G = \frac{J_2(a)}{\kappa_0^2}$$

în care: H , β , m , G_0 , κ_0^2 și $r(t)$ sunt constantele materialului; G_0 – parametru care atenționează asupra singularității pentru $G = 0$.

Legea de evoluție a variabilei de ecruisaj izotrop de forma:

$$(3.69) \quad \dot{K} = \Gamma \dot{W}_{vp} + \Theta \dot{T}$$

este reprezentată prin legea lucrului mecanic de ecruisare pentru care; $\dot{W}_{vp} = \sigma \dot{\varepsilon}_{vp}$; Θ - recuperarea termică; funcțiile Γ și Θ sunt date de expresiile:

$$(3.70) \quad \Gamma = \frac{K_s(T) - K_i(T)}{3 W_0(T)} \cdot e^{-W_{vp}/W_0(T)}$$

$$\Theta = -\frac{Q_0}{3 T^2} \cdot e^{-Q_0 \left(\frac{1}{T_0} - \frac{1}{T} \right)}$$

cu: $K_i(T)$; $K_s(T)$; $W_0(T)$; Q_0 și T_0 ca și constante ale materialului.

Acest model vâscoelastic unificat a fost verificat cu ajutorul programului de calcul ADINA. Plecând de la rezultatele experimentale din încercările triaxiale la fluaj pe eșantioane de sare din bazinul Asse (Germania), Vouille (1989) [A158], utilizând relațiile de calcul prezentate anterior, a obținut date identice (figura 3.51); condițiile de încercare au fost: temperaturi de 40 °C și 80 °C și nivele de tensiune de 8; 12 și 14 MPa.

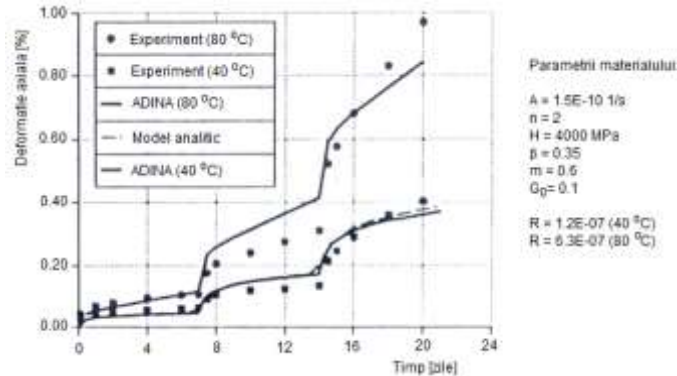


Figura 3.51- Compararea datelor experimentale la fluaj triaxial cu modelul propus (după Vouille, 1989 [A158]).

Utilizând același model, Mellegard ș.a. (1983) au analizat fluajul tranzitoriu pentru sarea de Avery Island; încercările au fost efectuate la temperaturile de 100 °C și 200 °C, pentru o tensiune constantă egală cu 10,3 MPa (figura 3.52).

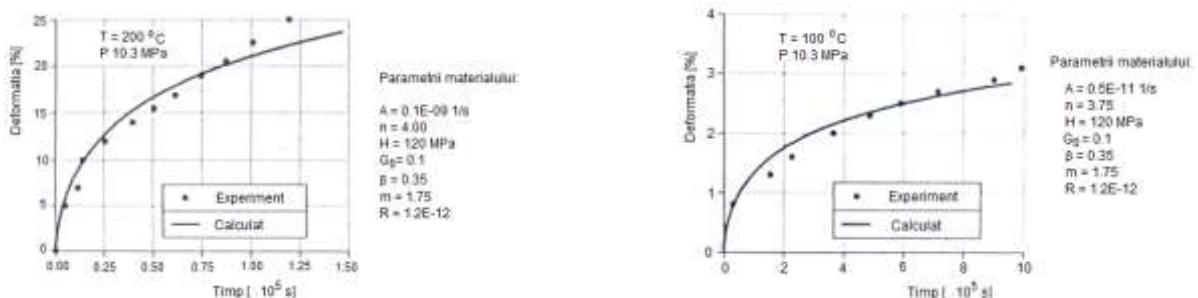


Figura 3.52- Compararea modelului și a rezultatelor la fluaj triaxial (după Mellegard ș.a., 1983 [A111]).

În baza datelor obținute din încercările experimentale la pe sare de Asse sub acțiunea unei tensiuni constante și la temperatura camerei, încercări realizate pe o perioadă de 900 zile, Doeven (1983) [A60] a utilizat modelul prezentat pentru a analiza convergența unei găuri (figura 3.53), rezultatele obținute prin calcul fiind apropiate de cele experimentale.

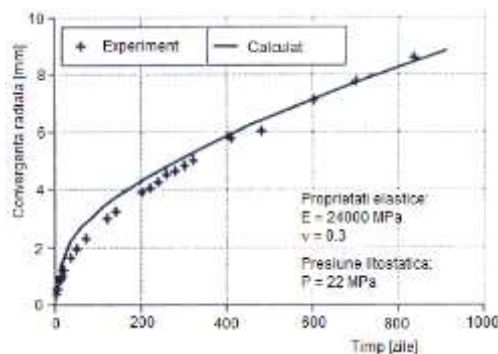


Figura 3.53- Compararea convergenței calculate și măsurate pentru o gaură (după Doeven, 1983 [A60]).

Cunoașterea corectă a comportamentului în timp a unei excavații subterane și implicit a galeriilor sau cavernelor de stocare subterană nu este posibilă fără o cunoaștere cât mai precisă a legii constitutive de comportament a rocilor în care aceste lucrări sunt realizate.

Stabilirea unei legi adecvate de comportament a sării care corespunde situației reale, implică analiza unor factori care ar putea influența comportamentul reologic al sării, cum sunt spre exemplu: existența deformației de ecruisare; modul de influență a tensiunii principale intermediare; existența și forma potențialului vâscoplastic; influența temperaturii etc. Validarea unei legi de comportament și calculul parametrilor implicați în ecuația constitutivă de comportament depinde foarte mult de rezultatele obținute experimental și / sau in situ [A28; A29].

Modelul Norton–Hoff

În cea mai mare parte a legilor reologice propuse pentru sare, dependența dintre viteza de fluaj și tensiunea deviatorică se exprimă printr-o lege de tip putere. Influența temperaturii asupra comportamentului sării este, în general, exprimată printr-o lege exponențială Arrhenius. Una din legile mult folosită în toată lumea pentru a descrie comportamentul sării este legea putere de tip Norton (sau Norton – Hoff) [A28]. Această lege consideră că peste faza tranzitorie, viteza de fluaj se stabilizează. Forma generală a acestei legi este următoarea:

$$(3.71) \quad \dot{\epsilon} = A \exp\left[-\frac{Q}{RT}\right] (\sigma_d)^n$$

Această lege de fluaj prevede că adâncimea la care se află o lucrare subterană va avea o influență considerabilă asupra comportamentului, deoarece ea face să crească intensitatea tensiunii aplicate (σ) și a temperaturii (T).

Generalizarea în 3 dimensiuni a legii vâscoplastice a sării se poate scrie sub forma:

$$(3.72) \quad \frac{\partial \epsilon_{ij}^{vp}}{\partial t} = A \exp\left(-\frac{Q}{RT}\right) \left(\frac{\sigma_{eq}}{\sigma_0}\right)^n \frac{\partial \sigma_{eq}}{\partial \sigma_{ij}}$$

în care: $\sigma_{eq} = \sqrt{\frac{3}{2} S_{ij} : S_{ij}}$ - tensiunea deviatorică echivalentă legată de al doilea invariant al

tensorului deviator de tensiune S_{ij} ; $\epsilon_{ij}^{vp} = \sqrt{\frac{2}{3} \epsilon_{ij}^{vp} : \epsilon_{ij}^{vp}}$ - deformația vâscoplastică echivalentă; σ_{ij} și

ϵ_{ij}^{vp} - tensorii de tensiune și deformație vâscoplastică; $\sigma_0 = 1$ MPa – tensiunea de referință; valoarea exponentului tensiunii, n , variază în general între 3 și 6, în raport cu tipul de sare. În practică, deseori se determină acest exponent, n , pe parcursul încercărilor multipalier: se crește etapizat tensiunea aplicată, așteptându-se pentru fiecare palier să se atingă regimul stabilizat.

Legea lui Norton nu ține seama de ecruisare și, în consecință, vâscozitatea este liniară; ea permite modelarea fazei fluajului secundar. Legea lui Norton se plasează în cadrul vâscoplasticității perfecte. Tabelul 3.9 prezintă valorile parametrilor acestei legi pentru diferite tipuri de sare.

Tabelul 3.9- Exemplu de parametrii pentru legea lui Norton-Hoff și viteza de deformare axială (F. Homand ș.a., 2000):

Condiții T = 300 K, $\sigma = 10$ MPa					
Nr. crt.	Site	n	Q/R [K]	A [$\text{an}^{-1}\text{MPa}^{-1}$]	Viteza [an^{-1}]
1	Avery Island	3,14	6495	$1,30 \cdot 10^4$	$7,1 \cdot 10^{-3}$
2	WIPP	5,0	5035	1,04	$5,3 \cdot 10^{-3}$
3	Salado	5,09	8333	$3,67 \cdot 10^4$	$3,9 \cdot 10^{-3}$
4	Asse	6,25	9969	$2,51 \cdot 10^4$	$1,7 \cdot 10^{-4}$
5	West Hackberry-1	4,73	6606	452,31	$6,6 \cdot 10^{-3}$
6	West Hackberry-2	4,99	10766	0,94	$2,4 \cdot 10^{-11}$
7	Bryan Mound-3C	4,54	7623	$1,32 \cdot 10^3$	$4,2 \cdot 10^{-4}$
8	Bryan Mound-4C	5,18	8977	$1,04 \cdot 10^5$	$1,6 \cdot 10^{-3}$
9	Bayou Choctaw	4,06	5956	64,03	$1,8 \cdot 10^{-3}$
10	Etrez	3,1	4100	0,64	$9,4 \cdot 10^{-4}$
11	Avery Island	4,0	6565	2081	$6,5 \cdot 10^{-3}$
12	Salina	4,1	8715	$2,77 \cdot 10^5$	$8,5 \cdot 10^{-4}$
13	Palo Duro-4	5,6	9760	$1,806 \cdot 10^5$	$5,3 \cdot 10^{-4}$
14	Palo Duro-5	5,3	9810	2,52	$3,2 \cdot 10^{-4}$
15	Asse	5	6495	65,7	$2,6 \cdot 10^{-3}$

1-4 Van Sambeek (1993); 3-9 Wawersick (1984); 10 Pouya (1991); 11-14 Senseny (1984); 15 Heusermann (1996)

Modelul lui J. LEMAÎTRE

Pentru descrierea comportamentului materialelor metalice, Lemaître a propus o serie de legi de ecruisaj – vâscozitate, aditive și multiplicative de tip putere. El consideră o lege de curgere de tip putere, de forma:

$$(3.73) \quad Q(F) = \left(\frac{F}{F_0} \right)^n$$

în care: $n > 1$ este o constantă; $F_0 = 1$ MPa corespunde unității de referință.

Autorul face ipoteza că fluajul depinde de starea de tensiune deviatorică ce guvernează în interiorul materialului, deci consideră că materialul nu prezintă un domeniu de comportament elastic, funcția de sollicitare fiind:

$$(3.74) \quad F(\sigma_{ij}, \varepsilon_{kl}^{vp}) = \frac{f(\sigma_{ij})}{k(\varepsilon_{kl}^{vp})}$$

Tensiunea care poate declanșa apariția deformațiilor vâscoplastice este introdusă prin intermediul funcției f .

Recent, legea lui Lemaître a fost aplicată lucrărilor subterane realizate în formațiuni saline. Expresia tensorială a acestei legi se poate exprima prin ecuația:

$$(3.75) \quad \dot{\varepsilon}_{ij}^{vp} = \frac{3}{2} \cdot \frac{\varepsilon_{vp}}{q} \cdot S_{ij}$$

cu: ε_{vp} - deformația vâscoplastică echivalentă:

$$(3.76) \quad \varepsilon_{vp} = \gamma \left(\frac{q - \sigma_s}{\varepsilon_{vp}^n} \right)^m = \gamma (q - \sigma_s)^n \varepsilon_{vp}^m$$

q – al doilea invariant al tensorului tensiunilor; γ - parametrul vâscozitate; σ_s – tensiunea sau pragul de tensiune corespunzător apariției deformației vâscoplastice.

Ținând seama de efectele termodinamice, expresia tensorială a legii lui Lemaître va fi atunci:

$$(3.77) \quad \dot{\varepsilon}_{ij}^{vp} = \frac{3}{2} \gamma (q - \sigma_s)^n (\varepsilon_{vp})^m \frac{S_{ij}}{q}$$

$$\text{cu : } \gamma = \left(\frac{1}{K}\right)^n$$

unde: K, n și m sunt constante în funcție numai de temperatură.

Modelul lui J. Lemaître descrie ecruisajul continuu legat de scăderea continuă a vitezei de fluaj. Pentru a identifica legea constitutivă de comportament a sării și pentru a determina valorile parametrilor care caracterizează acest comportament, a fost dezvoltată o metodă bazată pe formularea deformației de ecruisare a materialului [A81]. Încercările la fluaj în compresiune triaxială pentru diferite temperaturi și deviatori de tensiune au fost realizate în laborator, pe eșantioane de sare provenind din Salinele Midi și Salinele din Est – Mina Varangéville (Meurthe et Moselle). Pentru toate aceste încercări, presiunea de confinare a fost menținută la valoarea de 5 MPa. Eșantioanele care au fost supuse încercărilor au prezentat o variație pronunțată a conținutului de argilă de la un eșantion la altul și, în plus, s-a constatat prezența unei fisurării ortogonale la axa forajului, ceea ce explică și variațiile obținute pentru greutatea specifică și a vitezei longitudinale a undelor. Făcând comparație între rezultatele experimentale și cele obținute utilizând modelului lui Lemaître, s-a constatat neconcordanța între acestea. Concluzia ar putea fi că parametrul β depinde de tensiune sau că β este o constantă pentru o valoare dată a tensiunii (sau un domeniu) și se modifică pentru alte valori ale lui σ [A28]. Efectul temperaturii asupra comportamentului a fost studiat [A81] pe baza legii lui Arrhenius (figura 3.54), obținând:

$$(3.78) \quad \frac{d\xi}{dt} = \left(\frac{\sigma}{K}\right)^\beta \cdot e^{-\frac{Q}{R\alpha} \left(\frac{1}{T} - \frac{1}{T_0}\right)} = H(\sigma) \cdot G(T) = F(\sigma, T)$$

unde: T_0 – temperatura de referință, considerată în acest caz 300 °K; Q – energia de activare; R – constanta generală a gazelor.

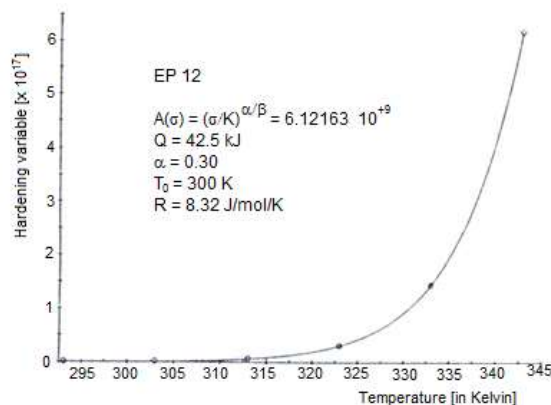


Figura 3.54- Efectul temperaturii asupra raportului $d\xi/dt$ studiat cu ajutorul funcției lui Arrhenius (după Tijani ș.a., 1993).

Rezultatele obținute arată că modelul Lemaître nu oferă informații suficiente privind comportamentul sării, dacă aceasta prezintă și un anumit grad de fisurare. Pe de altă parte, analiza încercărilor la fluaj multilateral pune în evidență faptul că efectul tensiunii asupra vitezei de deformare nu poate fi exprimat utilizând numai o lege de tip putere. În plus, influența temperaturii poate fi exprimată cu ajutorul energiei de activare [A28].

Utilizând legea de comportament elasto – vâsco – plastic a lui Lemaître, studiind sarea din jurul unei cavitați, Durup (1989) [A62] a stabilit o soluție analitică rigidă – vâscoplastică, făcând ipoteza neglijării deformațiilor elastice. Legea este descrisă prin următoarele ecuații:

$$(3.79) \quad \dot{\varepsilon}^{vp} = \frac{3}{2} \cdot \frac{\dot{s}}{\sqrt{3} J_2} \cdot \frac{d}{dt} (\xi^\alpha) \quad \text{unde} \quad \dot{\xi} = \left(\frac{\sqrt{3} J_2}{K}\right)^{\beta/\alpha}$$

cu: $\dot{\varepsilon}^{vp}$ - tensorul deformațiilor; \dot{s} - tensorul deviatorului tensiunilor; J_2 – al doilea invariant a lui \dot{s} ; t – timpul; α , β și K – parametrii sării care intervin în legea lui Lemaître și care sunt determinați prin încercări în laborator.

Modelul compozit

Dimensionarea și analiza stabilității unei cavități de stocare subterană realizată în formațiuni de sare impun aplicarea unui model capabil să prevadă comportamentul sării la fluaj pe baza microstructurii și a mecanismelor fizice de deformare. Hunche ș.a. (1997, 1999) [A88] au stabilit pentru sarea din bazinul Asse (Germania) un model compozit de deformare plastică în funcție de heterogenitatea structurii de dislocare. Legea de fluaj este dezvoltată printr-o expresie matematică, ce exprimă atât fluajul tranzitoriu, dar și fluajul staționar. Avantajele modelului compozit sunt următoarele:

- este bazat strict pe observații microscopice. Dacă sarea (se știe că sarea este o rocă având o structură subgranulară) este supusă la fluaj, se observă, paralel cu deformația la fluaj, o creștere a densității de dislocare liberă și, în același timp, reorganizarea structurii subgranulelor. Structura subgranulelor constă dintr-un contur mai mult sau mai puțin net, format prin dislocații cu densitate foarte mare și interiorul subgranulei este caracterizat de o densitate de dislocare mai scăzută;
- este obținut plecând de la numeroase încercări la fluaj pentru diferite tipuri de roci salifere;
- un asemenea model este valabil nu numai pentru rocile salifere, dar și pentru majoritatea rocilor (sau materialelor) cristaline;
- expresia matematică include constante, valori și parametrii care au o importanță fizică și care pot fi stabiliți prin încercări sau observații.

Pentru anumite roci cristaline, în stadiul fluajului secundar (staționar) diametrul mediu al subgranulei, grosimea și spațiul dislocațiilor libere sau în interiorul subgranulei au o dependență invers proporțională cu tensiunea de solicitare. Modelul compozit consideră sarea ca un material compozit format dintr-o regiune slabă (indicele s) și o altă regiune tare (indicele h) în interiorul subgranulei și respectiv, pe conturul subgranulelor. Mărimea sau diametrul mediu al subgranulelor de sare este considerat:

$$(3.80) \quad w_{\infty} = k_2 \frac{G b}{\sigma} = 33 \frac{G b}{\sigma}$$

în care: σ - tensiunea aplicată; $b = 3,99 \cdot 10^{-10}$ m este lungimea vectorului Burgers; G - modulul de forfecare:

$$(3.81) \quad G = 15 \left(1 - 0,73 \frac{T - 300}{1070} \right)$$

cu G în GPa și temperatura T în K.

În stadiul staționar, spațiul mediu a dislocațiilor în interiorul subgranulei, este:

$$(3.82) \quad d_{\infty} = \frac{1}{\sqrt{\rho_{\infty}}} = \frac{G b}{c_s \sigma}$$

în care: ρ - densitatea de dislocare liberă în interiorul subgranulelor; $c_s = \frac{\sigma_s}{\sigma} = 0,819$ - factor de reducere a tensiunii locale în interiorul subgranulei prin comparare cu tensiunea aplicată. Factorul de creștere a tensiunii în regiunea tare este $k_h = \frac{\sigma_h}{\sigma} = 3,4$ (factor de concentrare a tensiunii).

În general, fracțiunea de volum în regiunea tare poate fi exprimată prin:

$$(3.83) \quad f_h = \frac{2a}{w}$$

Variabilele a și w sunt definite în figura 3.55.

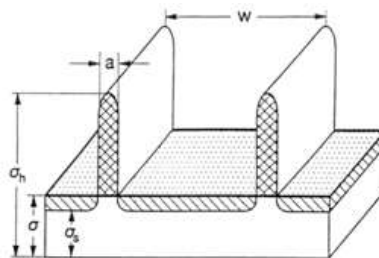


Figura 3.55- Reprezentarea schematică a structurii subgranulei w - diametrul mediu al subgranulei; a - grosimea medie a conturului subgranulei; σ - tensiunea aplicată; σ_s - tensiunea în interiorul subgranulei (regiunea slabă); σ_h - tensiunea pe conturul subgranulei (regiunea tare) (după Vogler, 1992).

Relația între fracțiunile de volum care caracterizează cele două regiuni este:

$$(3.84) \quad f_s + f_h = 1$$

În consecință, cu aceste presupuneri deformația totală (elastică + plastică) este aceeași în cele două regiuni, tensiunile interioare corespunzătoare structurii dislocației omogene fiind:

$$(3.85) \quad \sigma = f_s \sigma_s + f_h \sigma_h = (1 - f_h) \sigma_s + f_h \sigma_h$$

cu:

$$(3.86) \quad f_h = \frac{2a}{w} \quad ; \quad \sigma_h = k_h \sigma$$

Deformația compatibilă în cele două regiuni este:

$$(3.87) \quad \varepsilon = \frac{\sigma_s}{E} + \varepsilon_s = \frac{\sigma_h}{E} + \varepsilon_h$$

unde E reprezintă modulul de elasticitate.

Pentru modelul compozit, deformația totală la fluaj este determinată prin: deplasarea dislocațiilor în interiorul subgranulei; migrarea dislocației în interiorul și în afara subgranulei și deplasarea conturului subgranulei (deplasare colectivă a dislocației). Viteza fluajului plastic sub o tensiune $\sigma = \text{const.}$, poate fi scrisă ca suma vitezelor de fluaj corespunzătoare dislocațiilor libere (indice f), ε_f , și migrarea conturului subgranulei (indice m), ε_m , adică:

$$(3.88) \quad \begin{aligned} \varepsilon &= \varepsilon_f + \varepsilon_m h \\ \varepsilon_f &= (1-f)\varepsilon_{f,s} + f_h \varepsilon_{f,h} + f_h (\varepsilon_{f,h} - \varepsilon_{f,s}) \end{aligned}$$

ε_m este cuplat la $\varepsilon_{f,h}$ cu factorul f_m și $\varepsilon_{f,h}$ este dat de relația lui Orowan:

$$(3.89) \quad \varepsilon_{f,j} = \frac{b}{M} \rho_f v_{f,j}$$

Respectiv:

$$(3.89') \quad \varepsilon = \frac{b}{M} \rho v$$

unde: indicele j exprimă cele două regiuni, adică: $j = \underline{s}$ (regiunea slabă), $j = \underline{h}$ (regiunea tare); $M = 3$ – factorul lui Taylor; ρ_f – densitatea dislocației în regiunea slabă; $v_{f,s}$ – viteza medie de dislocare termică, parametru care oferă informații micromecanice. În general, pentru modelul compozit, viteza are expresia:

$$(3.90) \quad v_{f,s} = v_{f,s,0} \exp\left(-\frac{Q}{RT}\right) \sinh \frac{b \Delta a_s^* \sigma_s^*}{M k_B T}$$

Sau:

$$(3.90') \quad v = v_0 \exp\left(-\frac{Q}{RT}\right) \sinh \frac{b \Delta a \sigma_{\text{eff}}}{M k_B T}$$

unde: $v_{f,s,0} = v_0$ – viteza constantă; R – constanta generală; Q – energia de activare a proceselor termice; $\Delta a_s^* = \Delta a$ - suprafața de activare pentru deplasarea termică a dislocațiilor libere și poate fi interpretată ca suprafața medie de dislocare pentru un palier de deformare:

$$(3.91) \quad \Delta a = \frac{b}{\frac{1}{d_p} + \sqrt{\rho}}$$

d_p , respectiv $\frac{1}{\sqrt{\rho}}$ sunt distanțele între obstacolele din regiunea slabă - intersecția dislocațiilor și

împiedicarea impurităților care pot fi surmontate prin activare termică; $\sigma_s^* = \sigma_{\text{eff}}$ - tensiunea efectivă definită ca diferența între tensiunea locală σ_s și componentele netermice corespunzătoare dislocațiilor ($\sigma_{G,p} + \sigma_{p,s}$):

$$(3.92) \quad \begin{aligned} \sigma_{\text{eff}} &= \sigma_s - (\sigma_{G,p} + \sigma_{p,s}) \quad \text{sau} \\ \sigma_{\text{eff}} &= \frac{1-f_h k_h}{1-f_h} \sigma - \alpha M G b \sqrt{\rho} - \sigma_p \end{aligned}$$

cu: $\alpha = 0,17$ – constantă de interacțiune a dislocației; $\sigma_p (= \sigma_{p,s})$ – rezistența (sau tensiunea de ecrisare) a particulelor impurităților.

Primul termen descrie tensiunea locală în regiunea slabă și al doilea termen tensiunea de ecruisare, ca rezultat al intersecției dislocațiilor. În stadiul fluajului secundar (stabilizat, staționar) vitezele de deformare sunt:

$$(3.93) \quad \varepsilon_{f,s} = \varepsilon_{f,h} \quad ; \quad \dot{\varepsilon}_h = 0$$

Formula finală a fluajului obținută plecând de la relația lui Orowan (3.89) respectiv (3.89'), utilizând modelul compozit, este:

$$(3.94) \quad \dot{\varepsilon} = \frac{b}{M} \rho v_0 \exp\left(-\frac{Q}{RT}\right) \sinh \frac{b \Delta a \sigma_{eff}}{M k_B T}$$

Ecuția (3.94) descrie atât fluajul tranzitoriu (primar), cât și fluajul staționar și exprimă legătura între deformația macroscopică și procesele microscopice.

La fluajul staționar parametrii Δa , σ_{eff} , ρ_{∞} , w_{∞} și a_{∞} depind de ε (vezi ecuațiile (3.80), (3.83), (3.91) și (3.94)); ecuația (3.94) exprimă dependența fluajului staționar de temperatură și tensiune și prin urmare, plecând de la datele experimentale, se pot determina cei 3 parametrii: v_0 , d_p și σ_p .

În timpul fluajului tranzitor, variabilele micromecanice w , a și ρ variază cu deformația ε ; acestea determină deplasarea dislocațiilor care modifică structura descrisă de aceste variabile. Autorii Hunsche ș.a., (1997) [A88] au găsit o dependență exponențială de parametrii microstructurali S_i ($S_i = w$, ρ și a) în raport cu deformația ε ; evoluția acestor parametrii de fluaj este de forma:

$$(3.95) \quad \frac{dS_i}{d\varepsilon} = -\frac{S_{i,0} - S_{i,\infty}}{k_{S_i}}$$

Sau:

$$(3.96) \quad S_i = S_{i,\infty} + (S_{i,0} - S_{i,\infty}) \exp \frac{\varepsilon_0 - \varepsilon}{k_{S_i}}$$

în care: $S_{i,0}$, ε_0 – valorile inițiale; $S_{i,\infty}$ - valoarea la fluaj staționar; k_{S_i} - constanta de relaxare.

Sunt 3 constante de relaxare k_w , k_p și k_a date prin: modificarea vitezei de fluaj pe termen lung, în faza tranzitorie (săptămâni sau luni), k_w ; modificarea pe termen scurt (ore sau zile), k_p și k_a . Aceste constante determină viteza de deformare în funcție de variația variabilelor micromecanice. Pentru sarea de Asse [A88] constantele și parametrii obținuți sunt prezentați în tabelul 3.10.

Cunoașterea și înțelegerea ruperii și a fenomenului de dilatanță a rocilor salifere este foarte importantă în practică în cazul dimensionării lucrărilor subterane executate în formațiuni de sare și la analiza stabilității cavităților de stocare subterană. Figura 3.56 redă curba de rupere și de dilatanță pentru rocile salifere, curbe reprezentate într-un sistem de axe $\tau - \sigma$ (τ - tensiunea octaedrică la forfecare; σ - tensiunea normală octaedrică).

Tabelul 3.10- Setul complet de constante și parametrii pentru sarea de Asse (z2SP):

Constante	$f_{h,\infty} = 0.07$ $\alpha = 0.17$	$k_h = 3.4$ $M = 3$	$b = 3.99 \cdot 10^{-10} \text{ m}$ $R = 8.314 \text{ J/mol}\cdot\text{K}$	$Q = 180 \text{ kJ/mol}$ $k_B = 1.3805 \cdot 10^{-23} \text{ J/K}$
Parametrii	$v_0 = 4 \cdot 10^6 \text{ m/s}$ $k_w = 30 \cdot 10^{-3}$	$d_p = 1 \text{ }\mu\text{m}$ $k_p = 3 \cdot 10^{-3}$	$\sigma_p = 0.4 \text{ MPa}$ $k_a = 2 \cdot 10^{-3}$	

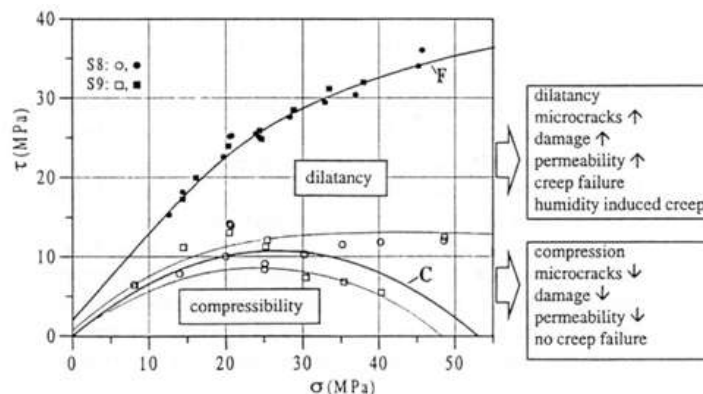


Figura 3.56- Curba de rupere F de scurtă durată și curba de dilatanță C pentru sare (↑ - creștere; ↓ - descreștere).

Dilatanța, compresibilitatea, ruperea și deformația sării sunt descrise printr-o ecuație constitutivă elasto-vâscoplastică. Modelul dezvoltat de Hunsche și Cristescu are la bază următoarea ecuație:

$$(3.97) \quad \dot{\varepsilon} = \frac{\sigma}{2G} + \left(\frac{1}{3K} - \frac{1}{2G} \right) \sigma \cdot 1 + k_T \left(1 - \frac{W(t)}{H(\sigma)} \right) \frac{\partial F}{\partial \sigma} + k_{St} \frac{\partial S}{\partial \sigma}$$

unde: $\dot{\varepsilon}$ - tensorul vitezei de fluaj; $\dot{\sigma}$ - tensorul variației tensiunii; G , K – modulul de forfecare, respectiv volumetric; k_T , k_{St} – coeficient de vâscozitate pentru fluajul tranzitoriu, respectiv staționar; $F(\sigma, \tau)$ – potențialul vâscoplastic pentru fluajul tranzitor care descrie modificarea de volum, dilatanța și ruperea de scurtă durată; $G(\sigma, \tau)$ – potențial în stadiul fluajului secundar; $W(t)$ – lucrul mecanic ireversibil de tensiune în raport cu unitatea de volum; $H(\sigma, \tau)$ – funcția de comportament pentru fluajul tranzitor (limita de ecruisaj).

Tensorul de tensiune σ poate fi înlocuit prin cele două tensiuni octaedrice σ și τ ; dependența de temperatură nu este inclusă. Primii doi termeni descriu deformația elastică; al treilea termen exprimă fluajul tranzitoriu și ultimul termen fluajul staționar, modificarea volumului și ruperea. Lucrul mecanic ireversibil de tensiune $W(t)$ este utilizat ca o variabilă de stare internă care descrie lucrul mecanic de ecruisare sau istoricul deformației:

$$(3.98) \quad W(t) = \int_0^t \sigma(t) \dot{\varepsilon}(t) dt = \int_0^t \sigma(t) \dot{\varepsilon}_v(t) dt + \int_0^t \sigma'(t) \dot{\varepsilon}'(t) dt$$

$$W(t) = W_v(t) + W_D(t)$$

în care: $\dot{\varepsilon}$ - deformația ireversibilă (fără deformație elastică); $\dot{\varepsilon}_v$ - componenta ireversibilă a deformației volumetrice; $W_v(t)$ – partea volumetrică referitoare la modificarea de volum corespunzător deschiderii și închiderii microfisurilor și $W_D(t)$ – partea deviatorică referitoare numai la modificarea de formă.

Suprapunerea fluajului tranzitor și staționar nu conduce însă la structura finală a ecuației, deoarece aceste stadii depind foarte mult de procesele micromecanice. Prin urmare, forma finală a ecuației de comportament va fi obținută prin combinarea acestui model cu modelul compozit. Funcțiile și parametrii pot fi calculați pe baza încercărilor experimentale, însă la fel de bine pot fi impuși pe considerente fizice; pentru stadiul fluajului staționar se poate calcula potențialul cu oricare din relația care exprimă fluajul staționar sau cu ajutorul modelului compozit. Plecând de la ecuația (3.97), viteza de deformare volumetrică ireversibilă (modificarea neelastă de volum) va fi:

$$(3.99) \quad \dot{\varepsilon}_v = k_T \left(1 - \frac{W(t)}{H(\sigma)} \right) \frac{\partial F}{\partial \sigma} + k_{St} \frac{\partial S}{\partial \sigma}$$

Ruperea la fluajul de durată este introdusă în acest model prin parametrul de microfisurare, d , definit ca modificarea de volum ireversibilă negativă $W_v(t)$ rezultând din ecuația (3.98):

$$(3.100) \quad d(t) = -W_v(t) = -\int_0^t \sigma(t) \dot{\varepsilon}_v(t) dt$$

Această energie variabilă este o bună definiție a microfisurării, pentru că ea descrie mai bine comportamentul real: *o creștere în condiții de dilatanță și o scădere în condiții de compresibilitate*. Datele experimentale arată că ruperea apare în momentul în care d atinge o anumită valoare d_f constantă în diferite condiții de tensiune ($d_f = 0,7$ MPa).

Modelul compozit de deformare plastică permite stabilirea comportamentului sării în stadiile fluajului tranzitoriu și staționar, în funcție de microstructură și mecanismele de deformare. Totodată, cu o precizie mare, se poate prevedea comportamentul termomecanic al sării pe o durată îndelungată în jurul unei cavități de stocare (după Hunsche ș.a., 1997, [A88]).

Modelul SUVIC

Modelul vâscoplastic SUVIC elaborat pentru rocile cristaline este inspirat din modelul Lemaître și Chaboche pentru solidele vâscoplastice cu ecruisaj izotrop și cinematic cu revenire [A39]. Autorii consideră că efectele timpului și vitezei sunt mai pronunțate pentru sare decât pentru alte materiale poroase și deci, ele nu pot fi ignorate în formularea modelului constitutiv. Din punct de vedere *macroscopic*, sub acțiunea unei solicitări triaxială la compresiune, sarea prezintă un comportament ductil pronunțat în comparație cu alte roci. În asemenea condiții de solicitare, răspunsul neelastă final poate fi în totalitate plastic și esențial isovolumic. Comportamentul ductil

este favorizat de temperaturile ridicate și de vitezele de deformare reduse. El apare dacă tensiunea deviatorică este mai mică decât rezistența de fisurare – fracturare, numită rezistență de inițiere a microfisurării. La nivel **microscopic**, ecruisarea este acompaniată de procesul de revenire numit *dinamic*, dacă el este determinat de energia de deformare și *static*, dacă apare datorită timpului și a temperaturii de activare. Procesele de ecruisare și de recuperare afectează starea interioară a materialului, care depinde de fapt de istoricul solicitării. Din acest punct de vedere, sistemele materiale sunt cu și fără memorie. Pentru sistemele materiale fără memorie, tensiunea depinde numai de valoarea deformației la momentul considerat, adică:

$$(3.101) \quad \sigma(t) = \varepsilon(t) \cdot E_0$$

În această relație se recunoaște legea lui Hooke și deci, sistemele materiale perfect elastice sunt sisteme fără memorie. Toate celelalte sisteme caracterizate prin memorie sunt numite de tip Boltzmann, rocile fiind incluse în această categorie. Efectele ereditare (de memorie) dispar în stadiul fluajului secundar în care se stabilește echilibrul dinamic între cele două procese de ecruisare și de recuperare.

În formularea legilor constitutive de comportament, majoritatea calculelor practice iau în considerare efectele ereditare [A1; A3; A9; A24; A25; A39; A104; A152]. Pentru aceasta, o aproximare este de a asocia variabilele interne de stare cu caracteristicile mecanice specifice ale materialului pentru a vedea modul de variație a comportamentului unui volum elementare reprezentativ (VER) în raport cu istoria mecanică. În acest caz, variabilele interioare (ascunse) sunt utilizate în combinație cu variabilele exterioare (observabile) pentru a defini complet, în fiecare moment starea materialului și răspunsul mecanic al acestuia. Modelul SUVIC este un model unificat al variabilelor interne de stare formulat pentru regimul ductil și semifragil în care deformația neelastică este foarte puțin influențată de microfisurare [A39]. Una din caracteristicile utilizate în acest model este tensiunea interioară σ_i . Conceptul de tensiune interioară a fost introdus în modelele neelastice pentru a exprima mai precis comportamentul macroscopic a materialelor policristaline. Comportamentul sării depinde de istoricul termodinamic. El pare să aibă o memorie a solicitării (încărcării, a sarcinii) suferită ulterior, care reprezintă de fapt istoriile termodinamice cele mai recente care influențează mai mult deformația în curs. După un anumit timp, sarea pare să uite aceste istorii, dar dacă este solicitată din nou o epruvetă de sare cu o tensiune, limita de elasticitate și rigiditatea cresc, deformațiile obținute diferă de primele; pentru a genera o deformație ireversibilă, trebuie depășită limita de elasticitate. Timpul de descărcare destul de mare care permite revenirea pare să conducă la o pierdere de memorie a încărcării prealabile, fenomen numit de uitare. Modelul SUVIC prezentat aici a fost elaborat pentru condiții în care viteza de deformare este inferioară sau egală cu 10^{-3} s^{-1} , tensiunea de confinare 5 – 10 MPa, temperatura între 20 °C și 200 °C și deviatorul tensiunilor mai mic decât jumătatea valorii tensiunii la rupere (ipoteza deformațiilor sub volum constant). Viteza de deformare totală, $\dot{\varepsilon}$, este suma celor două viteze de deformare: elastică $\dot{\varepsilon}_e$ și neelastică $\dot{\varepsilon}_i$:

$$(3.102) \quad \dot{\varepsilon} = \dot{\varepsilon}_e + \dot{\varepsilon}_i$$

cu $\dot{\varepsilon}_e$ legat de deviatorul de tensiune σ prin legea lui Hooke.

$$(3.103) \quad \dot{\varepsilon}_e = \frac{\sigma}{E} \text{ pentru } \sigma_{\text{rad}} \text{ constant}$$

E – modulul lui Young observat la descărcarea elastică; $\sigma = \sigma_1 - \sigma_3$; ε - deformația axială.

Ecuatiile modelului SUVIC care leagă viteza de deformare neelastică $\dot{\varepsilon}_i$ la tensiunile σ , în cazul încercărilor la compresiune triaxială formulate de Aubertin ș.a. (1999), sunt:

$$(3.104) \quad \dot{\varepsilon}_i = A \left\langle \frac{|\sigma - B| - R}{K} \right\rangle^N \text{sgn}(\sigma - B)$$

$$(3.105) \quad \dot{B} = A_1 \dot{\varepsilon}_i - \frac{A_1}{B'} \left| \dot{\varepsilon}_i \right| - A_2 \left| \frac{B}{C} \right|^q \text{sgn}(B)$$

$$(3.106) \quad \dot{R} = A_3 \left(1 - \frac{R}{R'} \right) \left| \dot{\varepsilon}_i \right| - A_2 \left(\frac{R}{C} \right)^p$$

$$(3.107) \quad \dot{K} = A_5 \left(1 - \frac{K}{K'} \right) \left| \dot{\varepsilon}_i \right|$$

$$(3.108) \quad \dot{B} = B_0 \left| \frac{\dot{\varepsilon}_i}{\varepsilon_0} \right|^{\frac{1}{n}}$$

unde: sgn – semnul funcției și $\langle \dots \rangle$ parantezele lui Mac Auley, definite prin:

$$(3.109) \quad \langle x \rangle = \frac{1}{2} \langle x + |x| \rangle = \begin{cases} x & \text{daca } x > 0 \\ 0 & \text{daca } x \leq 0 \end{cases}$$

$A, A_1, A_2, A_3, A_4, A_5, B_0, C, K', n, N, p, q, R, R'$ și ε_0 – caracteristicile materialului pentru comportamentul neelastic.

Acest model este constituit dintr-o lege de tip putere (ecuația 3.105) și de 3 legi de evoluție asociate la 3 variabile interne B, R și K (ecuațiile (3.105), (3.106), (3.107)):

- variabila B corespunde deviatorului mediu a tensiunilor interne prezente în material în urma punerii sub sarcină a acestuia; variabila B este responsabilă de ecruisarea cinematică a materialului și valoarea sa de saturare B' depinde de procentul de deformare neelastică;
- variabila R este o tensiune internă asociată barierelor formate de grupurile de dislocații, a căror densitate crește cu deformațiile. Aceste formațiuni se opun mișcărilor dislocațiilor și deci, R este considerată responsabilă de o parte a ecruisării izotrope, valoarea sa maximă fiind R' ;
- variabila K corespunde la o valoare normalizată, fiind responsabilă de ecruisarea generală izotropă a sării prin rearanjarea dislocațiilor, iar valoarea sa de saturare este K' .

A_2 și A_4 sunt coeficienții funcțiilor legilor de evoluție a variabilelor B și R . Constantele A_1, A_3 și A_5 sunt valorile inițiale ale ecruisărilor datorate variabilelor B, R și K , ultimele caracterizând starea « lipsit de încărcare » a materialului: $B = R = 0$ MPa și $K = 1$ MPa [A39].

Modelul SUVIC descrie fluajul tranzitoriu și secundar în condiții de încărcare variabile; el posedă anumite atribute fenomenologice. În urma unei încercări la viteză de deformare constantă, avem:

- relaxarea tensiunii, deformația depinde de viteza de deformare impusă;
- realizând cicluri de încărcare – descărcare, există o tranziție între părțile liniare ale curbei caracteristice $\sigma - \varepsilon$.

În urma unei încercări la fluaj (spre exemplu figura 3.57), se observă:

- o diminuare progresivă a vitezei de deformare până la atingerea domeniului de fluaj staționar;
- urmare a unei creșteri rapide a tensiunilor, se constată o creștere bruscă pe curba de fluaj deformație - timp;
- la o creștere instantanee a tensiunii, răspunsul este aproape identic cu cel al unei legi de ecruisare clasică.

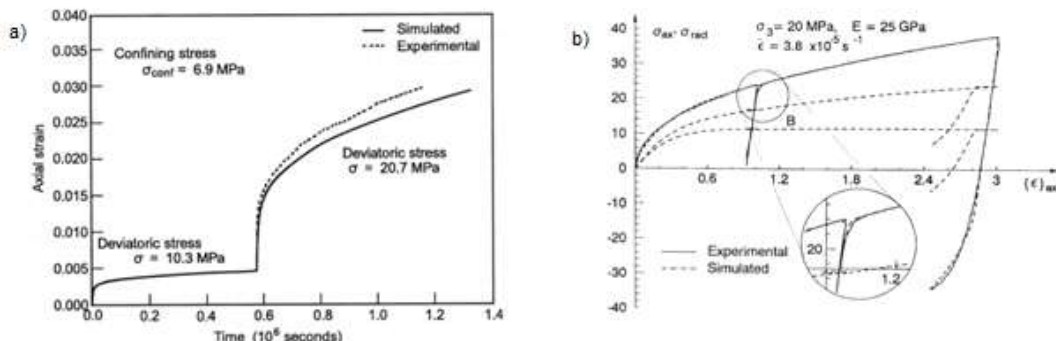


Figura 3.57- Simularea unei încercări la fluaj prin modelul SUVIC: a) multipalier; b) încercare de ecruisare în condiții de încărcare alternantă compresiune / întindere, la temperatura ambiantă (după Aubertin ș.a., 1999 utilizând rezultatele obținute de Hansen și Mellegard).

Rezultatele obținute au permis să se concluzioneze că modelul SUVIC este capabil să reproducă corect comportamentul în laborator al sării.

Modelul lui F. Garofalo

În paragraful 3.4 am arătat că fenomenele microstructurale care determină apariția și dezvoltarea deformației sunt mișcările dislocațiilor (alunecări de dislocații, poligonizația). Ținând seama de aceste fenomene au fost dezvoltate legi de comportament fie de tip putere, fie exponențiale. Spre exemplu, unul din modelele de comportament cu lege de tip putere foarte mult aplicat este modelul J. Lemaître; alt model reprezentativ este modelul vâscoplasticității unificate SUVIC, care descrie fluajul tranzitoriu și staționar în condiții de încărcare variabile. J. Merar (1999) consideră formularea lui F. Garofalo dezvoltată pentru metale și îl utilizează pentru a descrie răspunsul încercărilor de laborator pe sare de Etrez și de Varangéville. Modelul micro a lui F. Garofalo, scris ca funcție putere a sinusului hiperbolic, este de următoarea formă:

$$\varepsilon = \varepsilon_e + \varepsilon_i \quad ; \quad \varepsilon_e = \frac{\sigma}{E} \quad ; \quad \varepsilon_i = \xi^\alpha \quad (3.110)$$

$$\frac{d}{dt} \xi = A \left[\sinh \left(\frac{\sigma}{\sigma_0} \right) \right]^{\frac{\beta}{\alpha}}$$

unde: α , β , σ_0 și A sunt parametrii materialului și ξ variabila de ecruisare.

Rezultatele ajustărilor modelului lui F. Garofalo pentru încercările la fluaj (monoaxiale și triaxiale) pe sare de Etrez și de Varangéville sunt redată în tabelul 3.11 și figurile 3.58 – 3.59 (ajustări realizate global și nu palier cu palier [A112]). Modelul lui F. Garofalo reprezintă bine și pare adecvat pentru estimarea comportamentului la fluaj a sării studiate; cum modelul ia în considerare evoluția deviatorului de tensiune de la un palier la altul, el este capabil să prezică o revenire parțială.

Tabelul 3.11- Rezultatele ajustărilor modelului lui F. Garofalo (după J. Merar, 1999):

Condiții de încercare		Sare de Etrez				Sare de Varangéville			
Temperatura [°C]	Deviator de tensiune, σ , [MPa]	α	β	σ_0 [MPa]	A [MPa]	α	β	σ_0 [MPa]	A [MPa]
≥ 100	≥ 15	< 1	> 1	$\gg 50$	$\rightarrow \infty$				
< 100	2.5 – 12.5	< 1	< 1	0.5 - 2	5 - 800				
35 - 40	5 - 10	< 1	< 1	0.5 - 1	45 - 450				
	0.5 - 2					< 1	< 1	$\gg 10$	$\rightarrow \infty$
	2.5 - 10					< 1	< 1	0.1 – 0.5	400 - 600
Observații		- pentru $T \geq 100^\circ\text{C}$ și $\sigma \geq 15$ MPa, modelul lui F. Garofalo tinde să se comporte ca un model J. Lemaître; - pentru cazurile 2 și 3 de condiții de încercare, modelul lui F. Garofalo pare să aibă comportamentul său propriu.				- pentru valori scăzute ale deviatorului de tensiune modelul lui F. Garofalo tinde spre un model J. Lemaître; - pentru valori medii ale deviatorului de tensiune modelul lui F. Garofalo are comportamentul său propriu.			

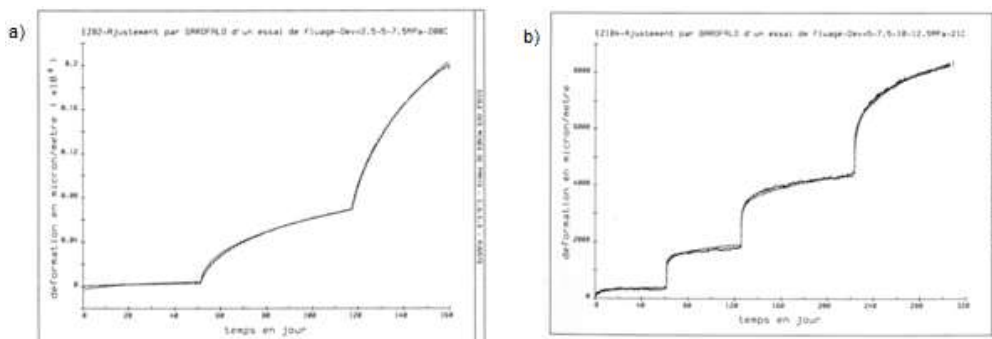


Figura 3.58- Ajustarea cu modelul lui F. Garofalo a unei curbe rezultând dintr-o încercare la fluaj monoaxială pe sare de Etrez: a) la temperatură mare și b) la temperatura ambiantă (după J. Merar, 1999).

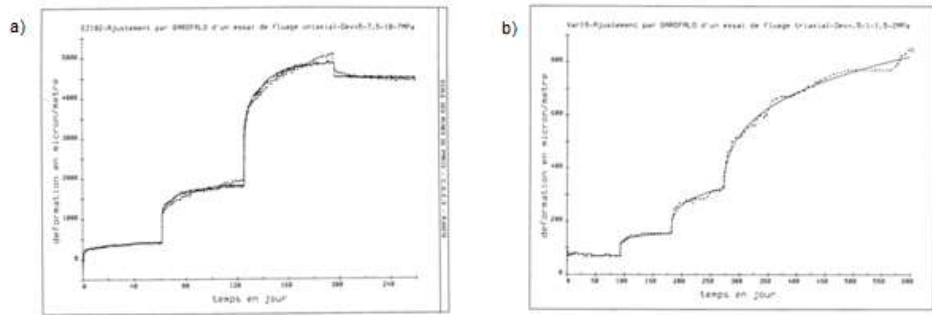


Figura 3.59- Ajustarea cu linie continuă cu modelul lui F. Garofalo a unei curbe (t, ε) rezultând dintr-o încercare la fluaj: a) monoaxială pe sare de Etrez cu o fază de revenire la ultimul palier și b) triaxială pe sare de Varangéville la temperatura ambiantă și deviatori de tensiune mici (după J. Merar, 1999).

Acest model a fost verificat pentru o încercare la relaxare (D.R.B.I.) rapidă [A112], considerându-se două situații: un model obținut din ajustările încercărilor la fluaj la deviatori medii și altul la deviatori mici de tensiune (figura 3.60, pentru două valori diferite ale modulului lui Young E și $E' \ll E$, corespunzând primei încărcări).

În cazul simulărilor încercărilor de relaxare, deformațiile obținute sunt mult mai mari decât valorile rezultate din încercări; se pare că parametrul A influențează puternic partea liniară a curbei timp – presiune axială (t, Q) la creșterea presiunii. Dispersia rezultatelor se regăsește aproape la toate încercările [A112].

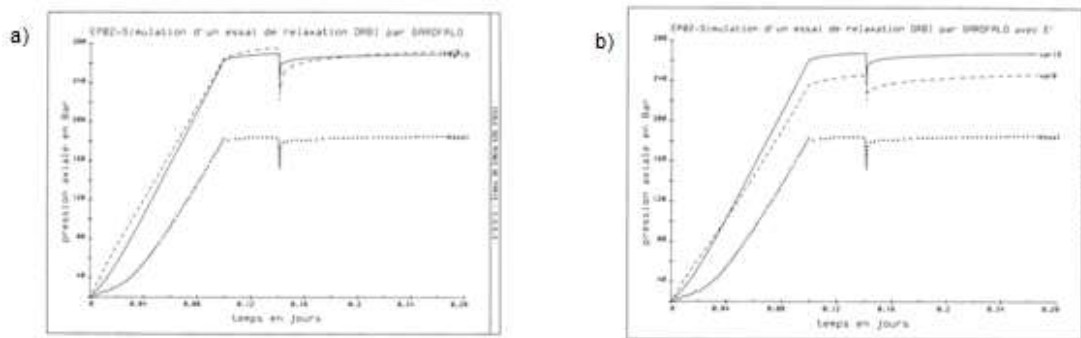


Figura 3.60- Simularea unei încercări la relaxare (D.R.B.I.) cu modelele lui F. Garofalo (var19 și var8) obținute din ajustările încercărilor triaxiale la fluaj pe sare de Varangéville cu parametrii: pentru var19: $\alpha = 0.248$; $\beta = 3.1$; $\sigma_0 = 6.48$ MPa și $A = 5638$; pentru var8: $\alpha = 0.168$; $\beta = 0.059$; $\sigma_0 = 0.059$ MPa și $A = 540$ (după J. Merar, 1999).

3.5.6. Compararea diferitelor modele de comportament a sării

Pornind de la datele experimentale, analiza celor două modele (Munson – Dawson și J. Lemaître) a pus în evidență faptul că răspunsurile lor, pentru aceleași caracteristici ale sării considerate, sunt apropiate. Pentru a verifica dacă parametrii unui model descriu răspunsul celuilalt model, au fost simulate încercări de relaxare (figura 3.61) biaxială și multipalier, pentru care au impus o anumită presiune laterală și deformația a fost menținută constantă.

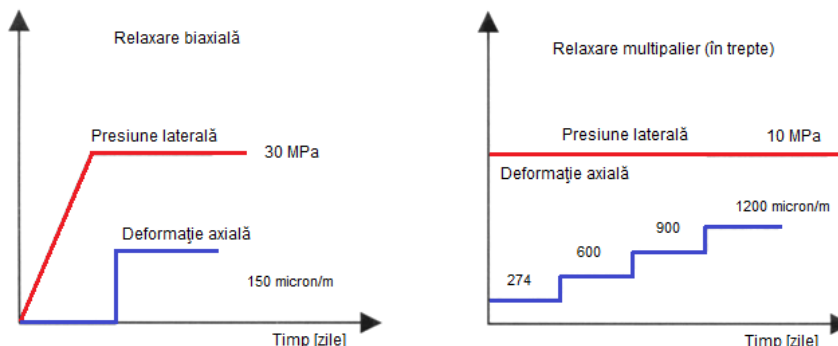


Figura 3.61- Încercare la relaxare biaxială și multipalier.

Modelul Lemaître descrie satisfăcător răspunsurile modelului Munson – Dawson în cazul încercărilor de laborator pe termen scurt; dacă cele două modele simulează convergența unei cavități sferice, diferența dintre răspunsuri este practic neglijabilă.

Analizând convergența unei caverne realizată într-un masiv de sare diapir la adâncimea de peste 1200 m, legile lui Lemaître și Munson – Dawson nu corespund modelării fluajului sării pe perioadă mare de timp [A63], (figura 3.62). Avantajul legii lui Munson – Dawson este că poate modela comportamentul la fluaj la diferite nivele de presiune și temperatură.

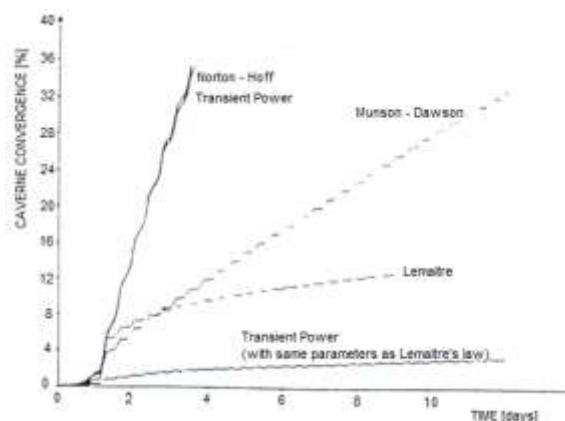


Figura 3.62- Compararea răspunsurilor pentru diferite legi de comportament în evaluarea convergenței unei caverne (după Durup, 1993).

Neluarea în considerare a comportamentului elastic permite obținerea unei soluții analitice foarte simplu de utilizat, care permite să studiem repede o problemă de comportament a unei cavități sferice dintr-un masiv salifer.

În cazul unei sări cu caracter puternic ductil (spre exemplu sarea de Tersanne), folosirea soluției analitice este satisfăcătoare pentru a răspunde variațiilor de volum ale cavității și evoluției tensiunilor. În cazul unei variații bruște a presiunii, din cauza absenței comportamentului elastic, soluția analitică subestimează variația vitezei de pierdere de volum chiar după descărcare sau reîncărcare (solicitare), dar rămâne totuși acceptabilă în cazul unei previziuni globale a comportamentului sării. În cazul în care sarea este puțin ductilă (spre exemplu sarea de Etrez), comportamentul elastic nu poate fi neglijat. În afară de caracterul său simplu și practic, soluția analitică se dovedește satisfăcătoare pentru a răspunde variațiilor de volum ale cavității și evoluției tensiunilor, rezultatele fiind de altfel cu atât mai bune, cu cât sarea este mai ductilă și solicitările mecanice sunt importante (cavități adânci; valori reduse ale presiunii în cavitare).

Durup (1993) face o comparație între legile de comportament deseori utilizate în lume: legea putere Norton – Hoff, legea putere tranzitorie, legea lui Lemaître și legea lui Munson–Dawson tabelul 3.12.

Diferența fundamentală între aceste legi de comportament apare din modul de a considera comportamentul sării, adică sarea prezintă sau nu o deformație de ecruisare. Spre exemplu, o asemenea diferență apare clar în cazul legii de tip putere Norton – Hoff (fără ecruisare) și celelalte legi prezentate. Unele din modele consideră că deformația de ecruisare este în funcție de deformația la un timp dat și deci depinde indirect de timp, în comparație cu legea putere a fluajului tranzitor în care această deformație este strict legată de timp [A28; A29].

Legea lui Norton este un caz particular a legii lui Lemaître cu o valoare $m = 1$ și a fost formulată în configurație monoaxială; generalizarea sa în triaxial se exprimă în același mod ca și legea lui Lemaître (ecuația 3.75).

Pentru legea multiplicativă a lui Lemaître, ecruisajul este izotrop, diferitele variabile fiind înmulțite între ele pentru a obține legea de curgere. Aceste legi de comportament vâscos au fost dezvoltate pe baze teoretice, extinse domeniului vâscoplasticității [A28; A29].

Tabelul 3.12- Parametrii obținuți cu diferite legi constitutive:

	LEGEA CONSTITUTIVĂ			
	Lemaître	Lege de tip putere tranzitor	Norton - Hoff Lege de tip putere	Munson - Dawson
Parametrii	α, β, K	α, β, K	A, β	A_1, β_1, B_1 A_2, β_2, B_2 F_0, μ K_0, C, m, q α_w, β_w α, β A_1, A_2, B_1 și B_2 sunt funcții de temperatură
Variabila interioară	$\xi = \left(\frac{F}{K}\right)^{\beta/\alpha}$			$\xi = (G-1)e_s$; $G = \begin{cases} \exp\left[\Delta\left(1-\frac{\xi}{e_c}\right)^2\right] \\ \exp\left[-\delta\left(1-\frac{\xi}{e_c}\right)^2\right] \end{cases}$
$\chi(t)$	ξ^α	$\int_0^t \alpha \left(\frac{F}{K}\right)^\beta t^{\alpha-1} dt$	$\int_0^t A F^\beta dt$	cu: $e_s = A_1 \left(\frac{F}{\mu_1}\right)^2 + A_2 \left(\frac{F}{\mu_2}\right)^2 + H (B_1 + B_2) \sinh\left[\frac{q(F-F_0)}{\mu}\right]$ $e_c = K_0 \exp(CT) \left(\frac{F}{\mu}\right)^m$; $\Delta = \alpha_w + \beta_w \log\left(\frac{F}{\mu}\right)$; $\delta = \alpha_r + \beta_r \log\left(\frac{F}{\mu}\right)$
$\Delta\chi$	$\left[\xi(t) + \xi(t+\Delta t)\right] - \xi^\alpha(t)$	$\alpha \left(\frac{F(t+\Delta t)}{K}\right)^\beta (t+\Delta t)^{\alpha-1} \Delta t$	$A F^\beta (t+\Delta t) \Delta t$	$G(t+\Delta t)e_s(t+\Delta t)\Delta t$ cu: $G(t+\Delta t) = \begin{cases} \exp\left[\Delta\left(1-\frac{\xi(t+\Delta t)}{e_c}\right)^2\right] \\ \exp\left[-\delta\left(1-\frac{\xi(t+\Delta t)}{e_c}\right)^2\right] \end{cases}$ $\xi(t+\Delta t) = \xi(t) + [G(t+\Delta t) - 1]e_s(t+\Delta t)\Delta t$ $G(t+\Delta t)$ și $\xi(t+\Delta t)$ ar trebui să fie calculați printr-o schemă implicită
Observații și rezultate	$\alpha < 1$: ecruisaj $\alpha > 1$: atenuare $\alpha = 0.295$ $\beta = 4.23$ $K = 17.7$ bar	$\alpha < 1$: ecruisaj $\alpha > 1$: atenuare $F = ct.$, identic cu legea Lemaître $A = 0.015$ $\beta = 3.70$	Caz special al legii Lemaître și legea de tip putere tranzitorie dacă $\alpha = 1$ $\alpha = 0.933$ $\beta = 3.325$ $K = 23.94$	Consideră mecanismele multiple de fluaj și două stadii ale fluajului (tranzitor și staționar); fluajul staționar este descris printr-o lege putere combinată. $A_1 = 1.077 \times 10^{-9}$ ($\mu\text{s/d}$); $\beta_1 = 5.2$; $B_1 = 5.2583 \times 10^{17}$ ($\mu\text{s/d}$); $A_2 = 6.627 \times 10^{16}$ ($\mu\text{s/d}$) $\beta_2 = 5.0$; $B_2 = 2.6214 \times 10^9$ ($\mu\text{s/d}$); $F = 205.7$ bar; $\mu = 124000$ bar; $C = 0.009198$ $K_0 = 6.275 \times 10^{11}$ ($\mu\text{s/d}$); $M = 3.0$; $Q = 5335.0$; $\alpha_w = 17.37$; $\beta_w = -7.2$

3.6. Comportamentul sării la adâncime mare și factorul de stabilitate

Mecanica rocilor permite determinarea cu o anumită precizie a parametrilor mecanici ai rocilor, însă nu ține seama și de fenomenul sau factorul „timp” la scară reală. Pentru rezolvarea unei asemenea probleme, se face apel la reologie; trebuie însă clar precizat că nu este posibil să se studieze comportamentul unui număr foarte mare de epruvete în laborator, care ar implica o perioadă de ani de zile și, în consecință, problema poate fi rezolvată utilizând diferite programe de calcul numeric care permit modelarea nu numai a epruvetelor de rocă, ci și a comportamentului unei structuri subterane pe o perioadă îndelungată de timp.

Executarea unei lucrări subterane la mare adâncime într-un zăcământ de sare alcătuit din mai multe strate de sare cu caracteristici diferite, impune încă de la început o analiză detaliată a geometriei zăcământului, cu realizarea în paralel a încercărilor de laborator în vederea stabilirii parametrilor care caracterizează comportamentul fiecărui tip de sare (rezistență la compresiune; rezistență la tracțiune; rezistență la forfecare la starea triaxială de tensiune; parametri de deformare - modulul de elasticitate, coeficientul lui Poisson, curba caracteristică tensiune – deformare și curba de dilatanță; parametrii caracterului vâscos al comportamentului la deformare prin intermediul încercărilor la fluaj sub sarcină constantă).

Dudek (1989) a studiat starea de tensiune – deformare de pe conturul unei excavații dreptunghiulare și în formă de potcoavă, săpată într-un masiv de sare la o adâncime de 1300 m. Încercările realizate în laborator au condus la concluzia că majoritatea eșantioanelor nu au atins faza de fluaj staționar, însă în anumite situații a fost posibilă și distingerea acestei faze. Pentru interpretarea rezultatelor, autorul a aplicat modelul reologic a lui Nakamura, care exprimă variația deformațiilor axiale în funcție de timp (figura 3.63), descrisă de ecuațiile:

$$(3.111) \quad \xi(t) = \varepsilon_{el} + \varepsilon_{neel} = \frac{\sigma}{G} + \sigma \sum_{i=1}^n \frac{1}{G_i} \left[1 - \exp\left(-\frac{t_i}{T_{rel,i}}\right) \right], \quad \frac{t_i}{T_{rel,i}} = \text{const.}$$

$$\varepsilon_{pl} \ll \varepsilon_{el} + \varepsilon_{neel}$$

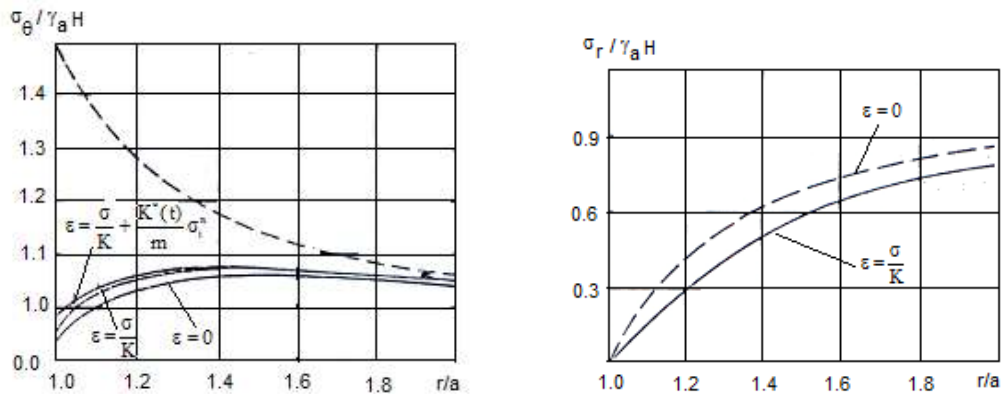


Figura 3.64- Starea de tensiune înainte și după săparea excavației.

Pe baza datelor se poate analiza influența diferiților factori asupra stabilității structurilor subterane și a zăcămintului; curbele caracteristice ale masivului de sare oferă posibilitatea de stabilire cu precizie suficient de mare a deplasării conturului lucrării în funcție de timp.

Stabilitatea rocilor și totodată, stabilitatea sării de pe conturul lucrărilor este puternic influențată de mecanismele de deformare la diferite temperaturi. Unul din aceste mecanisme foarte important este fracturarea, fie una preexistentă, fie o fracturare care poate fi creată, mecanism care modifică permeabilitatea rocilor. În mecanica rocilor, pentru a studia stabilitatea rocilor se utilizează factorul de stabilitate, ca raport între tensiunea principală la rupere și tensiunea principală aplicată (σ_{1f} / σ_1). Wilkins (1974) [A162] arată că variația acestui factor de stabilitate este dat de o relație de tip exponențial, de forma:

$$(3.113) \quad \frac{dY}{dt} = \frac{1}{n-2} Y^{3-n} Q^{2-n}$$

în care: $Y = \sigma_{1f} / \sigma_1$; Q – constantă ce depinde de starea de tensiune, pentru tracțiune $Q = 1$ și pentru compresiune $Q > 1$, (secunde) $^{1/(n-2)}$.

Utilizând modelarea numerică și desigur, considerând și influența timpului (Wilkins și Rigby, 1989) [A162], s-a stabilit viteza de deplasare a rocii pe conturul excavației și deformațiile de fluaj a rocilor pentru o distribuție Y dată pe conturul cavității și pentru n și Q cunoscute. Pentru o excavație cilindrică (figura 3.64) starea de tensiune în coordonate cilindrice după săparea acesteia, este următoarea:

$$(3.114) \quad \sigma_r = -p \left[1 - \left(\frac{r_0}{r} \right)^2 \right] ; \quad \sigma_\theta = -p \left[1 + \left(\frac{r_0}{r} \right)^2 \right] ; \quad \sigma_z = -p_z$$

unde: r – distanța pe direcție radială; r_0 – raza pentru $t = 0$; se precizează că s-a considerat compresiunea negativă.

La rupere, tensiunea principală [A84; A85; A162] este:

$$(3.115) \quad \sigma_{1f} = |\sigma_3| + \sigma_c \left(m \frac{\sigma_3}{\sigma_c} + s \right)^{\frac{1}{2}}$$

în care: σ_c – rezistența la compresiune; m și s – constante.

Tensiunile principale respectă condițiile:

$$\begin{aligned} \sigma_1 &= \sigma_\theta && \text{- întotdeauna} \\ \sigma_3 &= \sigma_r && \text{- pentru } 1 < X < \beta \\ \sigma_3 &= \sigma_z && \text{- pentru } \beta < X < \infty \end{aligned}$$

cu: $X = r / r_0$ și β definit în figura 3.65.

Factorul de stabilitate este dat de expresia:

$$(3.116) \quad Y = \frac{\sigma_{1f}}{\sigma_\theta} = g(X) \quad \text{pentru } 1 < X < \infty$$

Fracturarea va determina o scădere în timp a rezistenței la compresiune σ_c și a factorului de stabilitate Y ; se presupune că modulul de elasticitate al rocii și starea de tensiune rămân aceleași pentru $Y > 1$. În acest model s-a presupus că pentru $Y = 1$ rocile sunt fracturate și raza excavației se reduce. Prin integrarea mărimii dY/dt , se obține:

$$(3.117) \quad t = Q^{n-2} (Y_2^{n-2} - Y_1^{n-2})$$

unde: $Y_2 > Y_1 > 0$ și t este timpul (secunde) necesar pentru ca Y_2 să scadă la Y_1 . În figura 3.64 este reprezentată distribuția factorului de stabilitate Y pentru $t = 0$, $Y = g(X)$, respectiv $Y = f(X)_1$, cu funcția $f(X)_1$ obținută plecând de la ecuația rezultată după integrare:

$$(3.118) \quad f(X)_1 = \left[\int X^{n-2} - \int a^{n-2} + b_1^{n-2} \right]^{1/n-2}$$

cu (a, b_1) – coordonatele lui X și Y pentru fiecare punct $f(X)_1$. Dacă $b_1 = 1$, atunci raza va fi $(r_0 a)$.

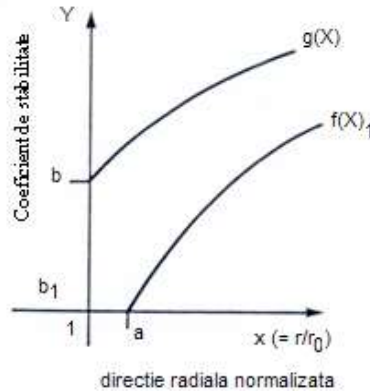


Figura 3.65- Factorul de stabilitate în raport cu direcția radială normalizată (după Wilkins et Rigby, 1989).

Dacă X și Y iau o valoare negativă, atunci funcția $f(X)_1$ nu există, iar factorul de stabilitate nu are sens fizic, deoarece valorile negative ale acestuia nu sunt posibile și raza trebuie să fie mai mare de 0. Ecuația timpului devine:

$$(3.119) \quad t(1) = \int a^{n-2} - b^{n-2}$$

Deplasările relative în plan orizontal pot fi obținute plecând de la distribuția lui Y pentru diferite valori ale timpului; pentru $t = 0$, poziția relativă este descrisă de valoarea corespunzătoare X , respectiv Y , iar pentru $t > 0$ și pentru aceleași valori ale lui Y , noile poziții și deplasări sunt definite și astfel se poate calcula deformația de-a lungul direcției radiale (figura 3.66).

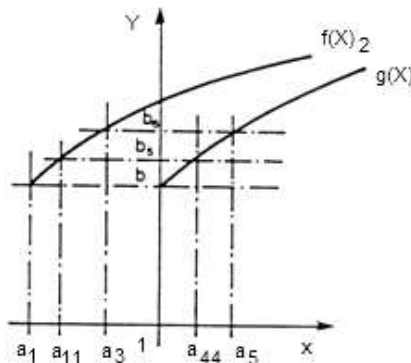


Figura 3.66- Factorul de stabilitate în raport cu direcția radială normalizată după transformare.

Deformația radială variază de la $(1 - a_1)$ la 0, dacă X variază de la 1 la ∞ , fiind dată de următoarea expresie:

$$(3.120) \quad \varepsilon_r = \frac{a_1(a_3 - a_{11}) - (a_5 - a_{44})}{a_5 - a_{44}}$$

Pentru ca deformația radială să fie mică, trebuie ca diferența $(a_3 - a_{11})$ să fie mică; presupunând că $f(X)_2$ este paralelă cu $g(X)$, atunci în domeniul $0 < X < \infty$ deformația radială este $\varepsilon_r = 0$. Acest model stabilește pe de o parte viteza de manifestare a fluajului rocilor intacte, iar pe de altă parte deformația pe conturul lucrărilor ținând seama de dependența timp – fracturare; aceste mărimi depind de rezistența rocii, de starea de tensiune și în special de n (exponentul fracturării). În adâncime, tensiunile in situ cresc și Y scade, iar microfracturarea este semnificativă. Unul din dezavantajele modelului este faptul că ignoră variația modului de elasticitate ca efect al fracturării; ruperea rocilor apare când $Y = 1$, însă în practică rocile sunt situate într-o stare de

compresiune triaxială, ceea ce arată că de fapt σ_3 nu se poate reduce la 0 pentru $Y = 0$, scăderea lui Y în orice punct poate fi mică. Spre exemplu, dacă vorbim despre o cavitate subterană în care există saramură, presiunea saramurii va reduce microfracturarea existentă și prin urmare, $\sigma_3 > 0$ [A13; A28; A29].

3.7. Concluzii privind comportamentul reologic a sării

Acest capitol are la bază un studiu strict bibliografic pe care l-am realizat pe perioada unui an de zile în Franța, incluzând o inventariere a exploatărilor de sare și contextelor geologice și hidrogeologice asociate acestora [A28; A29]; evidențierea mai multor tipuri de configurații de exploatare pot fi asociate tipurilor de riscuri specifice. În acest sens, s-a încercat stabilirea efectelor pentru a putea identifica mecanismele și fenomenele asociate cavităților saline. În acest capitol, atenția a fost îndreptată în principal pe studiul comportamentului neelastice – reologic al sării, mai precis pe o sinteză a legilor de comportament existente în literatură, scopul fiind ca în baza informațiilor din literatură să realizez un program numeric de calcul care să simuleze comportamentul termo – hidro – mecanic al sării în contextul analizei stabilității pe termen lung a cavităților subterane, inclusiv a celor umplute cu saramură.

De multe ori se afirmă că răspunsul materialelor la o solicitare mecanică a fost instantaneu (chiar dacă acest răspuns ar fi putut depinde de calea urmată până la starea actuală considerată). De fapt, frecvent se observă, atât în laborator, dar mai ales în lucrările subterane, o serie de efecte neelastice. Printre materialele sau mai corect, rocile care prezintă asemenea efecte, sarea constituie exemplul cel mai mult studiat, datorită, în special, numeroaselor lucrări subterane (foraje, exploatarea sării, stocaje subterane) realizate în formațiunile subterane salifere. Comportamentul acestui material este foarte complex și, așa cum se știe, în realitate inginerul nu are ambiția necesară de a descrie acest comportament într-o manieră exhaustivă; inginerul încearcă să determine o relație de comportament în interiorul unui anumit domeniu de tensiuni, temperaturi, căi de solicitare care sunt utile pentru problema concretă pe care el caută să o rezolve [A28; A29].

Pentru a obține ecuația de stare care descrie comportamentul reologic, trebuie să stabilim de la început particularitățile comportamentului mecanic al sării, adică:

- neliniaritatea tensiune – deformare sub acțiunea unei solicitări constante;
- variația deformației la fluaj la sarcină constantă;
- prezența microfisurației și în consecință, creșterea de volum, fenomene care depind de dilatanță.

Curba caracteristică tensiune – deformare oferă posibilitatea încadrării rocilor într-o anumită clasă de comportament; aceasta este utilă și pentru alegerea legii de comportament reologic. Studiile efectuate pe sare arată că aceasta prezintă un comportament elasto – văscoplastic. Se observă în mod curent cele trei faze de fluaj cu o curgere plastică – neelastică, ce se produce uneori cu dilatanță; chiar pentru același nivel de tensiune deformațiile neelastice – reologice pot fi superioare deformațiilor instantanee și se caracterizează printr-o ireversibilitate cvasitotală. Pentru a putea cunoaște comportamentul real și pentru a stabili corect legea de comportament a sării, trebuie să analizăm factorii sau parametrii care influențează comportamentul sării și efectele mecanice pe care le determină acești parametrii (figura 3.67).

Analogia curbei de fluaj a sării geme cu cea a metalelor a determinat cercetătorii să considere pentru fluajul sării (fără rupere) două faze (sau stadii) principale: tranzitorie și staționară, ultima prezentând în principal interes (de fapt, faza fluajului staționară sau secundară sau stabilizat interesează în mod practic în analiza stabilității pe termen lung a oricărei lucrări subterane). Prin urmare, aceștia estimează că fluajul sării trebuie să prezinte aceleași proprietăți ca și în faza secundară a fluajului metalelor, adică:

- omogenitate și izotropie;
- deformare cu volum constant;
- numai influența deviatorului de tensiune.

Dacă sarea este supusă unei tensiuni constante, după ce a înregistrat o fază de fluaj descrescător corespunzătoare fazei fluajului tranzitoriu, sarea tinde spre un regim caracterizat de o viteză de deformare constantă. Cu toate acestea, reamitesc că există o controversă în ceea ce privește deosebirea între cele două faze de fluaj.

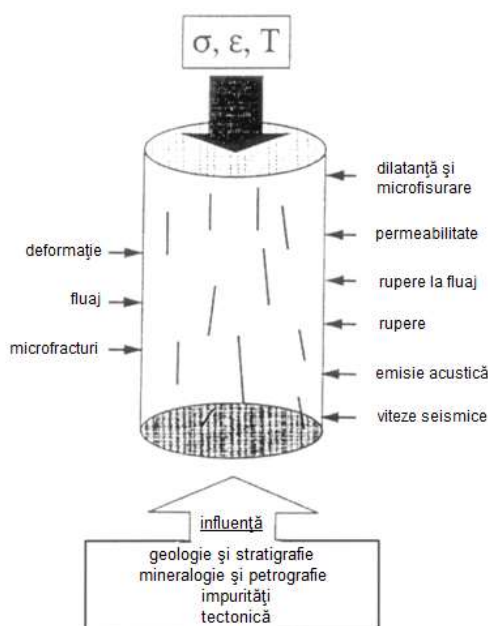


Figura 3.67- Efecte mecanice și parametri de influență asupra comportamentului la deformare a unui eșantion de sare gemă.

Numeroasele studii existente în literatură prezintă micromecanismele capabile să declanșeze deformare sării. Sarea este o rocă policristalină constituită din cristale de NaCl, în structura sa atomică prezentând defecte sau dislocații. La punerea sub sarcină a sării, în starea inițială, structura dislocațiilor se modifică foarte puțin, după care ea devine aproape heterogenă la începutul fazei tranzitorii, începe să se producă o deformare și dislocațiile se deplasează spre o stare stabilă. Una din mișcările realizate de dislocații este alunecarea, fenomen care apare la fluajul staționar, în condiții de temperaturi scăzute și solicitări importante. Dacă dislocațiile întâlnesc în calea lor obstacole, atunci discutăm de creșteri ale dislocațiilor, fenomen care produce poligonizația cristalelor. Acesta este caracteristic temperaturilor mai mari de 100 °C și tensiunilor scăzute (după diminuarea valorii tensiunii care a permis alunecarea dislocațiilor).

Alte fenomene care produc deformății, sunt:

- difuzia, care determină o deformăție plastică;
- recristalizarea, corespunzând în principal generării și deplasării frontierelor intergranulare.

Fenomenele microscopice și diferitele caracteristici macroscopice ale fluajului sării sunt influențate de factorii externi, cum sunt [A11; A28; A29]:

- temperatura;
- higrometria (prezența unui fluid, în special saramura);
- tensiunile sau viteza de solicitare (prin tensorul și deviatorul tensiunilor);
- anizotropia;
- timpul.

Influența tensiunii de confinare a făcut obiectul multor discuții în studiul reologiei sării în laborator. Se afirmă că, cu cât tensiunea de confinare este mai mare, cu atât procentul de deformare este mai scăzut, în particular în faza fluajului tranzitoriu, fenomen care pare să se estompeze în faza secundară. Valoarea de 3,5 MPa considerată pragul de tensiune de la care procentul de deformare este în principal în funcție de deviatorul de tensiune. Dacă se consideră că sarea se deformează fără microfisurare, se pare că numai deviatorul tensiunilor are o influență reală asupra deformățiilor. În mod obișnuit, efectul tensiunii de confinare este neglijat în formularea legii de comportament reologic a sării.

Sarea pare să prezinte o memorie a solicitării suferită ulterior. Istoriile termomecanice cele mai recente influențează avantajos deformăția în curs. După o anumită perioadă de timp sarea va uita aceste istorii, deci ea reprezintă un material fără memorie. Studiile la scări micro și macroscopice au permis identificarea caracteristicilor comportamentului reologic a sării în laborator și dezvoltarea de diferite modele reologice de comportament.

Principalele caracteristici ale sării în laborator, sunt:

- fluajul;
- tendința de ecruisare sub sarcină;

- revenirea sau descărcarea;
- relaxarea;
- memoria.

În raport cu tipul de micromecanism sau tipul de fluaj considerat, legile de comportament pentru sare pot fi divizate în trei clase:

- legi logaritmice sau exponențiale care modelează fazele de fluaj tranzitoriu și staționar;
- legi putere, care descriu faza fluajului staționar și de asemenea ecruisarea;
- legi sinus hiperbolic, inspirate din fenomenele microstructurale responsabile de apariția și dezvoltarea deformației. Ele modelează fluajul staționar sau ecruisarea.

Formularea diferitelor legi de comportament este realizată în general în funcție de tensorii tensiunilor, ai vitezelor de deformații și de tensiuni, de timp și de temperatură. Legile de comportament pot corespunde fie modelelor empirice (dar care nu sunt legi generale) obținute direct prin încercări de laborator, fie modelelor analogice care exprimă diferite tipuri de comportament: elastic, plastic, vâscos, elasto – plastic, elasto – vâscos, elasto – vâscoplastic etc. Ultimele modele consideră că timpul are o influență importantă asupra comportamentului rocilor.

Voi prezenta în continuare un scurt recapitulativ al opiniilor personale referitoare la diferitele modele dezvoltate pentru sarea gemă, opinii care au fost dezvoltate în cuprinsul acestui capitol:

- *Modelul lui Pouya* permite explicarea aspectelor comportamentului rezultat numai din deformarea granulelor și interacțiunilor mutuale ale acestora. Legea de comportament propusă este obținută plecând de la un model de fluaj staționar, completat de un fluaj tranzitoriu exponențial;
- *Modelul bazat pe formularea lui Boltzmann*, reprezintă destul de bine fluajul sării oricare ar fi deviatorul de tensiune, dacă temperatura este ridicată. La temperatură medie și pentru deviatori mari de tensiuni, această formulare pare să fie ușor insuficientă;
- *Legea Norton – Hoff* de tip putere utilizată în toată lumea, descrie faza fluajului tranzitoriu; ea consideră că peste această fază viteza de fluaj se stabilizează;
- *Legea lui J. Lemaître*, utilizată cu precădere în Franța și într-o mai mică măsură în Germania, descrie fenomenul de ecruisare continuu legat de descreșterea vitezei de fluaj. Această lege nu face deosebirea între fluajul tranzitoriu și fluajul secundar, ea considerând că viteza de fluaj se diminuează foarte lent în timp. În acest caz, deformația vâscoplastică depinde de asemenea de viteza de deformare. Predicțiile obținute cu modelul lui Lemaître sunt bune pentru fluaj oricare ar fi durata încercării, temperatura sau deviatorul tensiunilor. Un asemenea model ajustat pentru o încercare ciclică în tracțiune dă parametrii de același ordin ca și cei rezultați din modelul Lemaître ajustat în cazul unei încercări la fluaj în compresiune;
- *Modelul lui Robinson* tratează numai deformațiile neelastice prin intermediul legii cinetice care include o variabilă de ecruisare izotropă și alta direcțională sau de ecruisare cinematică;
- *Modelul lui Munson – Dawson* fondat pe baza legii deformației de ecruisare (principiul superpoziției – Boltzmann), descrie variația componentei fluajului tranzitoriu în urma descreșterii vitezei de fluaj și componenta fluajului secundar la o viteză de fluaj constantă. Avantajul modelului lui Munson – Dawson este că poate modela comportamentul la fluaj pentru diferite grade de solicitare și la diferite temperaturi;
- *Modelul lui Garofalo* stabilit în funcție de puterea sinusului hiperbolic a deviatorului, reprezintă bine și pare adecvat în estimarea comportamentului reologic a sării de Etrez și Varangéville, fiind un model capabil să prezică revenirea parțială;
- *Modelul Suvic* este un model unificat cu variabile de stare interne, formulat pentru regimul ductil și semifragil, în care deformația neelastică este slab influențată de fenomenul de microfisurare. Se consideră influența istoriei solicitării asupra deformației. Acest model reușește să reprezinte un mare număr de parametri ai sării, însă necesită un anumit cost în laborator. Prezintă avantajul de a fi bazat pe considerații fizice, ceea ce îl apropie de comportamentul real al sării;
- *Modelul compozit* al deformației plastice în funcție de heterogenitatea structurii dislocației, capabil să prevadă comportamentul reologic și termomecanic a sării pe termen lung în jurul unei cavități de stocare subterană, model bazat pe microstructura și mecanismele fizice de deformare. Ecuația constitutivă de comportament exprimă fluajul tranzitoriu și fluajul staționar, modificările volumice ireversibile (dilatanta și / sau compresibilitatea) în timpul

fluajului, ecruisarea și microfisurarea induse prin fluaj și ruperea. Acest model oferă posibilitatea de a cunoaște zona din jurul unei cavități subterane în care fenomenul de microfisurare devine posibil și progresiv și totodată, modul de propagare a fisurilor în masivul de rocă. Modelul compozit poate fi folosit în general în cazul rocilor cristaline.

O diferență fundamentală între aceste modele sau legi de comportament constă în luarea în considerare sau nu a deformației de ecruisare. Spre exemplu, o asemenea diferență apare clar în cazul legii de tip putere Norton – Hoff (fără ecruisare) și celelalte legi prezentate. Se observă, pentru majoritatea modelelor, că ele nu consideră fenomenul de dilatanță. De fapt, încercările triaxiale rapide asupra sării demonstrează faptul că deformațiile laterale pot depăși deformațiile axiale, adică *sarea este caracterizată prin dilatanță*. Ea se constituie indicatorul eficient al apariției microfisurării, fenomen conducând la creșterea semnificativă a permeabilității sării și deci la diminuarea etanșeității inițiale a acesteia, fenomen care nu poate fi neglijat în analiza stabilității lucrărilor subterane executate în masive de sare.

În literatură regăsim puține informații și date experimentale referitoare la relaxare. Diferența între valorile parametrilor reologici obținuți prin încercările la fluaj și respectiv la relaxare poate să apară fie prin neluarea în considerare a salturilor pe care le înregistrează deformația la modificarea deviatorului de tensiune, fie prin maniera de a realiza încercarea (spre exemplu, fluajul în compresiune și relaxarea în tracțiune) sau chiar și prin dependența parametrilor de durata încercării. Cunoașterea aspectelor fenomenologice ale fluajului și relaxării plecând de la încercările experimentale oferă posibilitatea de a stabili ecuațiile matematice care exprimă influența diferiților parametri asupra comportamentului reologic. Validarea unei legi de comportament și calculul parametrilor implicați în ecuația constitutivă, depinde foarte mult de rezultatele obținute experimental și / sau in situ. Interpretarea fizică a parametrilor reologici experimentali trebuie să fie realizată prin intermediul teoriilor cantitative de fluaj, bazate pe micro și macromecanismele cunoscute și prezentate în acest capitol [A28; A29].

O sursă importantă de informare este încercarea de fluaj: unei epruvete de rocă cilindrică i se aplică o sarcină axială constantă (încercare monoaxială) completată eventual prin presiunea unui fluid (sau confinare) exercitată pe suprafața laterală a epruvetei (încercare triaxială). Se observă un răspuns elastic instantaneu, după care, prin menținerea în continuare a sarcinii mecanice, o continuare a deformării axiale a epruvetei. Viteza de deformare descrește la început, timp de câteva săptămâni (fluaj primar sau tranzitoriu) și tinde spre o valoare aproape constantă (fluaj secundar sau stabilizat, numit „steady-state” în engleză). O serie de cercetători estimează că viteza continuă să descrească lent, chiar și în timpul acestei faze (ecruisajul sării geme), însă majoritatea autorilor estimează că această viteză rămâne constantă, afirmație făcută plecând de la argumentele fondate pe micromecanismele produse în timpul deformării [A28; A29]. O dovadă experimentală care să definitiveze existența unui fluaj stabilizat, ar necesita fără îndoială încercări foarte lungi (chiar de ordinul deceniului) și care, desigur că sunt inaccesibile. Măsurători ale deformării pilierilor, efectuate în mine de sare, pe o perioadă de 30 de ani de la terminarea exploatării, au pus de asemenea în evidență faptul că pilierii au înregistrat o evoluție în stil tranzitoriu, pe o perioadă de 15 ani, caracterizată printr-o viteză de fracturare descrescătoare, după care, viteza foarte scăzută (ca mărime), a atins o valoare constantă, care invocă practic fluajul secundar. De fapt, intervine și forma concretă a sarcinii aplicate, care trebuie să ne îndrume spre formularea corectă a legii de comportament: dacă structura este supusă, perioade îndelungate de timp, la solicitări practic constante (mine abandonate, stocaje de hidrocarburi lichide, chiar de deșuri), este logic de a privilegia fluajul stabilizat și de a neglija faza tranzitorie. Din contră, situațiile mai complexe (stocare de gaz natural supus ciclurilor frecvente de injectare și extragere), ne „invită” la o analiză detaliată a comportamentului tranzitoriu. O lege de comportament corectă este, întotdeauna, o schematizare, care trebuie să fie ghidată către natura particulară a lucrării pentru care ea va fi utilizată.

Faza „secundară” a atras atenția numeroșilor cercetători, datorită importanței practice pe care o are în cazul lucrărilor subterane și se pare, că s-a stabilit un acord asupra câtorva idei (figura 3.68):

- nu există „prag” de apariție a fluajului, pe care să-l punem în evidență, chiar și sub încărcări mai mici de 0,1 MPa. Absența unui asemenea prag sau criteriu de apariție a vâsco-plasticității, dovedește comportamentul unui fluid și explică existența frecventă a fenomenelor geologice caracterizate de deformații foarte mari ale sării, așa cum sunt domurile sau diapirele;

- în urma unui fluaj stabilizat (secundar), viteza de deformare este o funcție neliniară de tensiunea axială aplicată sau, în cazul unei încercări triaxiale, numai de diferența dintre tensiunea axială aplicată și presiunea de confinare (laterală). În general, trasând curba care reprezintă viteza de fluaj stabilizat în funcție de tensiunea aplicată, într-o diagramă logaritmică „log – log”, se stabilește că viteza de deformare a sării este proporțională cu o putere „n” a tensiunii aplicate, exponentul n fiind tipic cuprins între 3 și 6 (legea de tip putere sau legea lui Norton – Hoff). În practică, deseori se determină exponentul n în urma efectuării încercărilor „multipalier” (fluaj în trepte): se crește etapizat tensiunea aplicată, așteptând să se atingă, pentru fiecare palier, regimul stabilizat.

Temperatura la care se efectuează încercarea joacă un rol important: dacă se crește temperatura cu 100 °C, viteza de deformare poate să crească de la 10 la 10². Se constată totodată, în urma unei încercări monoaxiale, atunci când fața laterală este în contact cu aerul atmosferic (mediul ambiant), efectul higrometriei, adică al umidității aerului. Viteza de deformare se poate modifica de până la de două ori, atunci când umiditatea variază în spectrul de valori posibile. Aceste remarci arată importanța verificării condițiilor de încercare.

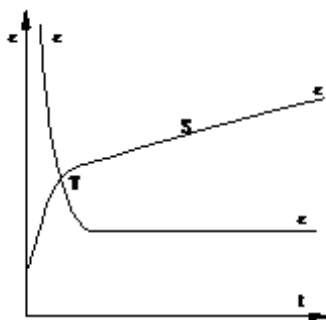


Figura 3.68- Curbe deformare – timp și viteză de deformare – timp, cu marcarea răspunsurilor tranzitorii (T) și stabilizate (S); sarcina aplicată este constantă.

Aceste caracteristici principale prezentate, pot fi rezumate prin următoarea expresie a vitezei de deformare monoaxială (construcțiile și compresiunile sunt negative):

$$(3.121) \quad \dot{\varepsilon} = \frac{\sigma}{E} + \alpha T + \varepsilon_t - A \exp\left[\frac{Q}{RT}\right] |\sigma|^n$$

Primii doi termeni din membrul drept reprezintă deformațiile termoelastice; al treilea termen este deformația tranzitorie, pe care nu am descris-o aici, dar care în timp tinde spre zero, atunci când sarcina este menținută constantă. În acest model foarte simplu, în condițiile în care σ este cuprins între 5 MPa și 15 MPa, temperatura T variază în limitele valorilor de 300 K și 400 K, iar pentru a descrie fluajul stabilizat sunt suficiente trei constante (A, Q/R, n).

În tabelul 3.9 sunt prezentate valorile tipice ale celor trei constante, pentru 15 tipuri diferite de sare. Se remarcă faptul că legea de fluaj stabilizat arată clar că adâncimea la care se află o lucrare va avea o influență considerabilă asupra comportamentului său, deoarece ea face ca intensitatea tensiunii aplicate (σ) și a temperaturii (T) să crească.

Generalizarea legii de fluaj la o stare tridimensională se realizează admitând că fluajul are loc la volum constant (ceea ce înseamnă că $\text{tr } \dot{\varepsilon} = 0$); tensiunea echivalentă deviatorică, $\sqrt{3} J_2$, joacă un rol echivalent celui pe care îl are tensiunea σ în cazul unei încercări monoaxiale.

Categoric că descrierea făcută anterior nu epuizează complexitatea modului de comportare al sării, însă este totuși utilă în cazul lucrărilor pentru care istoricul încărcării este destul de simplu (mine, stocaje de produse petroliere menținute la presiune constantă). Încercarea de descărcare parțială ilustrează practic această complexitate; ea constă în realizarea unei încercări de fluaj, apoi, atunci când este atins fluajul stabilizat, în reducerea tensiunii axiale aplicate (sau, în general, a tensiunii echivalente deviatorice) de la 20 % la 50 % (figura 3.69). Se observă, după descărcarea elastică, o fază de fluaj cu dilatare axială (evident că, un eșantion supus la compresiune axială se deformează, înregistrând scurtări pe verticală și alungiri pe orizontală). În continuare, viteza de deformare care inițial este pozitivă, scade progresiv (construcțiile sunt negative), până când atinge viteza de fluaj stabilizat (negativă), corespunzând noii tensiuni aplicate. Trecerea către acest nou regim stabilizat poate fi extrem de mare ca durată; vorbim atunci de **ezitare la fluaj**.

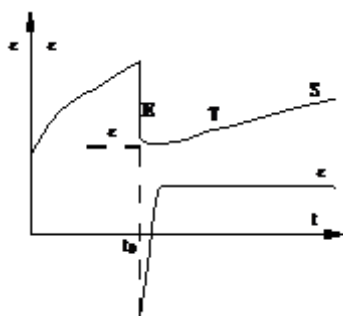


Figura 3.69- Curbele deformație – timp și viteză de deformare – timp, pe care se disting răspunsurile elastice (E), tranzitorii (T) și stabilizate (S) – cazul unei descărcări parțiale; sarcina aplicată este redusă la momentul t_0 .

Acest fenomen poate prezenta importanță în practică, spre exemplu, în cazul încercărilor de etanșitate a cavernelor de stocare. La începutul încercării, se crește sensibil presiunea fluidului, pentru care se va urmări ulterior evoluția sa în vederea verificării etanșității. Sarea este astfel supusă, la începutul încercării, la o reducere a tensiunii deviatorice și cavitatea își mărește volumul pe o perioadă de mai multe zile, provocând o scădere bruscă a presiunii fluidului conținut de aceasta și în consecință, iluzia unei pierderi de fluid.

Fenomenul trebuie modelat prin introducerea unei variabile interne, care ține seama de ecruisarea cinematică. Această metodologie permite abordarea celei de-a treia probleme, adică efectul încărcărilor ciclice, nesimetrice. În situația acestor încărcări, valoarea medie a tensiunii aplicate nu este nulă, iar amplitudinea ciclurilor este aceea în care epruveta nu este niciodată supusă la o întindere (tracțiune). Modelele simple, așa cum este modelul propus de J. Lemaître pentru metale:

$$(3.122) \quad \dot{\varepsilon} = \frac{\dot{\sigma}}{E} + \alpha \dot{T} + \dot{\varepsilon}_{vp}$$

$$\dot{\varepsilon}_{vp} = A \exp \left[-\frac{Q}{RT} \right] \varepsilon_{vp}^{-m} |\dot{\sigma}|^n, \quad m < 1$$

care oferă o reprezentare destul de corectă a fluajului tranzitoriu, țin seama, am putea afirma într-o manieră convenabilă, de rezultatele încercărilor ciclice sau a fazelor tranzitorii ale încercărilor de fluaj în trepte de tensiune sau de temperatură. Aceste modele, permit stabilirea comportamentului golurilor subterane (cavernelor) supuse la presiuni variabile (așa cum ar fi spre exemplu, cele folosite la stocarea gazului natural), cu rezultate într-un acord destul de bun cu variațiile de volum observate. O modelare mai precisă ar impune însă includerea unei combinații de ecruisaj cinematic și izotrop, caz în care modelele vor necesita determinarea unui număr mare de parametri. Cum însă, în general, nu se dispune decât de determinări relativ „grosiere” ale comportamentului real al unei lucrări subterane, de cele mai multe ori este foarte greu să fie complet validate modele sofisticate, mai ales ținând seama și de faptul că rezultatele încercărilor de laborator sunt deseori dispersate. Se ajunge totodată, la o dificultate comună ansamblului mecanicii rocilor, și anume: încercările de laborator și calculele numerice au cunoscut o dezvoltare impresionantă (și de ce să nu recunoaștem aici, ele sunt, în multe situații, mai puțin costisitoare) comparativ cu încercările in situ; o mare parte însă a previziunilor efectuate sau stabilite într-o situație sau alta nu pot fi verificate cu o precizie mare.

Pentru a concluziona, aș indica aici câteva din tendințele actuale ale cercetării: fluajul sub o solicitare (încărcare) mică (de ordinul $\sigma < 3$ MPa, $T = 300$ K), pare să se realizeze la viteze mai mari decât cele pe care le prevede extrapolarea legii de fluaj stabilizat (relația 3.121), cu consecințe practice importante. Pe de altă parte, am spus că fluajul stabilizat avea loc fără variație de volum: de fapt, dacă tensiunile aplicate ies (sau depășesc) dintr-un domeniu descris printr-un criteriu de formă parabolică în planul lui Mohr, atunci apare o dilatanță asociată cu o microfisurare difuză a materialului. Efectul acesteia este de a crește spectaculos influența higrometriei (a umidității) ambiante sau a permeabilității sării, cu consecințe practice importante, întrucât permeabilitatea sării este una din calitățile sale esențiale pentru care este exploatată în anumite scopuri. Raporturile dintre starea de tensiune, presiunea fluidului din pori și permeabilitate, constituie un subiect important al cercetărilor actuale, legate de problema depozitării deșeurilor lichide în cavitățile subterane [A28; A29].

4

METODE NUMERICE UTILIZATE ÎN STUDIUL COMPORTAMENTULUI LA DEFORMARE A ROCILOR ȘI A SĂRII

4.1. Analiza rocilor discontinui prin element finit

În contextul lucrărilor subterane, masa de rocă prezintă fisuri, fracturi și se deformează de-a lungul planelor preexistente ale defectelor structurale (discontinuități, plane de separare etc.). Dacă tensiunea normală de-a lungul acestor suprafețe depășește 50 % din rezistența la compresiune neconfinată a rocii de pe conturul lucrării, discontinuitățile vor prezenta grade de libertate suplimentare și prin urmare, pentru a avea certitudinea stabilirii corecte a comportamentului rocilor, trebuie avută în vedere și influența acestora.

În ceea ce privește exploatarea subterană, studiile geologice pot oferi în mod rezonabil informații referitoare la orientarea și poziția absolută a discontinuităților majore; atunci, va exista posibilitatea utilizării metodelor statistice relativ la aceste discontinuități. De fapt, discontinuitățile nu pot fi cunoscute decât statistic; de exemplu, orientările și abaterile medii sunt prezentate cu o anumită exactitate.

Utilizarea metodelor de calcul deterministe impun, într-o primă fază, identificarea cu claritate a combinațiilor cele mai dificile ale planelor discontinuităților și în continuare, analizarea numai a situațiilor respective. În plus față de informațiile geologice și structurale este o necesitate să se dispună de o descriere a proprietăților mecanice ale fiecărei discontinuități. Deoarece proprietățile discontinuităților, a straturilor intermediare, a intercalațiilor posibile existente în masa de rocă depind într-o măsură considerabilă de tensiunile care se dezvoltă, la caracterizarea forfecării, a deformabilității și a rezistenței fiind necesar să se realizeze și o estimare a stării de tensiune [A3; A41; A42; A43; A44; A71; A72; A73; A74; A94; A95].

4.2. Proprietăți mecanice ale discontinuităților

4.2.1. Compresiune

R.E. Goodman și C.St. John au studiat o fisură deschisă inițial, pentru care proprietățile depind de starea rocii, rezistența acestei și de tensiunea normală, figura 4.1.

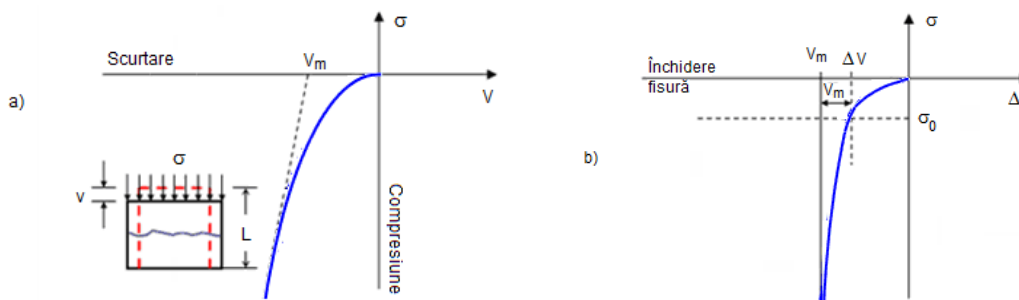


Figura 4.1- Deformația normală a unei discontinuități.

4.2.2. Forfecare

Se presupune că în timpul unei încercări de forfecare toate rotațiile sunt limitate (putem avea 6 grade de libertate: 3 în translație și 3 în rotație) și că deformația normală apare în mod continuu sub o tensiune normală constantă (figura 4.2). În acest caz, principalii parametri sunt rigiditatea la forfecare k_s , rezistența maximă (sau de vârf) τ_p , rezistența reziduală τ_r , deplasările reziduale u_p și u_r și gradul (sau coeficientul) de dilatanță, exprimat prin:

$$(4.1) \quad \text{tg } i = \frac{\Delta V(\tau_p)}{u_p}$$

Dilatanța începe după ce tensiunea de forfecare atinge o valoare semnificativă, iar maximum va fi când $\tau = \tau_p$; o dilatanță pronunțată va continua să se manifeste până în momentul în care este atinsă valoarea rezistenței de forfecare reziduală τ_r . Rigiditatea la forfecare k_s și maximum deplasării u_p se dezvoltă puțin, pe măsura creșterii tensiunii normale. Cercetătorul Barton [A41; A42; A43; A44], prin studiile și încercările efectuate, găsește că dilatanța este în întregime suprimată pentru o tensiune normală care se apropie de valoarea rezistenței la compresiune neconfinată, q_u , a rocii. Un an înainte ca Barton să afirme acest fapt, Ladanyi și echipa sa de cercetare (1970), arătau că dilatanța variază în raport cu tensiunea normală, conform relației:

$$(4.2) \quad \text{tgi} = \left(1 - \frac{\sigma_n}{q_u}\right)^4 \text{tgi}_0, \quad \sigma_n < q_u$$

După aceeași autori, rezistența maximă τ_p , este:

$$(4.3) \quad \tau_p = \frac{\sigma_n (1 - a_s) (\text{tgi} + \text{tg} \Phi_u) + a_s S_R}{1 - (1 - a_s) \text{tgi} \text{tg} \Phi_u}$$

unde: a_s – suprafața de contact a discontinuității:

$$(4.4) \quad a_s = \left(1 - \frac{\sigma_n}{q_u}\right)^{3/2}, \quad \sigma_n < q_u$$

S_R – rezistența la forfecare a rocii.

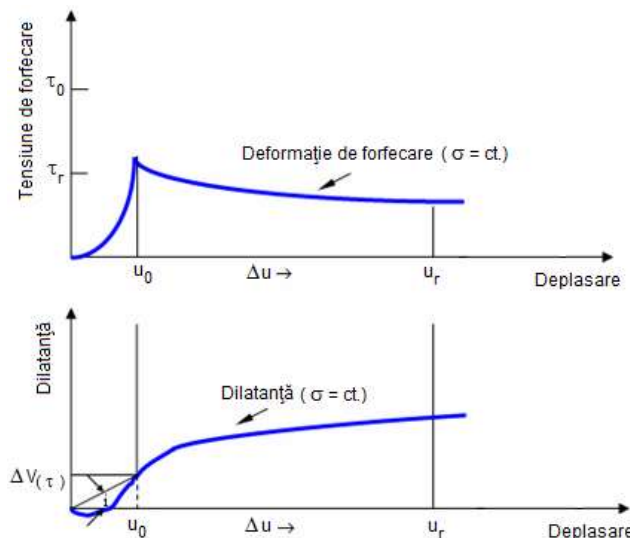


Figura 4.2- Forfecare sub tensiune normală constantă.

Relația oferită de Barton, în 1974, pentru determinarea rezistenței la forfecare a discontinuității în funcție de dilatanța înregistrată sub acțiunea unei tensiuni normale [A43], este:

$$(4.5) \quad \tau_p = \sigma_n \text{tg} \left(R \lg \frac{q_u}{\sigma_n} + \Phi \right)$$

cu: $R = 0 - 20$ reprezentând factorul de influență a rugozității discontinuității; dacă discontinuitatea conține un fluid sub o presiune p , atunci tensiunea normală efectivă va fi: $\sigma_n = \sigma_{\text{tot}} - p$.

4.2.3. Comportamentul rocilor discontinui

Rocile caracterizate prin prezența în masa lor a numeroaselor discontinuități, prezintă mai multe grade de libertate de translație și de rotație (figura 4.3); dat fiind faptul că fiecare discontinuitate este neliniară, comportamentul rocilor depinde de starea inițială de tensiune.



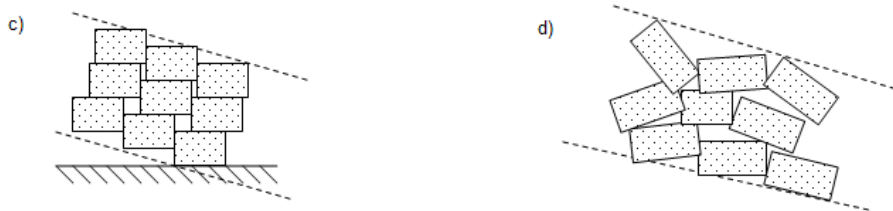


Figura 4.3- Deformarea rocilor discontinue: a) stare inițială; b) forfecare de-a lungul unui set de discontinuități; c) forfecare de-a lungul a două seturi de defecte; d) forfecare și rotație.

4.3. Element finit pentru discontinuități

Comportamentul rocilor, a masivului de roci real, caracterizat de prezența inerentă a diferitelor tipuri de discontinuități, poate fi modelat prin diverse metode numerice, una din cele mai cunoscute și des utilizate fiind metoda elementului finit. Rocile sunt considerate ca elemente solide care sunt în legătură cu elemente speciale, denumite în literatura de specialitate « discontinuități », elemente care sunt reprezentate schematic prin două linii având fiecare două puncte (figura 4.4). Pentru un astfel de element, vectorul deformație $\{\varepsilon_J\}$ este definit prin deplasările relative și rotațiile măsurate în centrul elementului.

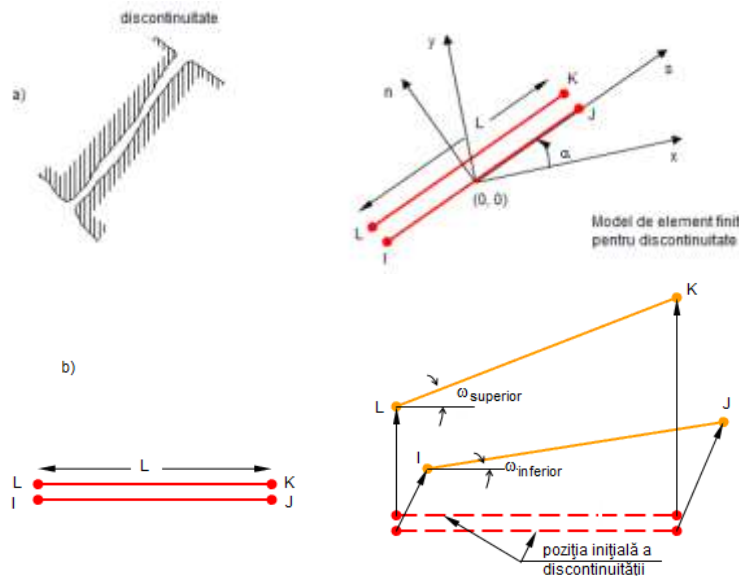


Figura 4.4- Reprezentarea unei discontinuități: a) model de element finit; b) rotirea elementului – a discontinuității.

Tensiunile locale ale elementului care reprezintă discontinuitatea sunt exprimate ca un vector tensiune. Limita superioară a elementului caracteristic discontinuității va înregistra o deplasare și în același timp o rotație (figura 4.5) [A71; A72; A73; A74]. Pentru determinarea rigidității de rotație, se presupune că în fiecare pereche de noduri I, L și J, K, închiderea (reducerea) discontinuității este proporțională cu forța nodală corespunzătoare în punctul considerat.

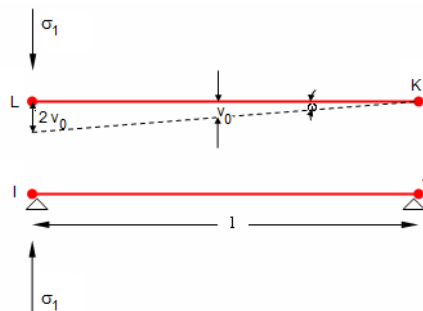


Figura 4.5- Schema de calcul a termenului rigidității de rotație k_{ω} .

Ecuțiile liniare dezvoltate urmărind deplasările punctelor nodale, dau o soluție care, în general, va presupune în anumite discontinuități tracțiuni și în altele forfecări excesive și uneori deplasări care vor produce o dilatanță. Se remarcă faptul că *sub acțiunea unei sarcini, discontinuitatea poate înregistra deplasări pe verticală* (deschideri și închideri sau altfel spus, creșteri sau reduceri ale deschiderii discontinuității), *deplasări de forfecare și dilatanță*.

În continuare, va fi prezentată o metodă de calcul dezvoltată de Goodman ș.a. în 1977, care s-a constituit ca bază în construirea blocului de calcul referitor la discontinuități, din programul THYME++ [A25; A30; A31].

4.3.1. Deschiderea și închiderea unei discontinuități

În ecuația:

$$(4.6) \quad \frac{\sigma_n - \sigma_0}{\sigma_0} = C \left(\frac{\Delta v}{V_m - \Delta v} \right)^t$$

se va înlocui $C = 1$ și $t = 1$ și se obține:

$$(4.7) \quad F_n = \left(\frac{\Delta v}{V_m - \Delta v} + 1 \right) F_{n,0}$$

unde: $F_{n,0}$ – forța inițială interioară în punctul nodal; Δv – diferența deplasărilor normale între perechea de puncte nodale, cauzată de creșterea forței normale $F_n - F_{n,0}$.

Parametrul fundamental care determină deformația normală este închiderea maximă V_{mc} (cantitate pozitivă), definită ca fiind cantitatea maximă ce poate închide discontinuitatea (fisură, fractură) din momentul aplicării sarcinii (figura 4.6).

Pentru o tensiune inițială în compresiune, σ_0 , acest maxim este:

$$(4.8) \quad V_m = \frac{-V_{mc}}{\sigma_0} \xi$$

Calculul începe cu o rigiditate normală unitară (forță / lungime³), rezultând diferențiala ecuației (4.7):

$$(4.9) \quad (k_n)_0 = \frac{\sigma_0}{V_m} = \frac{-\sigma_0^2}{\xi_{mc}}$$

Rigiditatea normală oferă o soluție a deplasărilor normale corespunzătoare punctelor nodale ale discontinuității modificate, deplasări care în realitate sunt contribuția deplasărilor datorate dilatanței $\Delta v(\tau)$.

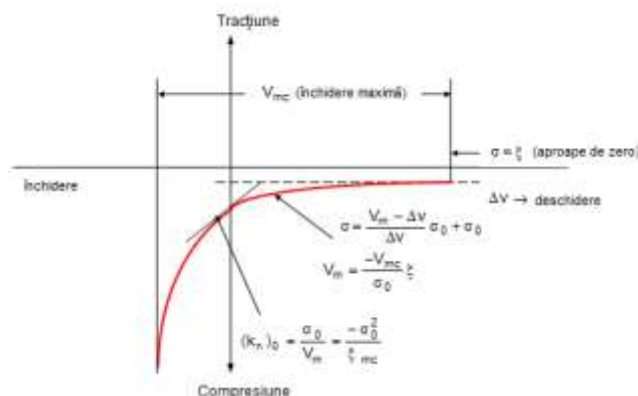


Figura 4.6- Forța normală și deplasarea normală în punctul nodal.

4.3.2. Forfecarea discontinuităților

Forfecarea poate fi tratată ca și un fenomen de deschidere a unei fisuri sau discontinuități; criteriul tensiunii de forfecare impus în comportamentul la deformare în forfecare este analog celui pentru curba tensiune normală – deschidere, deci tracțiune nulă. Inițial, tensiunea limită τ_p depinde de σ , conform criteriului de maxim al rezistenței de forfecare. Dacă tensiunea τ_p este depășită, rezistența scade, atingând valoarea reziduală τ_r , pentru care deplasările reziduale sunt u_r . Variația deplasării maxime (u_p) și reziduale (u_r) în funcție de tensiunea normală, σ , este:

$$(4.10) \quad u_{(+) } = u_p = \frac{\tau_p - \tau_0}{k_s}$$

$$u_{(-) } = u_r = \frac{M\tau_p - \tau_0}{k_s} \quad , \quad M > 1$$

În ceea ce privește variația rezistenței reziduale în forfecare, τ_r , în funcție de σ_n , Goodman (1977) presupune că pentru tensiunile normale foarte mari, comportamentul rocii devine plastic și în consecință, raportul presupune că, pentru tensiunile normale foarte mari, comportamentul rocii devine plastic și în concluzie, raportul $\tau_r / \tau_p = 1$. Presupunând că $\tau_r / \tau_p = B_0$ crește de la 0 pentru $\sigma_n = 0$ la valoarea 1, în situația în care $\sigma_n = q_u$ (rezistența la compresiune neconfinată), atunci rezultă:

$$(4.11) \quad \tau_r = \tau_p \left(B_0 + \frac{1 - B_0}{q_u} \sigma \right) \quad , \quad \sigma \leq q_u$$

$$\tau_r = \tau_p \quad , \quad \sigma \geq q_u$$

Parametrul B_0 permite diferențierea comportamentului unei discontinuități, intercalații în regim casant și plastic.

4.3.3. Dilatanța

Dilatanța descrie deplasarea normală $\frac{\partial \Delta v(\tau_p)}{\partial v(\tau)}$ cauzată de forfecare. Acest fenomen de dilatanță începe în jurul unei valori ale solicitării care se apropie, în funcție de rezistența rocii, de maximul încărcării. Dacă $\tau = \tau_p$, atunci: $\frac{v(\tau_p)}{u_p} = \dot{v} = \text{tgi}$. Într-o primă aproximare, deplasarea normală cauzată de dilatanță la o deplasare de forfecare, Δu , este:

$$(4.12) \quad \Delta v(\tau) = -\text{tgi} \left(|\Delta u| + \left| \frac{\tau_0}{k_s} \right| \right) \quad , \quad u_{(-) } \leq \Delta u \leq u_{(+) }$$

$$\Delta v(\tau) = -\text{tgi} \left(u_r + \left| \frac{\tau_0}{k_s} \right| \right) \quad , \quad \Delta u \geq u_{(+) } \quad \text{ou} \quad \Delta u \leq u_{(-) }$$

Valoarea absolută și semnul (-) ne dă informația că discontinuitatea devine mai pronunțată oricare ar fi semnul tensiunii de forfecare, ceea ce poate fi numit « **comportament dublu dilatant** ». După mai multe iterații, putem determina deplasarea de forfecare Δu_i în fiecare pereche de noduri a elementului care schematizează discontinuitatea și pentru fiecare element modificat $\Delta v_i(\tau)$. În cazul în care orice fel de manifestare a dilatanței este împiedicată de către elementele adiacente, atunci înseamnă că există forțe de compresiune aplicate în nodurile discontinuității, forțe egale în amplitudine cu dilatanța multiplicată cu rigiditatea discontinuității. Creșterea tensiunii normale în discontinuitate, datorată dilatanței, calculată pentru iterația i , va fi :

$$(4.13) \quad \Delta \sigma_n)_{0,i} = \frac{\Delta v(\tau)}{\xi V_{mc}} \left[\frac{F_n)_{i-1}}{l} \right]^2$$

Și pentru a începe iterația ($i + 1$), tensiunea inițială corectată cu creșterea, determină apariția forțelor exterioare asupra elementelor învecinate, care pot efectiv să se deformeze automat, reamintind ipoteza că **dilatanța este împiedicată**.

Ca ingineri și cercetători în domeniul mecanicii rocilor și structurilor subterane, interesează în mod deosebit modul de comportare neelasic, reologic al rocilor. În acest sens, împreună cu o echipă de cercetători francezi am pus bazele unui program de calcul, conceput pentru a putea introduce o lege de comportament a sării geme, care să țină seama de influența vâscoplasticității și a fisurării – fracturării masivelor de sare; aspectul numeric al acestei probleme a impus introducerea unei asemenea legi într-un program de calcul, pentru ca în continuare, în baza informațiilor obținute prin analiză numerică, să se poată trece la modelarea lucrărilor subterane executate în masivele de sare și analiza stabilității acestora, fie în cazul extragerii sării geme pe cale solidă, fie prin saramură.

4.4. Rezultate privind introducerea unei legi de comportament în programul de calcul numeric THYME++

Voi trata în continuare modalitatea de introducere a unei legi de comportament a rocilor într-un program de calcul numeric utilizând metoda elementului finit. Scopul final este de a stabili corect modul de comportare al rocilor sub acțiunea sarcinilor exterioare, a stării de tensiune creată în urma executării unei construcții subterane, ca apoi, în baza acestor informații să se poată trece la modelarea acestor construcții.

Metoda elementelor finite este una din cele mai vechi și performante metode de rezolvare numerică a unui sistem de ecuații diferențiale. Pentru condiții inițiale și condiții la limită date, soluția este unic determinată. Majoritatea metodelor utilizează elemente finite adoptând o discretizare a mediului într-o rețea de elemente dreptunghiulare sau triunghiulare; cel mai des însă, se preferă discretizarea în elemente triunghiulare cu 3 sau 6 noduri [A25; A30; A31].

4.4.1. Descrierea programului de calcul THYME++

Programul de calcul numeric THYME++ a fost dezvoltat în cadrul laboratorului de Geomecanică LAEGO, Franța, pentru a putea studia comportamentul complex al rocilor și în special al sării, în funcție de condițiile reale întâlnite în practică. Înainte de a trece la prezentarea principiului de calcul, este necesar să fac o serie de precizări referitoare la acest program de calcul numeric. Dezvoltarea programului s-a realizat în limbajul de programare C++. Așa cum rezultă și din denumirea lui (THYME++ = Thermique – Hydraulique – Mécanique, adică Termo – Hidro – Mecanic), programul reușește să ofere informații despre comportamentul neliniar al rocilor situate în condiții diferite, așa cum de altfel sunt problemele reale cu care se confruntă geomecanica, atât din punct de vedere mecanic, dar și în funcție de prezența apei și modificările de temperatură care pot să apară [A30; A31].

Rețeaua de elemente finite poate fi constituită din elemente de formă oarecare: patrulater, triunghi cu 3 sau 6 noduri. Variațiile definite în punctele de discretizare necesită definirea funcțiilor de formă. Programul poate oferi rezultate referitoare atât la comportamentul rocilor considerate ca medii continui, dar și pentru rocile discontinue; în ultima situație, rezultatele au fost obținute considerând că discontinuitățile pot fi reprezentate prin elemente dreptunghiulare cu 4 noduri și au fost tratate pe baza metodologiei lui Goodman, prezentată anterior. Oricare ar fi legea constitutivă considerată, ea este apelată la fiecare ciclu de calcul, în vederea stabilirii variabilelor mecanice și a tensorului vitezelor de deformare vâscoplastică. Acest ultim tensor este calculat ținând seama de tensorul deformațiilor vâscoplastice evaluat la fiecare pas sau iterație [A30; A31].

Programul Thyme++ este structurat în 4 blocuri (figura 4.7):

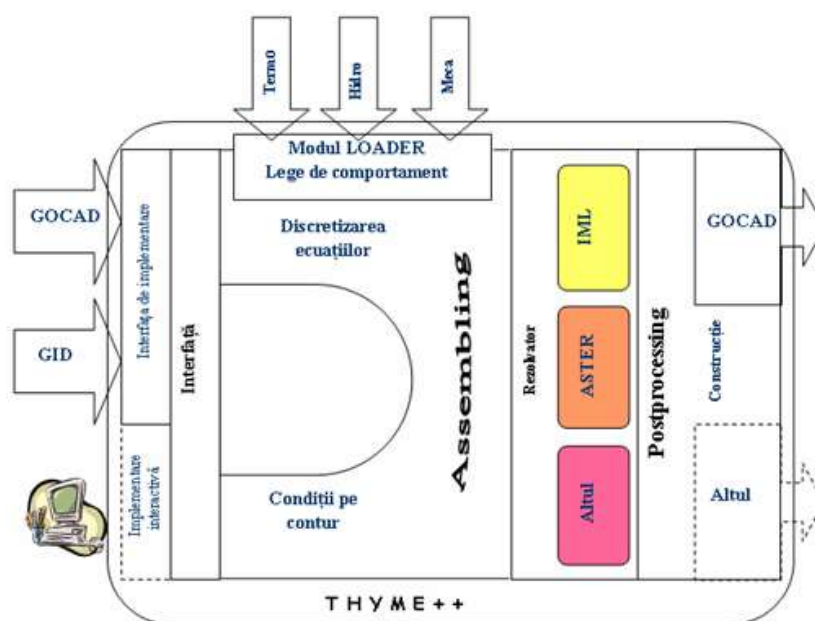


Figura 4.7- Schematizarea programului de calcul numeric THYME++.

- *bloc « interfață »* fie grafic, fie text, ultima variantă fiind capabilă să citească un fișier GOCAD sau GID; pentru ușurință, s-a lucrat cu interfață de tip text;
- *bloc de « asamblare »*, care cuprinde ecuațiile utilizate de metoda elementului finit; condițiile specifice fiecărei probleme studiate. Această parte din program conține și un bloc numit « loader » cu 3 module: mecanic, hidraulic și termic;
- *bloc de « rezolvare a problemei »*; ca rezolvator (solveur) se poate utiliza un IML reprezentând o bibliotecă de soluții a ecuațiilor liniare sau pot fi folosite și alte posibilități, spre exemplu ASTER sau alte blocuri de rezolvare care pot fi adăugate programului;
- *bloc « postprocessing »* pentru stocarea rezultatelor într-un fișier GOCAD sau de alt tip.

Toate variabilele modelului sunt recuperate în *clasa de puncte Gauss*. Această clasă reprezintă un « pointer » analiză și conține 3 obiecte: mecanic, fluid și termic. O analiză este definită ca o combinație de modele sau de legi de comportament. Clasa « MODEL » este o *clasă virtuală*, unde găsim tot cele 3 module (mecanic, hidraulic și termic) care încarcă modelele. În această parte a programului se poate face implementarea unei anumite legi de comportament și a criteriilor corespunzătoare.

În domeniul mecanic au fost deja introduse Mohr – Coulomb și Lemaître; pentru partea hidraulică, s-a testat introducerea unui model de *fluid în cazul unui mediu nesaturat*, un model de *fluid izotrop* și respectiv de *fluid anizotrop*. În modulul « Termo » există *modelele termice izotrope* și *anizotrope* și spațiu pentru introducerea altor modele, spre exemplu *modelele cuplate*: mecanic – hidraulic, mecanic – termic, termic – hidraulic – mecanic. Pentru fiecare model studiat și introdus în program, rezultatele sunt recuperate în clasa Registry (figura 4.8) [A30; A31].

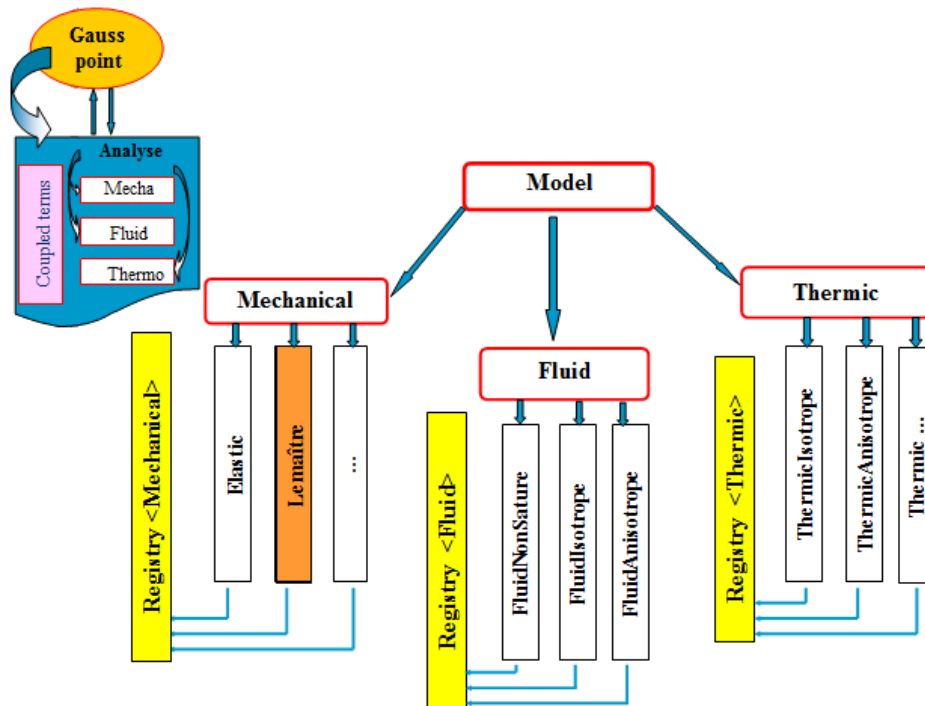


Figura 4.8- Recuperarea rezultatelor modelului Thermo – Hydro – Mechanic.

4.4.2. Metodologia implementării unei legi de comportament

4.4.2.1. Etape de calcul

Rezolvarea unui sistem de ecuații în vâscoplasticitate este mult mai dificil decât în elastoplasticitate, deoarece în această situație există o variabilă suplimentară care intervine; această variabilă este timpul fizic. Faptul că programul de calcul utilizează metoda elementelor finite, orice derivată a sistemului de ecuații și variațiile definite în punctele rețelei de discretizare a solidului (spre exemplu, a rocii) necesită funcții de formă sau de interpolare. Metoda de rezolvare este explicită; fiecare dezechilibru indus într-o zonă se va propaga în ansamblul sistemului [A30; A31].

Ne vom plasa spre exemplu în configurația fluajului monoaxial în compresie, ținând seama de un prag de tensiune nul. Pentru modelarea numerică, se consideră un sfert din secțiunea transversală a unui eșantion de rocă supus la o tensiune axială constantă (figura 4.9).

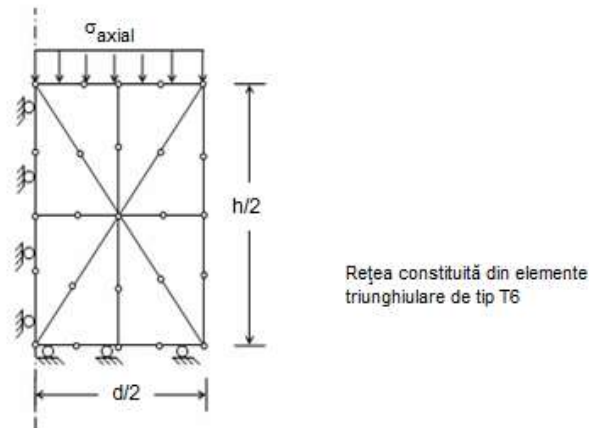


Figura 4.9- Model al unui sfert de eșantion supus la o încercare de fluaj monoaxial în compresie.

Calculul poate fi realizat fie pentru o configurație 2D (în deformări plane, în tensiuni plane sau axisimetric), fie în 3D. Sub o sarcină constantă, σ_{axial} , teoretic, deformația axială este:

$$(4.14) \quad \varepsilon_{axial} = \frac{\sigma_{axial}}{E} + \alpha (\sigma_{axial})^\beta t^\alpha$$

Modelarea cu ajutorul programului de calcul numeric Thyme++ poate fi realizată sub diferite nivele de solicitare (diferite valori ale tensiunii axiale). Datele valorice de intrare sunt caracteristicile rocii analizate și parametrii legii constitutive sau de comportament care a fost implementată în program. Procesul de rezolvare demarează cu ecuațiile generale de echilibru a forțelor care furnizează, după integrare, un nou câmp de tensiuni; în continuare, printr-o a doua integrare, se obține câmpul deplasărilor nodale. Noul tensor al tensiunilor este dedus din deformația tensorială, aici făcând să intervină legea de comportament a rocii sau materialului studiat (figura 4.10).

Noile forțe nodale corespunzătoare permit calculul deplasărilor nodale la sfârșitul fiecărei iterații. În fiecare ciclu de calcul, variabilele sunt incrementate plecând de la valoarea obținută în cadrul ciclului anterior [A30; A31].

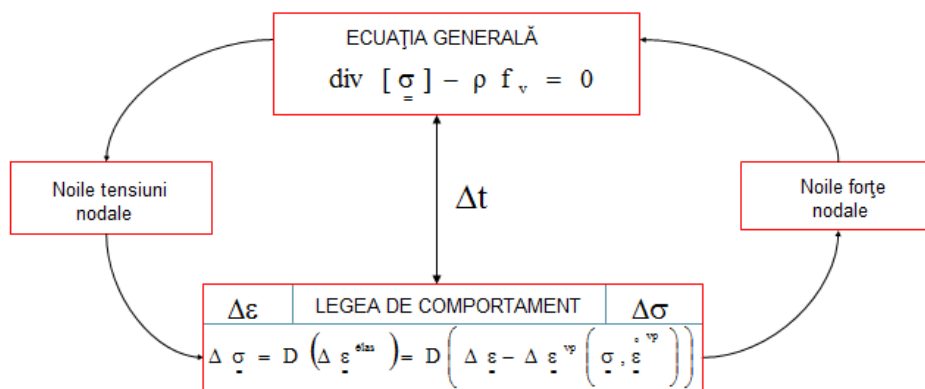


Figura 4.10- Schema de rezolvare a problemei studiate pentru o iterație.

Procedura generală de implementare a unei legi de comportament în programul Thyme++ se efectuează în patru etape:

1. citirea datelor și construirea rețelei discretizate;
2. inițializarea variabilelor și a proprietăților materialului, această operație fiind solicitată o singură dată, la începutul calculului;
3. legea de comportament, etapă în care se definesc deformațiile vâscoplastice și noile tensiuni, ultimele mărimi fiind în funcție de: tensiunea anterioară, istoricul deformării și parametrii de ecrisare (în cazul în care materialul prezintă un astfel de fenomen). Funcția este apelată de un număr de ori egal cu numărul punctelor elementului definit și la fiecare

ciclu de iterație. Spre exemplu, dacă elementele sunt triunghiulare de tip T3, această funcție va fi apelată de 3 ori pentru un element. Pentru ca rezultatele să fie cât mai apropiate de realitate, se recomandă ca rețeaua să fie constituită din elemente triunghiulare de tip T6;

4. recuperarea rezultatelor; dacă ne interesează starea de tensiune sau de deformare pentru un anumit punct, atunci toate datele de ieșire pot fi recuperate într-un fișier denumit « istoric ».

4.4.2.2. Definirea problemei

Pentru definirea problemei, am considerat că roca – epruveta de rocă analizată conține discontinuități și de asemenea, am considerat o formă dreptunghiulară (Q4) a discontinuității. Calculele se realizează considerându-se baza epruvetei fixă, iar deformațiile relative se stabilesc în două situații:

- a) sub o forță normală;
- b) sub o forță tangențială.

Pentru a putea defini problema, prima etapă o constituie discretizarea epruvetei de rocă într-un număr finit de elemente mici de formă triunghiulară. Pentru a avea posibilitatea să comparăm cu ușurință rezultatele obținute printr-un calcul simplu, prezentat în paragrafele anterioare, cu cele obținute prin intermediul programului de calcul utilizat, am considerat, pentru o înțelegere mai bună a metodologiei de calcul, o rețea de elemente mai mică, în diferite variante:

Cazul A- rețea conținând o singură discontinuitate

De la început vom considera mediul discretizat în 4 elemente triunghiulare T3 și un element dreptunghiular Q4, care constituie discontinuitatea. Se introduc datele de intrare, care sunt: coordonatele nodurilor în sistemul de axe x, y; caracteristicile materialului; tipul de element; condițiile la limită. Rezultatele obținute (deplasări relative și deformații) pot fi recuperate în fișierele corespunzătoare ale programului (Registry). Pentru aceleași condiții la limită, se poate considera că mediul este discretizat în 8 elemente triunghiulare T3 și o discontinuitate dreptunghiulară Q4; datele necesare de intrare și rezultatele obținute fiind înregistrate la fel ca și în cazul precedent, la modulul corespunzător al programului.

Cazul B- rețea conținând mai multe elemente de tip discontinuități

Pentru a se apropia de o situație mai rezonabilă, vom mări rețeaua de elemente, în sensul că vom considera că aceasta include un număr de 8 elemente T6 și o discontinuitate care practic include patru elemente Q4 de tip discontinuitate. Putem presupune spre exemplu, că elementele de tip discontinuitate sunt dispuse orizontal. În funcție de orientarea discontinuității putem întâlni diferite situații: o discontinuitate înclinată în raport cu orizontala sau putem imagina un caz foarte simplu de intersecție de discontinuități (figura 4.11).

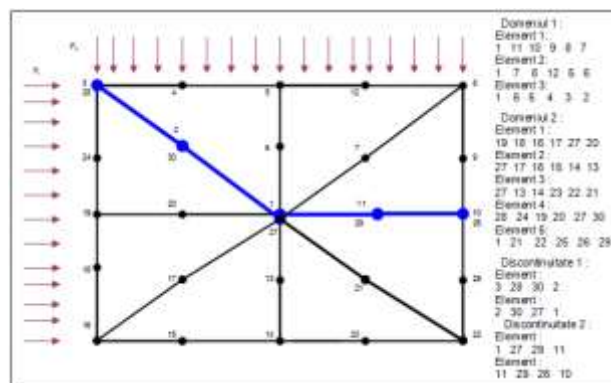


Figura 4.11- Exemplu de rețea cu 8 elemente T6 și intersecție de două discontinuități Q4.

4.4.2.3. Algoritm de rezolvare

Pentru a realiza calculul, trebuie definit tensorul deformațiilor vâscoplastice; în acest scop, se consideră legea de fluaj explicită dată de ecuația corespunzătoare sub formă tensorială. Pentru fiecare element al rețelei de discretizare, respectiv pentru fiecare nod, calculul va fi realizat în două

etape. Se menționează faptul că, de fiecare dată, adică la fiecare ciclu de calcul, se cunosc deformațiile totale în punctele Gauss. Utilizându-se principiul partiției deformațiilor, în fiecare moment de timp t se determină variația deformațiilor elastice în funcție de creșterea deformațiilor totale și vâscoplastice [A30; A31]:

$$(4.15) \quad \underline{\underline{\Delta \varepsilon}}^{\text{el}} = \underline{\underline{\Delta \varepsilon}}^{\text{tot}} - \underline{\underline{\Delta \varepsilon}}^{\text{vp}}$$

unde: $\underline{\underline{\Delta \varepsilon}}^{\text{el}}$ - tensorul creșterii deformațiilor elastice; $\underline{\underline{\Delta \varepsilon}}^{\text{tot}}$ - tensorul creșterii deformațiilor totale;

$\underline{\underline{\Delta \varepsilon}}^{\text{vp}}$ - tensorul creșterii deformațiilor vâscoplastice, definit prin relația:

$$(4.16) \quad \underline{\underline{\Delta \varepsilon}}^{\text{vp}} = \frac{\varepsilon_{\text{vp}} \cdot \underline{\underline{S}}}{\sqrt{\frac{3}{2} \underline{\underline{S}} : \underline{\underline{S}}}} \cdot \Delta t$$

Tensorul creșterii tensiunilor va fi:

$$(4.17) \quad \underline{\underline{\Delta \sigma}} = C_{ijkl} : \underline{\underline{\Delta \varepsilon}}^{\text{el}} \quad ; \quad \underline{\underline{\Delta \sigma}} = C_{ijkl} : \left(\underline{\underline{\Delta \varepsilon}}^{\text{tot}} - \frac{\varepsilon_{\text{vp}} \underline{\underline{S}}}{\sqrt{\frac{3}{2} \underline{\underline{S}} : \underline{\underline{S}}}} \right)$$

cu: C_{ijkl} – matricea de rigiditate în elasticitate.

Tensorul tensiunilor la un moment de timp dat ($t + \Delta t$) este determinat în funcție de cel anterior, adică:

$$(4.18) \quad \underline{\underline{\sigma}}(t + \Delta t) = \underline{\underline{\sigma}}(t) + \underline{\underline{\Delta \sigma}}$$

În figura 4.12 este prezentată deformația vâscoplastică rezultată din calcul analitic și respectiv, prin intermediul programului de calcul THYME++, cu implementarea legii de comportament a lui J. Lemaître [A30; A31].

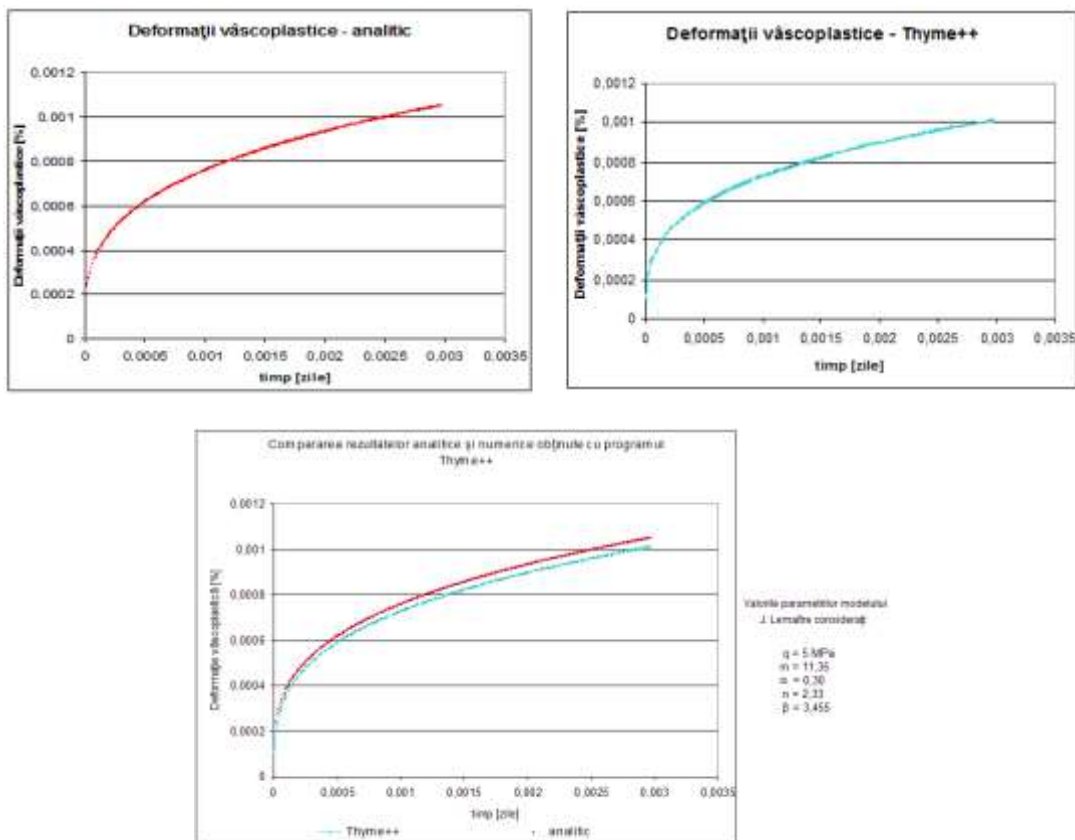


Figura 4.12- Compararea rezultatelor analitice și numerice în folosirea legii lui Lemaître.

5

COMPORTAMENTUL LUCRĂRILOR SUBTERANE EXECUTATE ÎN MASIVE DE SARE

5.1. Stabilitatea structurilor subterane realizate în masive de sare

În domeniul mineritului, una din metodele de exploatare care este încă cel mai utilizată la zăcămintele de sare gemă și săruri de potasiu și magneziu, este metoda cu camere și pilieri abandonati. Dimensionarea corectă a camerelor și stâlpilor (pilierilor de siguranță) de susținere prezintă o importanță deosebită atât din punctul de vedere al securității exploatarei, dar și al stabilității întregii structuri subterane, al protecției și exploatarei raționale a zăcământului, dar mai ales din punct de vedere al stabilității și protecției suprafeței de la zi, când se impun măsuri pentru a evita apariția mișcărilor terenurilor de la suprafață. Asigurarea stabilității golurilor subterane create în urma exploatarei sării geme pe cale solidă impune realizarea unor studii complexe în vederea cunoașterii corectă a caracteristicilor geomecanice, a comportamentului la scară micro și macroscopică a sării, dar și a rocilor în care este cantonat zăcământul; importanță deosebită în acest sens o are studiul fenomenului de dilatarea și mai ales implicarea factorului timp în vederea determinării caracteristicilor și parametrilor reologici, mărimi prin intermediul cărora poate fi apreciată perioada de menținere a stabilității structurilor subterane pe perioada exploatarei, dar și după epuizarea acesteia.

5.1.1. Necesitatea cunoașterii caracteristicilor geomecanice

Având în vedere faptul că exploatarea zăcămintelor de sare are loc în prezent cu preponderență în profunzime, grosimile fiind apreciabile, extragerea sării geme se realizează în mai multe etaje, cu dispunerea camerelor coaxial, astfel încât stâlpii lăsați între ele să se situeze exact în prelungire, pentru ca presiunea litostatică și eforturile care se manifestă asupra acestora să se transmită coaxial. Așa cum în plan orizontal între camere sunt lăsați pilieri – stâlpi de protecție – și pe verticală se impune lăsarea unor planșee care au atât rol de delimitare a înălțimii, dar mai ales rolul de a mări siguranța în exploatare și stabilitatea pilierilor. Grosimea unui planșeu dintre două camere se determină în funcție de modul în care are loc exploatarea, adică ascendent (metodă foarte rar aplicată în practică) sau descendent, frecvent folosită. Pilierii au rolul de a prelua sarcinile statice date de greutatea corespunzătoare a zăcământului însuși și de greutatea rocilor acoperitoare, împiedicându-le să se surpe în golurile create prin realizarea camerelor și să conducă la apariția deplasărilor care ar determina producerea tasărilor și scufundărilor terenului de la suprafață. Pentru aceasta însă, pilierii trebuie corect dimensionați, stabilirea dimensiunilor optime fiind o operație destul de delicată, care implică luarea în considerare a mai multor factori, dintre care amintim: caracterizarea geologică și petrografică a sării, modul de formare, caracterizarea micro și macroscopică a sării, prezența incluziunilor fluide și a porilor, caracteristicile fizico – mecanice ale sării, comportamentul la deformare și fenomenul de dilatarea, factorul timp prin intermediul caracteristicilor reologice care au un rol important în aprecierea timpului în care structura subterană se menține stabilă etc. Din punct de vedere al siguranței și stabilității, pilierii de siguranță trebuie să satisfacă atât condițiile de rezistență, dar și cele de deformare. Cunoscând limita de elasticitate și limita deformațiilor plastice mici pentru sarea gemă – materialul din care este alcătuit pilierul – determinate pe baza încercărilor de laborator, pot fi realizate verificări ale pilierilor prin măsurarea la intervale de timp a deformațiilor sau prin calcule analitice pe baza diferitelor ipoteze de calcul existente în literatura de specialitate.

Dacă deformațiile măsurate nu depășesc deformațiile corespunzătoare limitei de elasticitate sau limitei deformațiilor plastice mici, atunci pilierii prezintă o siguranță și stabilitate suficientă, în caz contrar există posibilitatea potențială ca în orice moment să apară fisuri, fracturi sau crăpături și uneori chiar poate să se declanșeze o surpare parțială sau totală a pilierilor. În ceea ce privește sarea gemă din România, pe baza încercărilor de laborator s-a stabilit pentru limita de elasticitate o valoare medie de 2,5 MPa, iar pentru limita de deformațiilor plastice mici de 10

MPa. Dacă sarea din pilier se află în domeniul deformațiilor plastice, intervine un alt factor important, pe care deja l-am menționat, și anume timpul, care face ca deformațiile să crească chiar dacă solicitările exterioare care acționează asupra pilierului rămân constante, adică se manifestă fenomenul de fluaj al sării. De fapt, acest fenomen a fost studiat încă din 1998 și de către autor, pe diferite tipuri de sare în laborator, rezultatele demonstrând că la solicitarea epruvetelor peste limita de elasticitate și limita deformațiilor plastice are loc creșterea în timp a deformațiilor epruvetelor (figura 5.1) [A24; A66]; această variație a deformațiilor este însoțită de cele mai multe ori de fenomenul de dilatanță al sării, iar pentru sarea gemă din România datele obținute pe baza încercărilor de laborator au demonstrat caracterul dilatant al comportamentului sării sub sarcină.

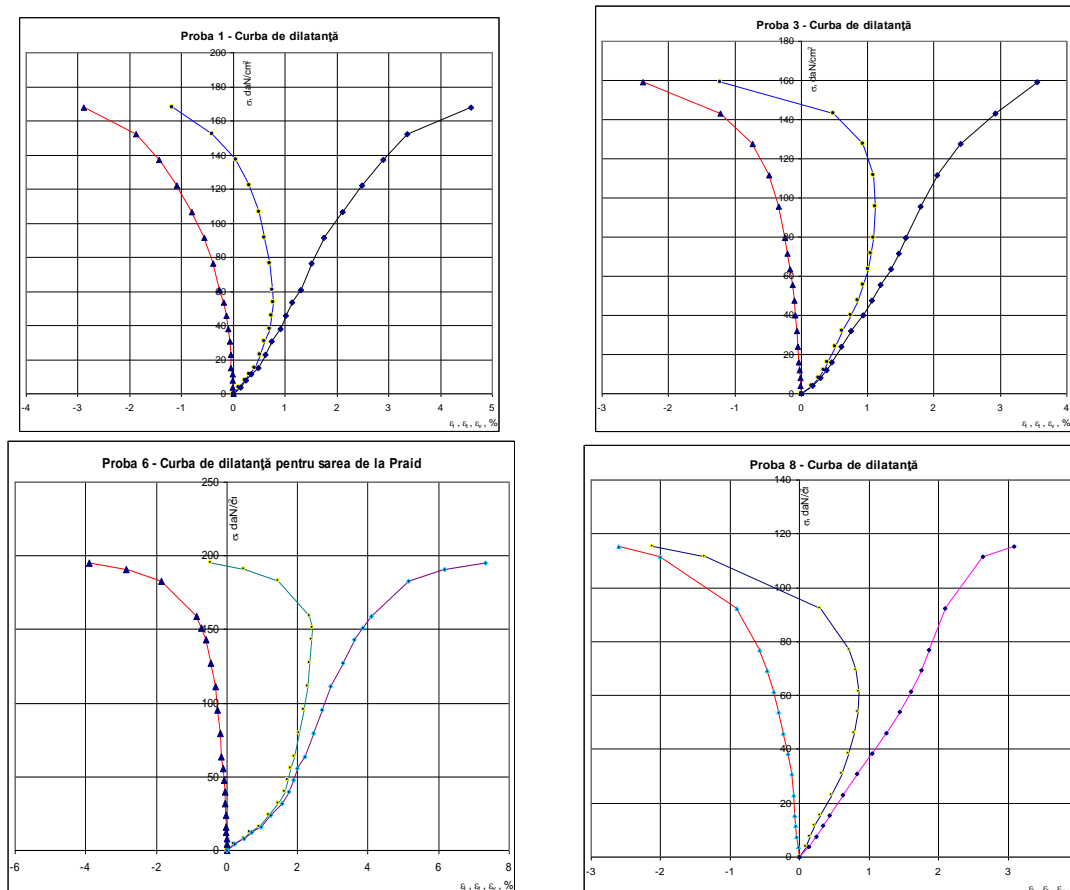


Figura 5.1- Curbe de dilatanță pentru sarea gemă de la Praid (Toderaș, 2005).

Același caracter dilatant al sării îl menționează și Penkov în studiile sale, concluzionând că în timpul încercărilor triaxiale rapide pe sare gemă, deformațiile transversale pot depăși deformațiile axiale, adică *sarea este caracterizată printr-un pronunțat fenomen de dilatanță*. Aceleași fenomene de dilatanță ale sării geme au fost descrise și de Stavroghin (1967, 1974) [A143], arătând că pentru eșantioane prismatice de 15 x 15 x 30 cm și o sarcină de încărcare egală cu $0,7\sigma_{rc}$ (σ_{rc} fiind rezistența de rupere la compresiune monoaxială), volumul epruvetelor a crescut cu 17 % într-o perioadă de 800 x 24 ore. Studiile au arătat că pentru sarea gemă din România adâncimea maximă până la care se poate exploata pe cale solidă prin metoda cu camere și pilieri este de 1000 m; peste această adâncime apar riscuri și dificultăți de ordin tehnic și al siguranței, astfel că este indicat ca exploatarea să se facă prin dizolvare, cu realizarea unor caverne, din care saramura să fie apoi extrasă la suprafață.

5.1.2. Problema stabilității structurilor subterane în context reologic

În calculele de stabilitate a masivului de sare trebuie evaluate particularitățile esențiale ale acestuia, adică proprietățile reologice, caracterul nelinier al comportării acesteia $\sigma - \varepsilon$, fenomenul de dilatanță sub acțiunea tensiunilor de forfecare. În cazul în care ecuația de stare - ecuația de comportament - nu descrie cele trei stadii ale fluajului, atunci, pentru a putea rezolva matematic problema stabilității, trebuie să se stabilească inițial starea de tensiune - deformare, după care se

impune condiția de rezistență de lungă durată. Ca și condiție de rezistență de lungă durată se poate utiliza criteriul care caracterizează satisfăcător rezistența sării sub o solicitare instantanee. În acest caz, în condiția de rezistență a sării se va introduce valoarea rezistenței de lungă durată în locul caracteristicilor instantanee (la $t = 0$) [A24; A152; A154].

Amplerea deformațiilor neelastice reologice ale sării gema ridică problema rolului preponderent al caracteristicilor reologice ale acestui material în studiul și asigurarea stabilității structurilor subterane. În vecinătatea excavațiilor subterane și în formațiunile geologice salifere (domuri, strate) câmpul de tensiuni evoluează foarte lent în timp, ceea ce permite aproximarea evoluției prin intermediul fluajului.

Cunoașterea corectă a comportamentului în timp a unei structuri subterane și implicit a galeriilor și camerelor de exploatare nu este posibilă fără o cunoaștere cât mai precisă a legii constitutive de comportament a rocii și în același timp al sării în care aceste lucrări sunt executate. Stabilirea unei legi adecvate de comportament a sării care să corespundă situației reale, implică analiza anumitor factori care ar putea influența comportamentul reologic al sării, spre exemplu: existența deformației de ecruisare, modul de influență a tensiunii principale intermediare, existența și forma potențialului vâscoplastic, influența temperaturii etc. [A28; A29; A30; A31]. Stabilirea unei legi de comportament, validitatea sa și calculul parametrilor implicați în ecuația constitutivă de comportament depinde în mare măsură de rezultatele obținute experimental și / sau in situ [A11; A28; A29; A48; A76; A105; A127; A148; A150; A152].

Pentru a înțelege mai bine comportamentul reologic al sării și pentru o analiză completă a stabilității unei structuri subterane realizată în sare, atât în situația exploatării acesteia pe cale solidă, cât și la exploatarea prin dizolvare, am propus următoarea schemă care arată principalele etape de studiu ce trebuie să fie respectate sau parcurse într-o astfel de analiză (figura 5.2) [A28].

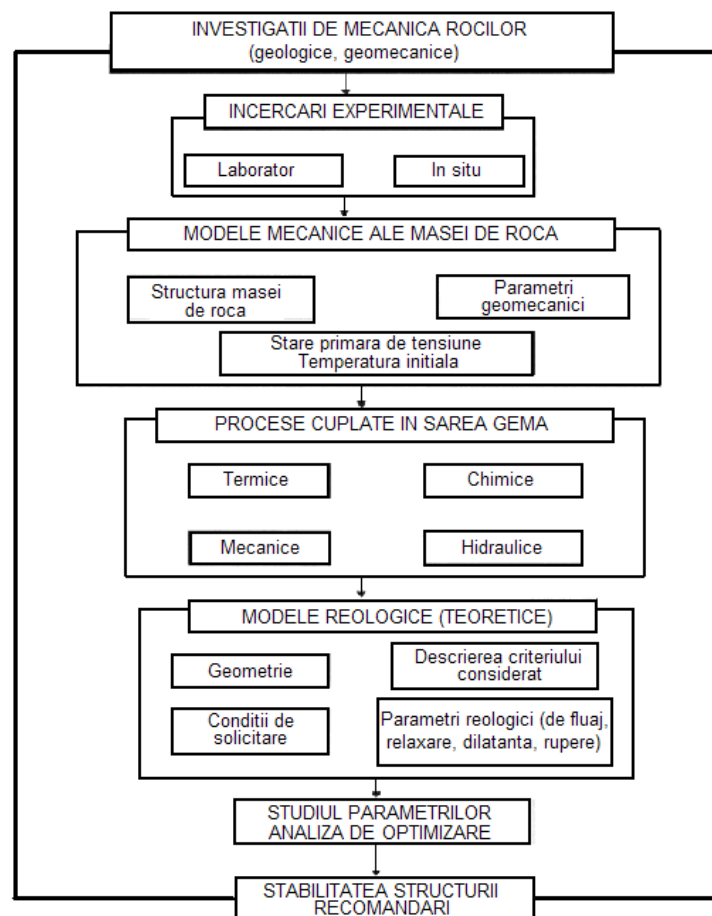


Figura 5.2- Etapele de analiză a stabilității unei structuri subterane și a unei caverne cu saramură (Toderaș, 2003 [A28]).

Pentru a analiza stabilitatea structurilor subterane realizate în masive de sare, trebuie în primul rând să se cunoască foarte bine comportamentul sării, atât la scară micro, dar și macrostructurală; analizele microscopice permit identificarea neoformațiunilor minerale.

5.2. Cercetări in situ în vederea evaluării stării de tensiune din pilierii de la salina Praid

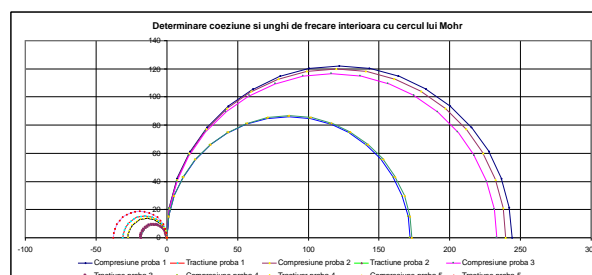
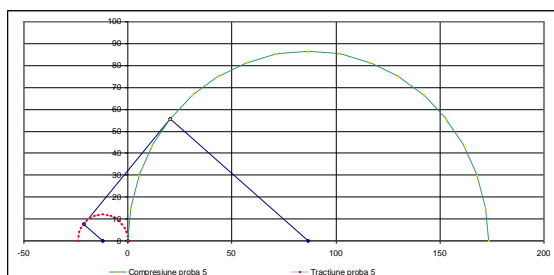
5.2.1. Introducere

Zăcămintul de sare de la Praid se încadrează în grupa celor mai mari zăcăminte de sare din țară, cu o extindere verticală până la 2,7 km și considerat ca una din cele mai mari cute diapire din Europa. Analizele efectuate au pus în evidență patru tipuri de accidente tectonice: falia majoră care traversează zona mediană a zăcămintului cu direcția NV – SE, care delimitează un sector nord – estic mai coborât și un sector sud – vestic mai ridicat; fracturi geologice majore care delimitează masivul de sare; falii localizate la limita zăcămintului; linii locale care acționează în acoperișul zăcămintului. Din punct de vedere petrografic, sarea de Praid are un aspect macro sau microcristalin, impurificată cu dispersii diagenetice constituite din argile, marne, gresii și calcare cristaline. Textura sării este rubanată, mineralul cel mai răspândit fiind halitul, cu duritatea de 2,5 - 3 pe scara Mohs. În funcție de situația calitativă a masivului de sare Praid, au fost puse în exploatare zona orizonturilor inferioare sub minele vechi Telegdy, localizată în partea nord – vestică. Având în vedere forma de zăcămint a sării geme de la Praid - dom diapir - precum și caracteristicile fizico - mecanice superioare comparativ cu celelalte zăcăminte de sare din țara noastră, exploatarea sării s-a realizat pe cale uscată, fiind indicat ca această metodă să fie folosită până la adâncimi cât mai mari posibile.

Sarea de Praid a fost analizată în laboratorul de Geomecanică și din punct de vedere al proprietăților fizice, de rezistență și de deformare. În baza valorilor rezistenței de rupere la compresiune monoaxială acest tip de sare poate fi încadrat în clasa rocilor de rezistență redusă, conform clasificărilor existente în literatura de specialitate [A24; A27; A45; A87; A136; A135; A154] prezentând valori ale coeziunii și unghiului de frecare interioară determinate atât prin forfecare, cât și în triaxial de $c = 2,65$ MPa și $\varphi = 11^\circ$; $c_{tr} = 7,9$ MPa și $\varphi = 10^\circ$, specifice unor astfel de roci. Rezistența sării la compresiune triaxială, axial simetrică sau cilindrică, are valori medii cuprinse între (22,1 – 29,58) MPa, funcție de creșterea tensiunilor laterale $\sigma_x = \sigma_y$ în domeniul (2,5 – 7,5) MPa, fapt ce relevă o creștere redusă și neliniară a acestei rezistențe cu aplicarea tensiunilor laterale.

Analizat comportamentul la deformare pe baza tuturor parametrilor obținuți în urma încercărilor la solicitări statice, precizez că sarea are un comportament neelasic de tip elasto – vâsco – plastic, fapt confirmat și de parametrii de dilatanță (figura 5.3).

Atât la încercările la compresiune, cât și la încercările la deformare, s-a constatat că rezistența sării este dependentă de viteza de deformare, ruperea sau fracturarea a apărut numai atunci când s-a depășit o anumită viteză de deformare. Totodată, apariția și orientarea fisurilor au relevat faptul că sarea este solicitată de o stare de tensiune neomogenă, caracterizată în special prin manifestarea unor tensiuni de tracțiune (relevată și de observațiile in situ) în direcție cvasi – ortogonală față de axa de compresiune.



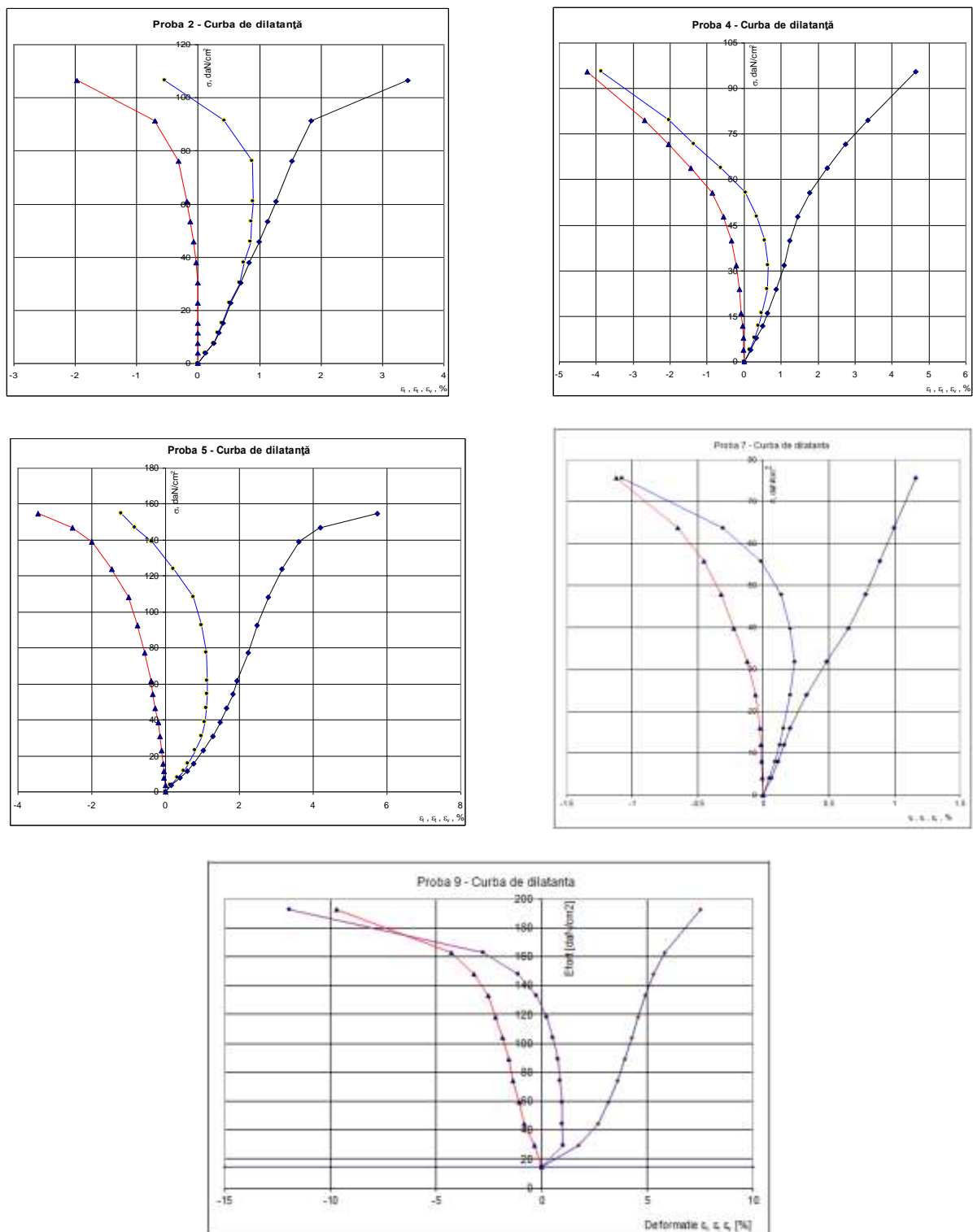


Figura 5.3- Curbe de dilatație pentru diferite probe de sare de la Praid [A24; A66].

Apariția și manifestarea acestor tensiuni este parțial datorată variației, mărimii, formei și orientării granulelor constituente a mediului policristalin al sării. În situația concretă de la Praid, unde formațiunea de sare este heterogenă, problema elucidării stării naturale de tensiune este dificilă. Sub aspect teoretic, dificultatea constă în faptul că o asemenea evaluare trebuie să ia în considerare prezența în masiv a două tipuri de zone:

- (1) zona unde sarea se află în stare limită de tensiune – deformare;
- (2) zona unde starea naturală de tensiune – deformare nu este atinsă și sarea mai dispune de o rezervă de rezistență.

Consider că determinarea stării naturale de tensiune – deformare este legată de punerea în evidență a conturului sau a limitelor acestor zone situate într-o anumită stare (în context triaxial) cu

luarea în considerare a anizotropiei determinative, adică a anizotropiei de rezistență și de deformare, cât și a comportamentului reologic in situ al sării. La baza cercetărilor și a precizărilor făcute au stat rezultatele experimentale obținute pe cale de laborator, cât și constatarea că valoarea tensiunii octaedrice de deformare, τ_{oct} , care se produce în sare, determină, în general, stabilitatea structurală a excavațiilor într-o salină. O asemenea constatare este contrară concepției clasice că „numai adâncimea” ar fi factorul decisiv în asigurarea stabilității. Literatura de specialitate începe să confirme o asemenea ipoteză, în sensul că semnaleză o serie de fenomene de instabilitate produse în saline de mică adâncime, considerate mult mai periculoase decât în salinile amplasate mult mai adânc.

Pe baza experimentărilor triaxial cubice, funcție de conceptul octaedric, a proprietăților de deformare, a celor reologice ale sării a rezultat, pe cale analitică, că un masiv de sare poate fi caracterizat, din punct de vedere a valorii stării naturale de tensiune, prin trei tipuri de zone: stabilă, de tranziție, instabilă.

Determinarea stării secundare de tensiune din jurul unei excavații subterane este o problemă complexă a geomecanicii și prin urmare, și a domeniului minier. Evaluarea ei este foarte dificilă din cauza interacțiunii instrumentației cu masivul de rocă, dar și costisitoare [A11; A154]. Prin intermediul măsurătorilor in situ putem obține informații și date concrete necesare cunoașterii exacte a problemelor care au loc în subteran și de asemenea, aceste permit o comparare între starea de tensiune din pilier de exemplu și rezultatele obținute pe cale analitică. Aceste informații rezultate din măsurătorile in situ permit și dezvoltarea tehnicii de modelare și validarea studiilor teoretice privind stările de tensiune care se manifestă în subteran referitor la problemele spațiale – tridimensionale. Deoarece prin observații și măsurători realizate in situ se obține într-o formă implicită efectul cumulat al tuturor factorilor determinanți, alegerea metodologiei de măsurare capătă o deosebită importanță. Aceasta, pe lângă faptul că trebuie să asigure determinarea corectă și fidelă a stării de tensiune – deformare (sarcini, deplasări), trebuie să permită să se facă precizări cu privire la efectul pe care l-ar avea o modificare a unuia din factorii determinanți asupra stării de tensiune – deformare (a regimului de solicitare și de manifestare a deplasărilor), asupra gradului de siguranță a construcției subterane.

Metodele de măsurare, aparatura și metodele de prelucrare și interpretare ne oferă posibilitatea cunoașterii gradului de dependență dintre efectele măsurate în funcție de timp și factorii care le determină, astfel încât să găsim soluția optimă de a acționa asupra unui anumit factor, pentru a diminua sau chiar înlătura efectele negative ale acțiunii acestuia, respectiv, pentru a putea îmbunătăți starea generală a fenomenului care se manifestă (în principal, trebuie urmărite modul de mișcare, deplasare, deformare a rocilor, modul de manifestare a sarcinilor etc.) [A11]. Pentru prelucrarea datelor rezultate din măsurători se impune transformarea acestora conform curbelor de etalonare, efectuarea calculului, întocmirea diagramelor și a graficelor, etc., astfel încât toate datele obținute să permită aprecierea în ce măsură soluția de asigurare a stabilității corespunde datelor teoretice și datelor experimentale de laborator.

5.2.2. Analiza stării naturale de tensiune a masivului de sare de la Praid

5.2.2.1. Evaluarea pe cale analitică a stării naturale de tensiune

Pentru o descriere geomecanică a masivelor de sare care să confere datele necesare abordării stabilirii stării secundare de tensiune – deformare, cât și implicațiile acesteia asupra stabilității în timp a sistemului de exploatare cameră – pilier, se impune ca pe lângă o cunoaștere cât mai reală a caracteristicilor geomecanică și o determinare valorică a stării naturale de tensiune a acestor masive. Acest lucru rezultă din necesitatea caracterizării comportamentului la deformare a unui masiv de rocă, respectiv de sare, care depinde de parametrii de solicitare $Q_1; Q_2; \dots; Q_n$, ce caracterizează fiecare în parte o stare intermediară istorico – geologică de tensiune, la un anumit moment de timp t_1 (figura 5.4). În literatura de specialitate sunt redate o serie de ipoteze prin care se recomandă evaluarea stării naturale de tensiune funcție de comportamentul la deformare a masivului de rocă: elastic, neelastic, în contextul unui câmp de acțiune gravitațional. Dintre aceste ipoteze amintim: pentru un comportament elastic: ipoteza lui Kühn, ipoteza lui Fenner, ipoteza lui Dinik și altele; pentru un comportament neelastic – plastic: ipoteze bazate pe anumite condiții de plasticitate (Huber von Mises – Henky, a echilibrului lui Rankin și Maurice Levi, ipoteza lui Țimbarevici și altele).

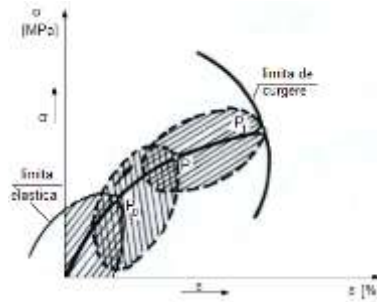


Figura 5.4- Caracterizarea evoluției comportamentului la deformare a sării (după A. Todorescu, 1982).

Pentru domeniul elastic am considerat ipoteza lui Kühn:

$$(5.1) \quad \begin{aligned} \sigma_z &= \gamma_a H \\ \sigma_x = \sigma_y &= \frac{\mu}{1-\mu} \gamma_a H = \xi_0 \gamma_a H \\ \tau &= \frac{1-2\mu}{2(1-\mu)} \gamma_a H = \xi_1 \gamma_a H \end{aligned}$$

Valorile obținute, considerând $\mu_{med} = 0,267 \cong 0,3$ și $\gamma_{a med} = 2,1 \cdot 10^4 \text{ N} / \text{m}^3$, sunt redată în tabelul 5.1, în funcție de adâncimea H, cuprinsă în intervalul de valori 100 m ÷ 1000 m.

Tabelul 5.1- Variația stării naturale de tensiune cu adâncimea pentru domeniul elastic:

Adâncimea [m]	100	200	300	400	500	600	700	800	900	1000
σ_z , [MPa]	2,1	4,2	6,3	8,4	10,5	12,6	14,7	16,8	18,9	21,0
$\sigma_x = \sigma_y$, [MPa]	0,9	1,8	2,7	3,6	4,5	5,4	6,3	7,2	8,1	9,0
τ , [MPa]	0,6	1,2	1,8	2,4	3,0	3,6	4,2	4,8	5,4	6,0

Din analiza datelor obținute și considerând comportamentul masivului de sare elastic, se constată că starea naturală de tensiune a domului de sare de la salina Praid variază cu adâncimea (figura 5.5) [A6].

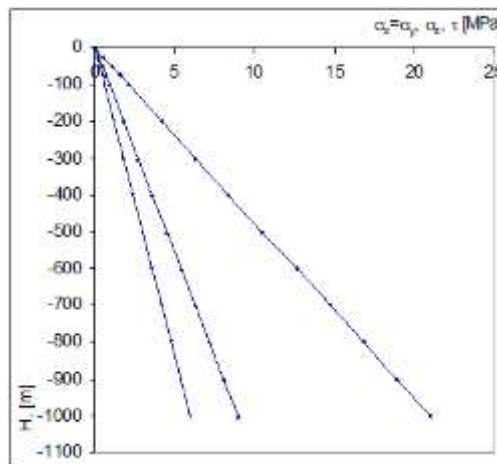


Figura 5.5- Variația stării naturale de tensiune a domului de sare de la Salina Praid cu adâncimea.

Pentru domeniul neelastic am considerat ipoteza bazată pe teoria de rupere a lui Coulomb – Mohr:

$$(5.2) \quad \begin{aligned} \sigma_z &= \gamma_a H \\ \sigma_x = \sigma_y &= i(\sigma_z - Q) \\ \tau &= \frac{(1-i)\sigma_z + iQ}{2} \end{aligned}$$

în care: $i = \frac{\sigma_z}{\sigma_c} = 0,0492957$ și $Q = \sigma_{rc} = 14,2 \text{ MPa}$.

În concluzie, pentru sarea de la Praid, rezultă că: dacă $\sigma_c = 14,2$ MPa; $\sigma_z = 0,7$ MPa, atunci $i = 0,049$ și $Q = 14,2$ MPa. Valorile stării naturale de tensiune pentru un comportament neelastic, calculate cu ipoteza considerată, sunt redată în tabelul 5.2 și în figura 5.6.

Tabelul 5.2- Valorile stării naturale de tensiune pentru un comportament neelastic [A6]:

Adâncimea [m]	100	200	300	400	500	600	700	800	900	1000
σ_z , [MPa]	2,1	4,2	6,3	8,4	10,5	12,6	14,7	16,8	18,9	21,0
$\sigma_x = \sigma_y$, [MPa]	-0,596	-0,4929	-0,3894	-0,2859	-0,1824	-0,0788	0,0246	0,1281	0,2316	0,3352
τ , [MPa]	1,348	2,346	3,3447	4,3429	5,3412	6,339	7,3377	8,3359	9,3342	10,3324

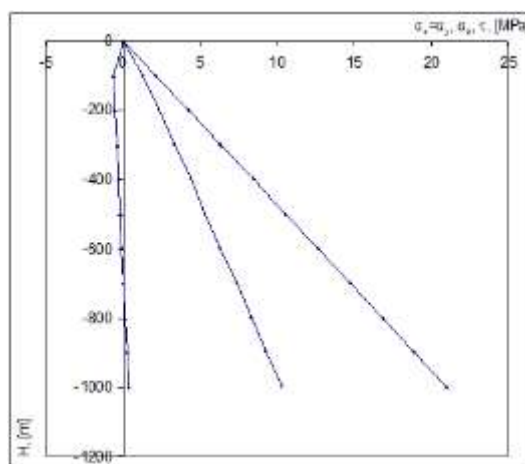


Figura 5.6- Variația stării naturale de tensiune a domului de sare cu adâncimea pentru un comportament neelastic – ipoteza Coulomb – Mohr.

Formarea diapirului de sare Praid în urma fenomenelor tectonice a avut drept rezultat și o influență asupra stării naturale de tensiune, în sensul că după formarea acestui diapir starea de naturală de tensiune s-a modificat. Referitor la această afirmație, sunt necesare câteva precizări: tensiunea normală în partea centrală a diapirului care acționează pe un plan orizontal este egală cu greutatea coloanei de sare și rocă până la suprafață, adică $\sigma_z = \gamma_a H$, iar starea de tensiune este activă; în flancurile diapirului se manifestă o stare naturală de tensiune pasivă; între aceste două stări limită există stări intermediare de tensiune manifestate pe flancurile deranjamentului plicativ.

5.2.2.2. Adâncimea critică

Din expresiile stării naturale de tensiune pentru comportamentul elastic, rezultă că valoric componentele acestei stări cresc cu adâncimea și în același timp, se presupune că are loc și modificarea comportamentului de deformare a masivului, trecând de la elastic la neelastic. Sunt cercetători care acceptă această idee și consideră că la o anumită adâncime comportamentul masivului se apropie de o stare limită care poate fi atribuită plasticității sau chiar ruperii. O astfel de adâncime, $z \geq H_0$, este denumită *adâncime limită sau critică* [A6].

Considerând condiția lui Coulomb – Mohr ca și o condiție de plasticitate, atunci starea de tensiune – deformare elastică se materializează prin dreapta care trece prin originea sistemului de coordonate $\sigma - \tau$. Toate cercurile care descriu această stare inițială de tensiune sunt tangente la dreapta respectivă. Dar, cu creșterea adâncimii, diametrele cercurilor se măresc, iar cercul care corespunde condiției de plasticitate:

$$(5.3) \quad \tau_{\max} = \frac{1}{2}(\sigma_z - \sigma_x)$$

va corespunde stării de tensiune pentru adâncimea admisă, adică $z = H_0$ și în consecință, această adâncime, se va obține din relația:

$$(5.4) \quad H = \frac{2\tau_{\text{oct}}}{(1-\xi_0)\gamma_a} = \frac{2(1-\mu)}{(1-2\mu)} \cdot \frac{\tau_{\text{oct}}}{\gamma_a}$$

Din relația (5.4) rezultă că adâncimea limită sau critică este cu atât mai mare, cu cât ξ_0 crește și invers. Pentru $\xi_0 = 1$, adică pentru cazul când $\sigma_x = \sigma_y = \sigma_z$ (cazul stării de tensiune hidrostatică) nu va exista deci nici o adâncime critică, masivul de rocă se va comporta elastic și se va situa oarecum într-o zonă sau stare stabilă, tocmai datorită faptului că tensiunile orizontale componente vor tinde întotdeauna spre o stabilizare.

5.2.2.3. Rezultate obținute

În situația concretă de la Praid, unde formațiunea de sare este heterogenă, problema elucidării stării naturale de tensiune nu este simplă nici din punct de vedere teoretic și nici practic. În ceea ce privește aspectul teoretic, dificultatea constă în faptul că această evaluare trebuie să ia în considerare prezența în masiv a două domenii sau zone: (1) zona unde sarea se află în stare limită de tensiune – deformare; (2) zona unde starea naturală de tensiune – deformare nu este atinsă și sarea încă mai dispune de o rezervă de rezistență. Ținând seama de aceste precizări, este cert faptul că, pentru determinarea stării naturale de tensiune – deformare, este necesar evidențierea conturului sau a limitelor acestor zone situate într-o anumită stare (în context triaxial), cu luarea în considerare a anizotropiei determinative, adică a anizotropiei de rezistență și de deformare, cât și a comportamentului reologic al sării in situ. La baza cercetărilor și a precizărilor făcute au stat rezultatele experimentale obținute pe cale de laborator, cât și constatarea că valoarea tensiunii octaedrice de deformare τ_{oct} care se produce în sare, determină, în general, stabilitatea structurală a excavațiilor într-o salină [A6].

O asemenea constatare este contrară concepției clasice că “adâncimea singură” ar fi factorul decisiv în asigurarea stabilității. În literatură a fost confirmată această ipoteză, în sensul că semnaleză o serie de fenomene de instabilitate produse în saline de mică adâncime, considerate mult mai periculoase decât în salinile amplasate mult mai adânc. Pe baza experimentărilor triaxial cubice, funcție de conceptul octaedric, a proprietăților de deformare, a celor reologice ale sării a rezultat, pe cale analitică, că un masiv de sare poate fi caracterizat, din punct de vedere a valorii stării naturale de tensiune, prin trei tipuri de zone: stabilă, de tranziție, instabilă (figura 5.7) [A6].

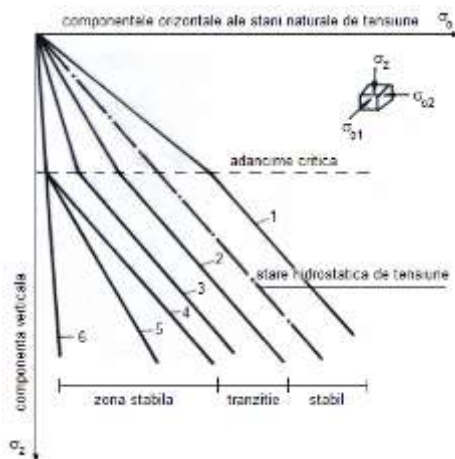


Figura 5.7- Caracterizarea stabilității zonale a masivelor de sare prin evaluarea stării naturale de tensiune.

Luând în considerare cele precizate, cât și pe baza experimentărilor de laborator, a datelor obținute în urma încercărilor triaxiale de tip cubic, am abordat problema caracterizării stării naturale de tensiune a unui masiv de sare – diapirul de sare de la salina Praid – într-o altă manieră față de abordările clasice. Astfel, s-a încercat stabilirea drumului tensiunilor, adică în ce condiții, când și la ce adâncime diapirul de sare de la Praid trece de la un comportament elastic la unul neelastic sau de la un comportament stabil la unul instabil. Adâncimea critică H_{critic} față de suprafața de la care în adâncime se manifestă o asemenea stare de tensiune a fost calculată pe baza parametrilor geomecanici stabiliți pe cale de laborator. Valorile acestor adâncimi sunt redată în tabelul 5.3. Formațiunile de sare situate la adâncimi mai mari de 700 m față de suprafață pot fi considerate ca fiind afectate de o stare naturală de tensiune hidrostatică, în jurul căreia se amplifică și se manifestă semnificativ zonele de tranziție și de instabilitate.

Tabelul 5.3- Valorile adâncimii critice:

Autorul	Relația de calcul a adâncimii critice $H_{crit.}$, [m]	Valoarea adâncimii critice $H_{crit.}$, [m]	Semnificații
Țimbarevici Ruppeneit	$H_{cr} = \frac{\sigma_{rc}}{2\xi_0\gamma_a}$	347,23	γ_a – greutatea specifică aparentă, $\gamma_a = 2,039 \cdot 10^4$ N/m ³ . σ_{rc} – rezistența de rupere la compresiune, $\sigma_{rc} = 14$ MPa; ξ_0 - coeficientul împingerii active laterale.
Slesarev Labasse Proiavkin Maximov	$H_{cr} = \frac{\sigma_{rc}}{\gamma_a}$	694,46	

Atenție deosebită trebuie acordată și corelării dintre starea naturală de tensiune și adâncimea critică, în funcție de care să poată fi caracteriza stabilitatea zonală a masivului de sare Praid. Analizele efectuate scot în evidență faptul că starea naturală de tensiune este determinată de acțiunea forțelor gravitaționale, a forțelor de natură tectonică și a temperaturii.

Au fost stabilite analitic corelațiile dintre componentele stării naturale de tensiune pentru zonele respective, tabelul 5.4.

Tabelul 5.4- Corelațiile dintre componentele stării naturale de tensiune [A6]:

ZONA STABILĂ (1 și 2)	ZONA DE TRANZIȚIE (3 și 4)	ZONA INSTABILĂ
$\sigma_z = \gamma_a H$ $\sigma_0 = \sigma_x = \sigma_y = \sigma_z + A$ $A = \frac{3}{\sqrt{2}} \frac{G_2 K_0}{(G_1 + G_3)}$	$\sigma_z = \gamma_a H$ $\sigma_0 = \sigma_x = \sigma_y = \sigma_z - B$ $\sigma_0 = \sigma_x = \sigma_y = \sigma_z - \frac{3}{2} K_0$ $B = \frac{3K_0}{\sqrt{2}(G_1 + G_3)} \left[G_2 + G_1 \exp\left(-\frac{G_1 + G_2}{2} t\right) \right]$	$\sigma_z = \gamma_a H$ $\sigma_0 = \sigma_x = \sigma_y = C e^{-\lambda A} + D \cdot e^{-\lambda B} + E \cdot \sigma_z$ $\sigma_0 = \sigma_x = \sigma_y = \frac{\mu}{1 - 2\mu} \sigma_z$

Starea naturală de tensiune poate fi reprezentată și grafic, prin elipsoidul lui Lammé și criteriul de rupere Coulomb – Mohr. Din evaluarea analitică a stării naturale de tensiune funcție de comportamentul la deformare elastic și neelastic a masivului de rocă, rezultă că pentru domeniul elastic este acceptată ipoteza lui Kühn, iar pentru domeniul neelastic se acceptă ipoteza bazată pe teoria de rupere Coulomb – Mohr; în amândouă situații, starea naturală de tensiune se modifică în funcție de adâncime, o constatare similară fiind pusă în evidență și în cazul în care este implicată și coeziunea [A6]. Pentru un comportament elastic, starea naturală de tensiune crește odată cu adâncimea, ceea ce presupune că în acest context se modifică și comportamentul la deformare al sării, trecând de la o stare elastică la una neelastică. Prin urmare, de la o anumită adâncime comportamentul sării se apropie de o stare limită atribuită plasticității sau procesului de rupere – denumită adâncime limită sau critică. Din calculul adâncimii critice, rezultă că aceasta este mai mare atunci când valoarea coeficientului împingerii laterale active crește. În cazul în care valoarea acestui coeficient este egală cu 1, întâlnit practic în situațiile hidrostatice, se acceptă raționamentul potrivit căruia adâncimea critică nu este pusă în evidență și ca urmare, sarea se va comporta elastic, dovedind prezența unei stări stabile, întrucât tensiunile orizontale componente vor tinde spre o stabilizare.

Din calculele efectuate pentru adâncimea critică, rezultă că pentru rezistența de rupere la compresiune a sării de 14 MPa și adâncime mai mare de 700 m față de suprafață, excavațiile pot înregistra fenomene de instabilitate care trebuie reținute pentru etapa de perspectivă a salinei Praid, având în vedere că nivelul de exploatare se extinde în profunzime la adâncimi mai mari față de cele calculate.

5.2.3. Metoda propusă de măsurare a stării secundare de tensiune din pilieri și rezultate obținute

Pe baza experimentărilor de laborator, a datelor obținute prin modelarea fizică, a datelor obținute în urma măsurătorilor de deformare in situ a pilierilor a rezultat necesitatea evaluării solicitării pilierilor, adică a stării secundare de tensiune din pilieri. În acest scop s-a optat pentru metoda hidraulică de măsurare și ca urmare, s-a trecut la proiectarea echipamentului și a tehnicii de măsurare necesare, prin realizarea de aparatură în acest sens. Ca echipament de măsurare s-a realizat celula cilindrică de presiune în găuri de sondă, realizată pe principiul hidraulic. Celula a

fost concepută în cadrul Laboratorului de Geomecanică din Universitatea din Petroșani (figura 5.8). Prin intermediul ei se poate realiza măsurarea stării secundare de tensiune din pilieri și chiar planșee [A11; A154].



Figura 5.8- Dispozitive de măsurare în pilieri la mina Telegdy.

Celula nu este altceva decât o pastilă cilindrică din cauciuc rezistent și flexibil, în care este pompat ulei sau emulsie până când prin expandare ea se va lipi de pereții găurii. Inițial, acestea sunt umplute cu fluid hidraulic și conectate prin intermediul unui tub de cupru rezistent la presiune la un sistem individual de măsurare a presiunii (în cazul nostru un manometru), dar poate fi folosit și un sistem înregistrator de preluare grafică și continuă a datelor. După realizarea găurii, forarea acesteia la un diametru de 54 mm, celula a fost montată, introdusă în propria ei gaură la adâncimea corespunzătoare, fiind presurizată prin intermediul unui dispozitiv de control a presiunii (DCP) special proiectat. Acest dispozitiv utilizează un piston cu șurub care măsoară volumul fluidului injectat în celulă. În timp ce se realizează presurizarea, celula expandează făcând un contact intim cu pereții găurii. Celula a fost astfel proiectată, încât presiunea inițială din ea să fie dependentă de adâncimea acoperitoare, de exemplu la o adâncime de aproximativ 100 m în celulă trebuie să se creeze o presiune inițială de $0,26 \text{ daN/cm}^2$, adică $(1,1 \times \text{adâncimea})$. Înainte ca celula să fie presurizată, întregul sistem hidraulic trebuie să fie drenat de toate bulele de aer sau de golurile pline cu aer din sistem. Dacă în timpul presurizării presiunea scade lent, atunci s-a produs o fisură în sistem sau celula s-a rupt. Ca și echipament de forare s-a folosit echipamentul din dotare al salinei, care a permis forarea de găuri cu lungimi de până la 8 m și un diametru de 54 mm. Împingerea în gaură a celulei s-a realizat cu un sistem tip fultuitor, în așa fel încât prin montare aceasta să nu se deterioreze [A154].

Măsurătorile stării secundare de tensiune de la Salina Praid – mina Telegdy au fost începute în luna septembrie a anului 1999. La această mină, în doi pilieri de formă pătratică situați la orizontul 1, au fost montate 8 celule hidraulice, câte 4 celule în fiecare pilier, la diferite adâncimi (figura 5.9) conform datelor prezentate în tabelul 5.5. Rezultatele finale obținute până în luna iunie anul 2000 sunt redate valoric și grafic în figura 5.10.

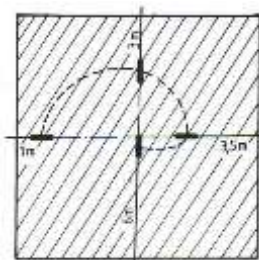


Figura 5.9- Schematizarea adâncimii de amplasare a celulelor în pilieri.

Tabelul 5.5- Datele de montare a celulelor hidraulice:

Pilierul	Celula nr.	Adâncimea găurii de montare
A	Celula 1	1 m
	Celula 2	3 m
	Celula 3	3,5 m
	Celula 4	6 m

D	Celula 1'	1 m
	Celula 2'	3 m
	Celula 3'	3,5 m
	Celula 4'	6 m

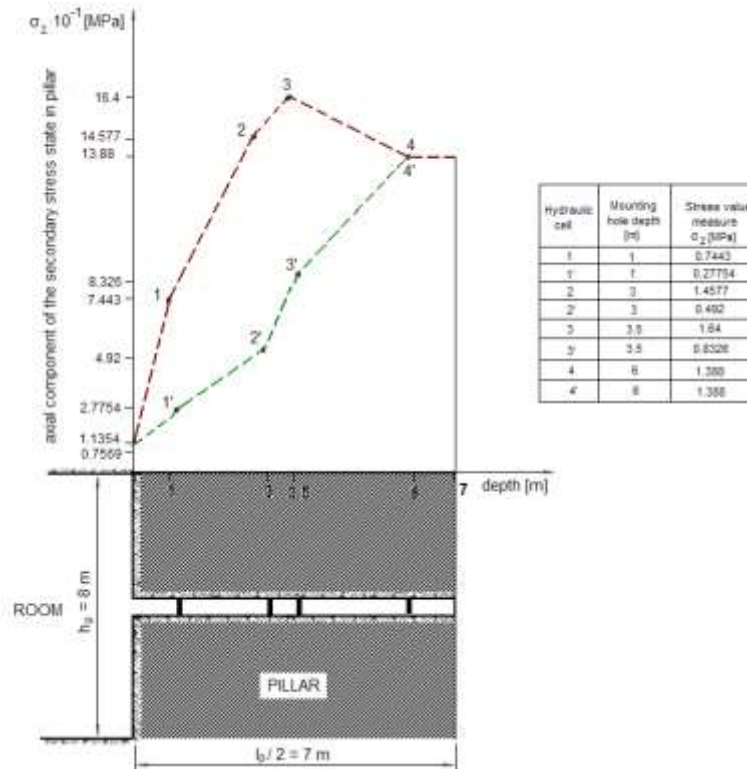


Figura 5.10- Componenta axială a stării secundare de tensiune.

Analizând rezultatele obținute din punct de vedere cantitativ și calitativ se pot face următoarele remarci: pilierii de la mina Telegdy prezintă o distribuție a componentei verticale a stării secundare de tensiune caracterizată de faptul că valoarea stării secundare de tensiune este maximă în axa pilierului în mijlocul acestuia și descrește spre exteriorul lui. Prin urmare (așa cum ne confirmă observațiile in situ și rezultate obținute prin modelare, pe modele camere - pilieri), tensiunile de forfecare care apar în acești pilieri de la Telegdy (intacți, nefisurați și neafecțați deocamdată de nici un sistem sau mod de fracturare) au valoarea maximă pe conturul acestora și descesc spre interiorul lor. O asemenea variație a tensiunilor de forfecare, τ , rezultă parțial din creșterea spre interiorul pilierilor a componentelor laterale a stării de tensiune și o descreștere naturală a tensiunii de compresiune pe măsură ce ne îndepărtăm de suprafețele libere ale pilierilor [A11]. Se poate considera că tocmai acest fenomen precizat și de literatură [A44; A151; A152; A154] explică faptul de ce un pilier de formă pătratică poate suporta o sarcină mult mai mare decât un pilier dreptunghiular de secțiune transversală egală. Ultima formă de pilier are una din laturi mult mai îngustă, fapt ce limitează dezvoltarea tensiunilor laterale.

Din aceleași date obținute și reprezentate grafic în figura 5.10, rezultă că distribuția tensiunii în pilieri poate fi aproximată în funcție numai de componenta verticală a stării naturale de tensiune din masiv de origine gravitațională, printr-o expresie de forma:

$$(5.5) \quad \sigma_{zp} = \iint_{A_p} \sigma_z dA_p$$

în care A_p este suprafața secțiunii transversale a pilierului.

Prin modul de repartizare a componentei verticale a stării de tensiune, pilierii de formă pătrată de la Salina Praid, mina Telegdy pot fi caracterizați de modelul de analiză a stării secundare de tensiune – deformare prezentat în figura 5.11.

Din figura 5.10, se constată formarea a trei zone: *zona de rupere casantă* manifestată pe o distanță de aproximativ 0,2 – 0,5 m în jurul pilierului, *zona de curgere* sau *starea vâscoasă*, *zona neelastică* – *zona plastică*. Ultimele două zone pot ajunge pentru pilierii corect dimensionați până la o distanță de circa 1,5 m în jurul acestora și în final zona deformării elastice sau starea elastică.

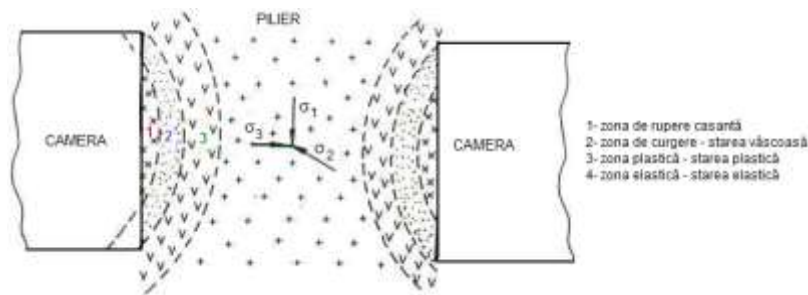


Figura 5.11- Model de analiză a stării secundare de tensiune – deformare într-un pilier de sare.

În baza celor precizate redăm ipotetic situațiile prin care un pilier poate să ajungă până în momentul ruperii și anume: pilier competent și pilier în stare de curgere (figura 5.12).

Este de precizat faptul că se impune cercetarea în continuare a stării de tensiune secundare de tensiune, a modului ei de distribuție în pilieri dar și în planșee, ca în final să se poată elucida cu o mai mare precizie și să se poată generaliza cele constatate pentru salinele din țara noastră. Totodată, în baza acestor mențiuni și a studiilor care vor fi realizate, va trebui să se poată crea o metodologie sau un model matematic generalizat, care să implice toți factorii ce influențează stabilitatea sistemului de exploatare [A11; A24; A66]. Referitor la cercetările in situ efectuate la Salina Praid pentru evaluarea stării de tensiune din pilieri, aș sublinia faptul că măsurătorile efectuate în subteran prezintă unele avantaje în compararea stării de tensiune din pilieri, cu rezultatele obținute analitic. Metodele de măsurare trebuie să cuprindă: determinarea mișcării rocilor, a deformațiilor și a sarcinilor. Se confirmă astfel faptul că pilierii, prin amplasamentul lor la același orizont, prin forma lor geometrică, determină o distribuție neuniformă a tensiunilor și o transmitere de sarcini de la pilier la pilier. Totuși, curbele de fluaj corelate cu datele și curbele de fluaj din laborator (figura 5.13; figura 5.14) permite să se considere că pilierii intercamerali se comportă ca un sistem elasto – vâsco – plastic, ce poate fi descris cu ajutorul unui model complex reologic. Menționăm însă că pilierii existenți la Salina Praid se situează în prezent în domeniul de stabilitate din punct de vedere al comportamentului de fluaj, domeniu ce poate fi estimat pentru sarea de la Praid în limitele $(0,3 - 0,45) \sigma_{rc}$.

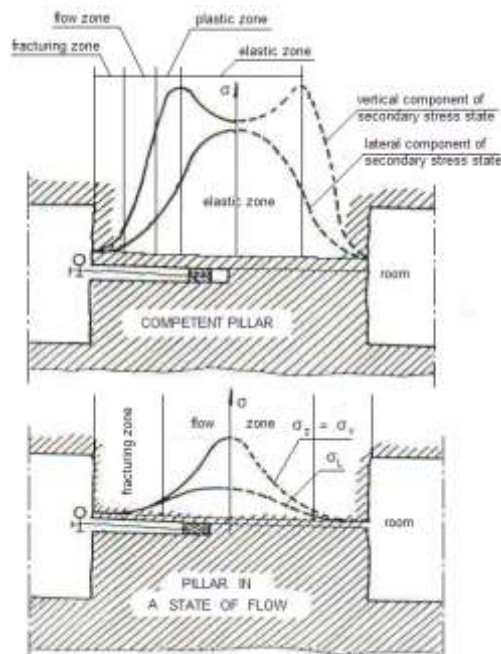


Figura 5.12- Caracterizarea stabilității unui pilier: a) competent; b) în stare de curgere.

Rezultatele obținute arată că pilierii de la mina Telegdy prezintă o distribuție a componentei verticale a stării secundare de tensiune caracterizată de faptul că valoarea stării secundare de tensiune este maximă în axa pilierului în mijlocul acestuia și descrește spre exteriorul lui. Tensiunile de forfecare care apar în acești pilieri de la Telegdy au valoarea maximă pe conturul acestora și descesc spre interiorul lor, variație rezultată parțial din creșterea spre interiorul

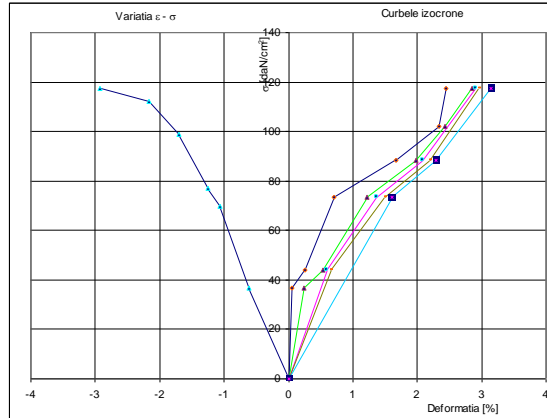
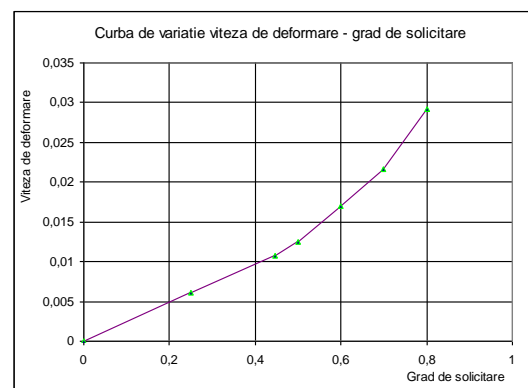
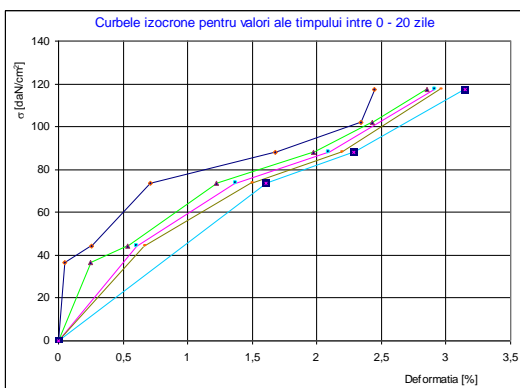
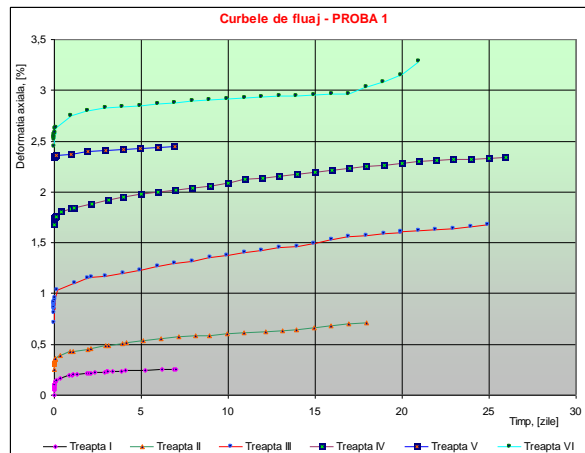
pilierilor a componentelor laterale a stării de tensiune și o descreștere naturală a tensiunii de compresiune pe măsura îndepărtării de suprafețele libere ale pilierilor [A11; A24; A66; A154].

Proba 1

$\sigma_{rc\ med} = 147\ daN/cm^2$

$\lambda = h / d = 2$

Treapta de solicitare	Grad de solicitare Δ	Rezistența σ_c [daN/cm ²]
I	0,25	36,75
II	0,3	44,1
III	0,5	73,5
IV	0,6	88,2
V	0,7	102
VI	0,8	117,6

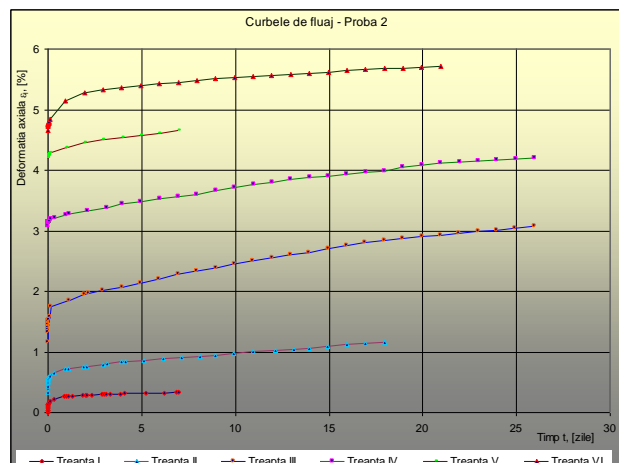


Proba 2

$\sigma_{rc\ med} = 193\ daN/cm^2$

$\lambda = h / d = 1$

Treapta de solicitare	Grad de solicitare Δ	Rezistența σ_c [daN/cm ²]
I	0,25	48,25
II	0,3	57,9
III	0,5	96,5
IV	0,55	106,15
V	0,6	115,8
VI	0,7	135,1



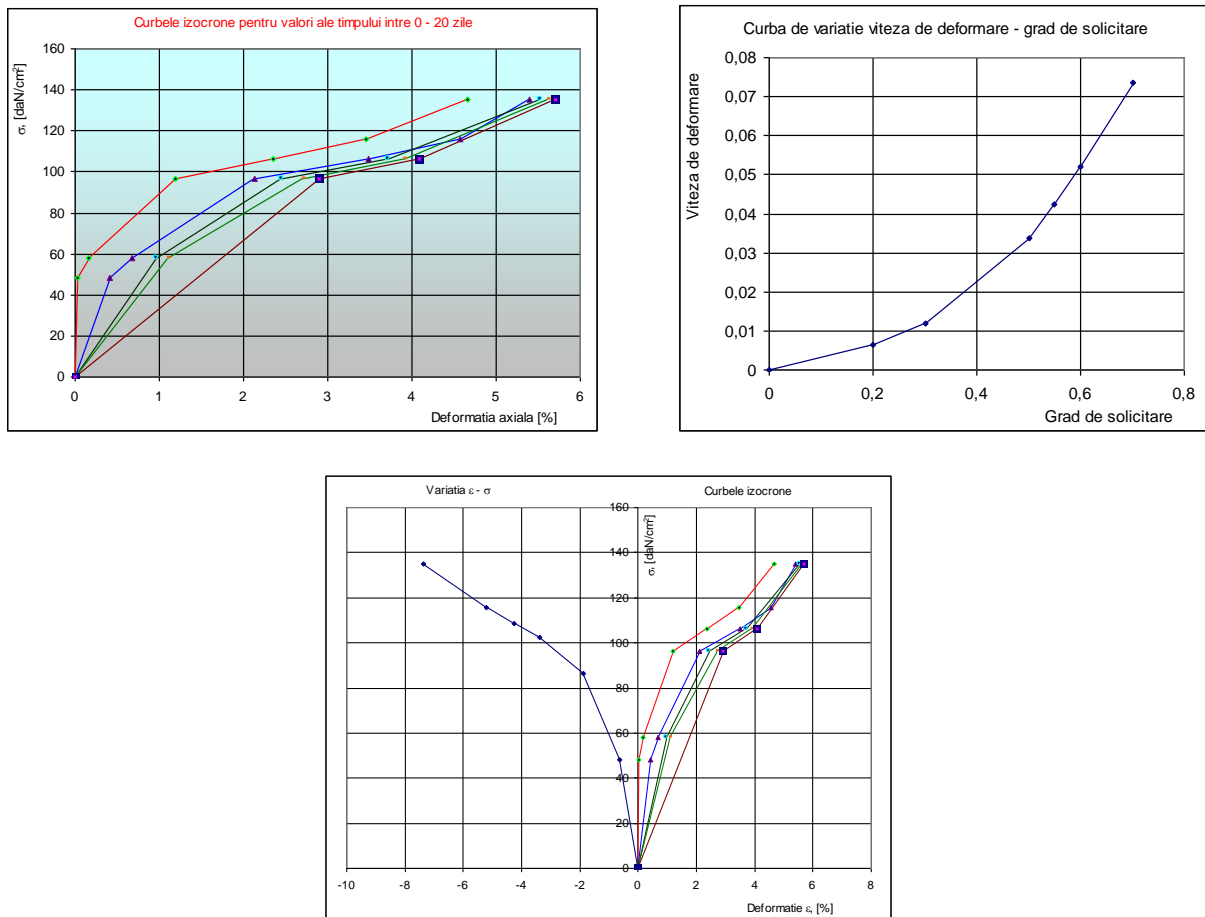


Figura 5.13- Interpretarea rezultatelor obținute în laborator în urma încercărilor reologice pe eșantioane de sare de la Praid.



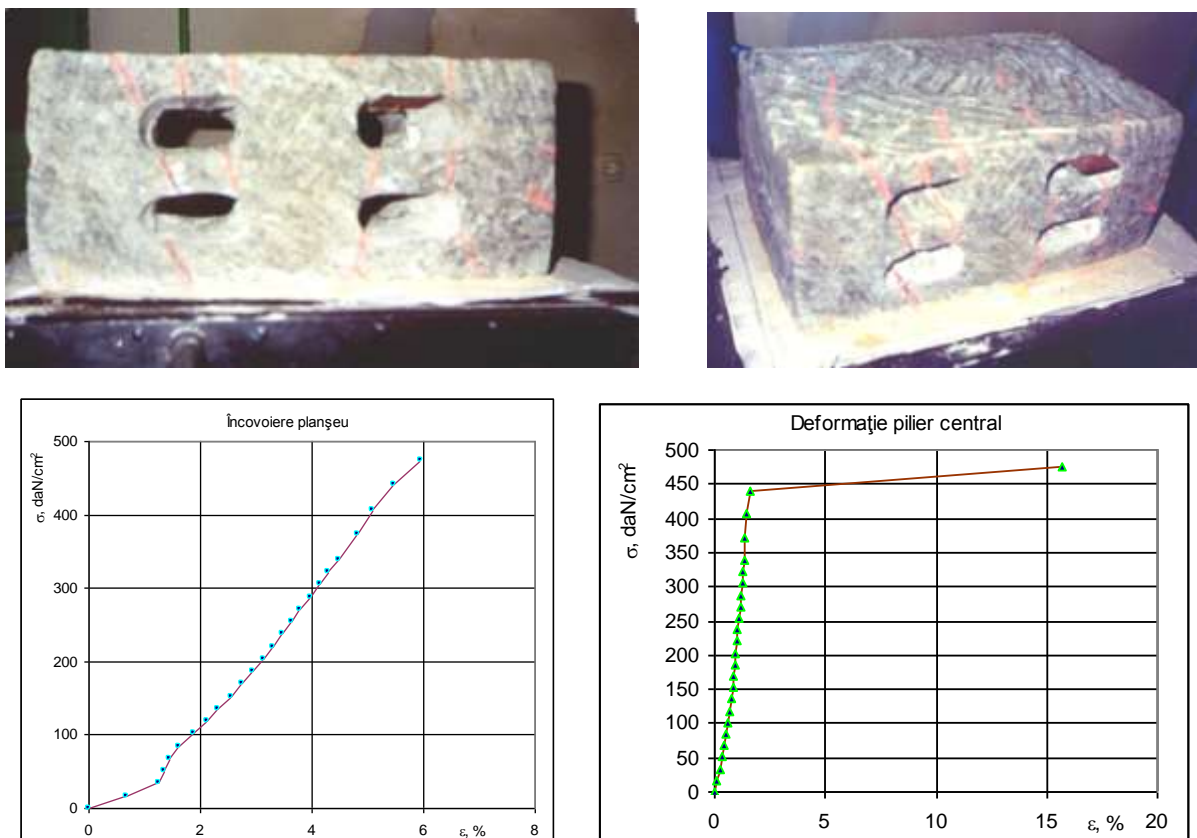


Figura 5.14- Rezultate obținute în laborator din încercări pe modele camere – pilieri.

5.3. Posibilitatea dimensionării pilierilor prin utilizarea principiului interacțiunii în cazul metodei de exploatare a sării geme pe cale solidă

Pentru evaluarea pe cale analitică a stabilității sistemului de exploatare a sării geme pe cale uscată odată cu creșterea adâncimii, s-a propus o metodologie bazată pe principiul interacțiunii pilier – cameră – masiv de sare, procedeu prin care se poate stabili starea secundară de tensiune – deformare din pilier cu luarea în considerare a comportamentului reologic al sării, modificarea formei pilierilor și a tehnologiei de extragere. Algoritmul prezentat poate fi extins în domeniul exploatarea, acolo unde se folosește metoda de exploatare cu camere și pilieri [A27]. Deoarece metoda cu camere și pilieri formează un sistem spațial unic de exploatare pe cale uscată a sării geme, atunci, este cert imperativul stabilirii unei corelații eficiente, din punct de vedere a stabilității – fiabilității, între parametrii geometrici ai acestui sistem și a masivului înconjurător. În general, pentru fiecare situație concretă (orizont, salină), se caută dimensionarea elementului cel mai solicitat din sistem și funcție de elementele geometrice ale acestuia se stabilesc ceilalți parametri ai sistemului.

Actualmente, calea analitică de evaluare a stabilității, fiabilității, sistemului de exploatare a sării geme pe cale uscată, se rezumă la utilizarea procedeele de calcul bazate pe „teoria echilibrului limită”. Aceste procedee, tocmai datorită principiului pe care se bazează, prezintă o serie de dezavantaje printre care amintesc: conduc la o supradimensionare a pilierilor și a planșeelor încă de la primul orizont al unei saline; limitează adâncimea de exploatare prin creșterea exagerată a dimensiunilor pilierilor în detrimentul camerelor, reducând substanțial coeficientul de extracție a sării; nu iau în considerare variațiile de comportament ale sării în corelare cu creșterea adâncimii de exploatare și a tensiunilor în pilieri; toate relațiile de calcul nu țin seama de implicațiile timpului de solicitare, adică de comportamentul reologic al sării (de durata mare de existență a unei saline și modificările care se produc în caracteristicile de rezistență pe perioada de exploatare a sării) și altele. Față de sublinierile formulate s-a considerat că dimensionarea pilierilor este o problemă susceptibilă și care necesită corecții, îmbunătățiri și chiar găsirea de noi procedee mai eficiente, care să faciliteze extinderea în siguranță a exploatarea sării în adâncime.

Prin rolul pe care îl au pilierii, ca elemente ale metodei de exploatare a sării geme, aceștia pot fi asimilați ca un sistem natural de susținere. Un asemenea sistem de susținere trebuie însă studiat în contextul a două condiții:

- (1) cantitatea de substanță minerală utilă – sarea - înmagazinată de pilier să fie minimă (obținerea unui coeficient maxim de extragere);
- (2) să-și asume rolul și să-l îndeplinească și pe cel de asigurare a stabilității globale a unei camere, orizont și implicit al unei saline.

Consider că un astfel de obiectiv poate fi realizat pe baza principiului mecanismului interacțiunii, adică a comuniunii deformațiilor rocilor din jurul unei excavații subterane și ale sistemului de susținere montat. Evaluarea unei asemenea conlucrări se poate realiza pe calea suprapunerii curbelor de deformare ale rocii și a sistemului de susținere (figura 5.15.)

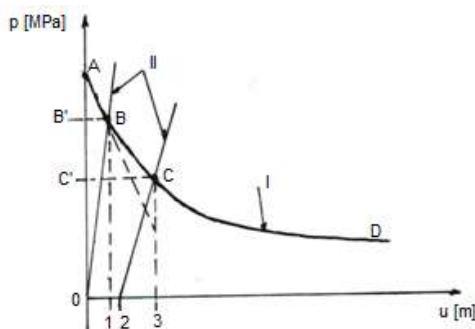


Figura 5.15- Principiul mecanismului interacțiunii: I – curba de relaxare; II – curbele reacțiunii susținerilor (p – sarcina asupra susținerii; u – deplasarea; AB – domeniul de comportament elastic; BC – domeniul de comportament neelastic; 01- deplasarea elastică; 02 - deplasarea rocii până la montarea susținerii; 03 - deplasarea comună a rocii și susținerii; B – punctul de echilibru a sistemului în domeniul elastic; C – punctul de echilibru a sistemului în domeniul neelastic; B' și C' - valorile presiunii pe susținere (naturală și respectiv artificială).

Punctul de intersecție a celor două curbe caracteristice redă simultan mărimea solicitării și a deformării susținerii ce caracterizează starea de stabilitate a sistemului rocă - susținere. Un asemenea principiu, folosit cu succes în proiectarea susținerilor artificiale subterane (susțineri din lemn, din metal, din beton, etc.), poate fi aplicat și în cazul susținerilor naturale, deci și pentru situația exploatării sării cu camere și pilieri. Posibilitatea aplicării acestuia este facilitată și de către avantajele pe care le conferă astăzi metodele de analiză numerică. Ca urmare, metodologia pe care am propus-o, constă în stabilirea:

- (1) a curbei de relaxare a sării, adică a comportamentului la deformare a sării de pe conturul excavației, (camerei – planșeului) în urma solicitării la care este supus sistemul de exploatare;
- (2) a curbei reacțiunii dezvoltate de către pilier, cu rol de susținere naturală, ca urmare a solicitărilor la care este supus acesta. Intersecția analitică (și grafică) a ecuațiilor celor două curbe ne conduce la condiția de echilibru a sistemului de exploatare.

Metoda propusă a fost aplicată în cazul minei Telegdy, de la salina Praid, unde, de fapt, au fost realizate atât observații și măsurători in situ ale stării secundare de tensiune – deformare în pilierii de formă pătratică, cât și cercetări experimentale în laborator prin modelare [A11; A27; A154]. S-a considerat că porțiunea de sare care urmează să fie lăsată în pilier (figura 5.16) este supusă unei stări de tensiune încă înainte ca pilierul să fie conturat, adică starea naturală de tensiune bine definită de componentele sale normale σ_z ; σ_y ; σ_x , care, în contextul unui comportament elastic la deformare, sunt determinate de relațiile:

$$\sigma_z = \gamma_a H$$

$$(5.6) \quad \sigma_x = \sigma_y = \frac{\mu}{1-\mu} \sigma_z = \xi_0 \sigma_z$$

unde: γ_a - greutatea specifică aparentă a sării; μ - coeficientul lui Poisson; ξ_0 - coeficientul împingerii laterale active dat de coeficientul lui Poisson:

$$(5.7) \quad \xi_0 = \frac{\mu}{1-\mu}$$

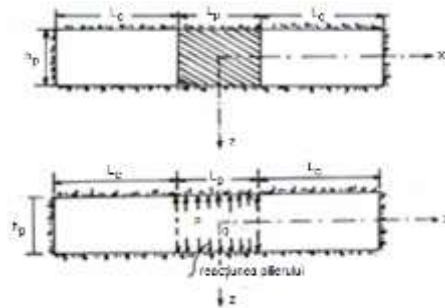


Figura 5.16- Secțiune transversală prin sistemul de exploatare cu camere mici și pilieri pătrați (L_c – lățime cameră; L_p – lățime pilier; h_p – înălțime pilier).

Cu începerea conturării pilierului apar și se manifestă concentrări de tensiune care conduc la apariția stării secundare de tensiune materializată în porțiunea de sare aferentă pilierului prin componentele normale: σ_z^S ; σ_y^S și σ_x^S . O asemenea stare secundară de tensiune, prin componentele sale, suferă modificări odată cu începerea conturării pilierului, în sensul că tensiunile laterale σ_x^S și σ_y^S se reduc, tinzând spre zero, iar componenta verticală, respectiv axială, crește tocmai datorită funcției de susținere pe care pilierul începe să o dezvolte. Aceste două surse de modificare a echilibrului sistemului de exploatare (starea naturală și starea secundară de tensiune) acționează simultan în modul pe care l-am arătat. În modelul matematic de evaluare a stabilității sistemului cameră-pilier propus, s-a apelat la principiul interacțiunii, respectându-se următoarele condiții: sistemul de coordonate este cel prezentat în figura 5.16; pilierul are rolul unei susțineri; axa pilierului este paralelă la una din componentele normale principale ale stării naturale de tensiune, adică la σ_z ; solicitarea axială a pilierului generează o distribuție uniformă a tensiunii axiale (fapt confirmat de măsurătorile in situ [A154]); solicitarea maximă o conferă componenta normală axială principală a stării secundare de tensiune σ_z^S . Modificarea componentelor normale ale stării secundare de tensiune în direcțiile z , y , x odată cu realizarea pilierului se modifică conform cu relațiile:

$$(5.8) \quad \Delta\sigma_z^S = \sigma_z - \sigma_z^S$$

$$(5.9) \quad \Delta\sigma_y^S = \sigma_y - \sigma_y^S$$

$$(5.10) \quad \Delta\sigma_x^S = \sigma_x - \sigma_x^S$$

La terminarea realizării pilierului starea secundară de tensiune devine:

$$(5.11) \quad \sigma_z^S \neq 0 \text{ și } \sigma_y^S = \sigma_x^S = 0$$

În contextul condițiilor deformării plane, conform cu [A152] se poate scrie că:

$$(5.12) \quad \Delta\sigma_z^S = \mu[\Delta\sigma_x^S + \Delta\sigma_y^S]$$

Combinând relațiile (5.8), (5.11) și (5.12), obținem:

$$(5.13) \quad \Delta\sigma_z^S = \mu[\sigma_x - \Delta\sigma_y^S]$$

Solicitarea axială a pilierului este însă o consecință a deformării lui axiale. Pentru o deformare nulă a pilierului (adică înainte de producerea oricărei deformări, la $t = 0$), în condițiile unui mediu elastic liniar, omogen și izotrop, rezultă că:

$$(5.14) \quad \varepsilon_z^S = \varepsilon_z$$

în care: ε_z și ε_z^S sunt componentele normale ale deformării în direcția z , datorate stării naturale de tensiune (adică a stării de tensiune existente înainte de realizarea pilierului) și respectiv stării secundare de tensiune după realizarea pilierului, dar înainte să aibă loc vreo deformare:

$$(5.15) \quad \varepsilon_z = \frac{1}{E} [\sigma_z - \mu(\sigma_x + \sigma_y)]$$

$$(5.16) \quad \varepsilon_z^S = \frac{1}{E} [\sigma_z^S - (\sigma_x^S + \sigma_y^S)]$$

Condiția (5.14), conform cu expresiile (5.15), (5.16) și a relațiilor (5.8) – (5.13), devine:

$$(5.17) \quad \sigma_z^S = \sigma_z - \Delta\sigma_z^S$$

Ținând seama de faptul că:

$$(5.18) \quad \Delta\sigma_z^S = \frac{\mu}{1-\mu} \sigma_x$$

în final, rezultă expresia componentei normale de presolicitare a stării secundare de tensiune, după direcția axială a pilierului ca fiind:

$$(5.19) \quad \sigma_z^S = \sigma_z - \frac{\mu}{1-\mu} \sigma_x$$

componentă care, așa cum o să arăt în continuare, este un termen constant în ecuația curbei caracteristice de reacțiune dezvoltată de pilier ca și susținere naturală.

În vederea stabilirii curbei de relaxare a sării s-a considerat secțiunea transversală printr-un pilier situat între două camere prezentată în figura 5.16. Geometric, situația luată în studiu s-a caracterizat astfel: sistem de exploatare cu camere mici și pilieri pătrați cu lățimea camerelor $L_c = 16$ m, lățimea pilierului $L_p = 14$ m și înălțimea pilierului $h_p = 8$ m.

Totodată, s-au considerat, așa cum de fapt am și precizat, condițiile deformării plane, iar sarea din pilier și din jurul acestuia este caracterizată de următoarele valori ale proprietăților geomecanice implicate în calcule: greutatea specifică aparentă a sării $\gamma_a = 2,1 \cdot 10^4$ N/m³, modulul de elasticitate $E = 950$ MPa, coeficientul lui Poisson $\mu = 0,26$. Pentru obținerea curbelor de relaxare pentru diferite adâncimi (100 m – 1000 m) a fost necesară stabilirea stării secundare de tensiune și a deplasărilor care afectează pilierii până la rupere. Aceste mărimi au fost obținute pe cale analitică cu ajutorul procedurii elementului finit, valori care pentru adâncimea de 100 m la mina Telegdy au și fost verificate prin datele obținute din măsurători [A154]. Domeniile de variație a componentei axiale a stării secundare de tensiune și a deplasărilor corespunzătoare, obținute pentru diferite intervale de adâncime sunt redată în tabelul 5.6.

Tabelul 5.6 - Valorile solicitării axiale și a deplasărilor:

Intervalul de adâncime H [m]	Valoarea componentei axiale a stării secundare de tensiune ce solicită pilierul, [MPa]	Deplasările v [cm]
0 - 200	1,64	0,945
	0,795	0,713
	0,375	0,489
200 - 400	8,4	4,25
	6,16	2,62
	3,54	1,28
400 - 600	12,6	26,82
	11,5	1,8456
	9,45	0,7325
600 - 800	16,8	9,0012
	14,9	1,897
	13,65	1,275
800 - 1000	21,00	16,25
	19,4	3,0016
	17,85	1,655

Ecuațiile curbelor de relaxare a sării pentru: intervalele de adâncime considerate; a solicitărilor axiale și a deplasărilor sunt materializate în tabelul 5.7.

Notând componentele normale principale ale stării secundare de tensiune după ce pilierul începe să fie solicitat cu: σ_{zp}^S , σ_{yp}^S și σ_{xp}^S , atunci:

$$(5.20) \quad \Delta\sigma_{zp}^S = \sigma_z^S - \sigma_{zp}^S$$

$$(5.21) \quad \Delta\sigma_{yp}^S = \sigma_y^S - \sigma_{yp}^S$$

$$(5.22) \quad \Delta\sigma_{xp}^S = \sigma_x^S - \sigma_{xp}^S$$

în care: $\Delta\sigma_{zp}^S$, $\Delta\sigma_{yp}^S$ și $\Delta\sigma_{xp}^S$ - creșterile componentelor principale ale stării de tensiune rezultate din solicitarea axială a pilierului.

Păstrând aceleași condiții la limită ca în cazul ecuațiilor (5.11) și (5.22) atunci scurtarea v a pilierului la nivelul semiînălțimii acestuia (la $h/2$) datorată numai solicitării axiale, este:

$$(5.23) \quad v = \frac{\Delta\epsilon_{zp}^S \cdot h}{2}$$

unde: $\Delta \varepsilon_{zp}^S$ - modificarea în pilier a deformării axiale ca urmare a acțiunii solicitării axiale și care pe baza condițiilor la limită are valoarea:

$$(5.24) \quad \Delta \varepsilon_{zp}^S = \frac{1-\mu^2}{E} \Delta \sigma_{zp}^S$$

în care E este modulul de elasticitate a sării geme din pilier.

Pe baza relațiilor (5.23) și (5.24) s-a obținut expresia:

$$(5.25) \quad \Delta \sigma_{zp}^S = \frac{2.E.v}{h(1-\mu^2)}$$

Substituind ecuațiile (5.19) și (5.25) în (5.20) s-a obținut componenta axială a stării de tensiune în pilier:

$$(5.26) \quad \sigma_{zp}^p = \sigma_z - \frac{\mu}{1-\mu} \sigma_x - \frac{2.E.v}{h(1-\mu^2)}$$

sau:

$$(5.27) \quad \sigma_{zp}^S = (1-\xi^2) \sigma_z - \frac{2.E.v}{h(1-\mu^2)}$$

ecuație care reprezintă de fapt curba reacțiunii dezvoltate de pilier, considerat ca având rolul de susținere naturală.

Pentru situația de la mina Telegdy, salina Praid ecuațiile reacțiunii dezvoltate de pilieri la diferite adâncimi sunt redate în tabelul 5.7. În figura 5.17 este prezentată grafic intersecția acestor curbe. Intersectarea celor două tipuri de curbe (de relaxare a sării și de reacțiune dezvoltată de pilier) m-a condus la obținerea valorii tensiune axiale în pilier și a oferit posibilitatea evaluării stabilității lui și a sistemului de exploatare. Stabilitatea pilierului este condiționată de valoarea deformării de pe abscisă și de valoarea solicitării la care este supus de pe ordonată [A27].

Tabelul 5.7 – Prezentarea ecuațiilor de relaxare a sării și de reacțiune a pilierului:

Intervalul de adâncime, H [m]	Ecuațiile curbelor de relaxare	Ecuațiile curbelor de reacțiune a pilierilor
0 – 200	$\sigma = -1,7458 v + 4,06395$	$\sigma_{zp}^S = 43,932 v - 4 \cdot 10^{-16}$
200 – 400	$\sigma = -1,9799 v + 8,559$	$\sigma_{zp}^S = 30,778 v + 10^{-15}$
400 – 600	$\sigma = -1,8666 v + 12,773$	$\sigma_{zp}^S = 30,166 v$
600 – 800	$\sigma = -1,8928 v + 17,098$	$\sigma_{zp}^S = 26,098 v$
800 - 1000	$\sigma = -1,3136 v + 21,428$	$\sigma_{zp}^S = 38,511 v$

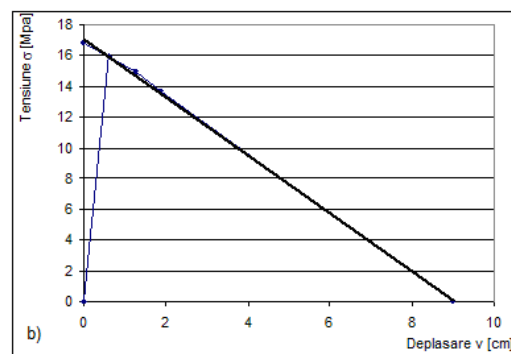
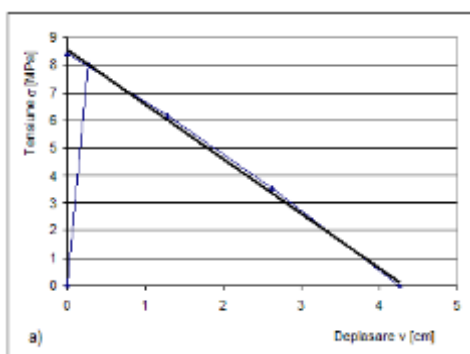


Figura 5.17- Intersecția curbei de relaxare și a curbei reacțiunii pilierului:
a) pentru H = 200 – 400 m și b) pentru H = 600 – 800 m.

Din analiză datelor obținute se constată că odată cu creșterea adâncimii se modifică și condițiile de stabilitate ale sistemului de exploatare, modificări redate prin coordonatele punctelor de intersecție a perechilor de curbe. Metodologia propusă oferă posibilitatea analizei nefavorabile a neuniformității geometriei pilierilor (nu au aceleași dimensiuni), implicațiile nefavorabile ale necoaxialității acestora și asimetria pilierilor față de axa principală a câmpului minier. Totodată, oferă posibilitatea evaluării stării de tensiune în pilieri, în sensul că, dacă nu se păstrează în proiectare o simetrie față de axa centrală a minei, atunci s-ar putea ca pe pilierii centrali să

aționeze o stare de tensiune identică, dar care diferă de cea de pe pilierii marginali – problemă rezolvabilă prin extinderea acestei metode [A27]. Problema heterogenității ce conferă o diferență de solicitare a pilierilor poate fi abordată în maniera procedurii prezentat. La concluzii interesante ne conduce analiza grafică, în sensul că în cazul sării, ca de fapt în cazul rocilor cu un comportament pronunțat plastic, curba caracteristică de deformare a sării se apropie ca alură și valoare de o dreaptă. Interacțiunea a deschis și continuă să mențină posibilitatea conștientă, clară, de evaluare, într-o măsură cunoscută a dirijării factorilor care determină interacțiunea. Corelarea aceluiași ecuații prezentate în tabelul 5.7, evidențiază că gradul de solicitare a pilierilor, respectiv pragul de solicitare de 0,3 admis prin cercetările reologice este depășit începând cu adâncimea de 600 m. Pentru exploatarea în adâncime, sub 600 m, considerăm că sunt necesare modificări ale dimensiunilor sistemului de exploatare și anume: în intervalul de 600 – 800 m dimensiunile pilierilor să fie de $L_p = 14,5$ m și $h_p = 8$ m, iar în intervalul de 800 – 1000 m adâncime dimensiunile ar trebui să fie de $L_p = 15$ m; $L_c = 15$ m și $h_p = 8$ m. Utilizarea acestui procedeu, bazat pe principiul interacțiunii poate fi redat prin intermediul unui algoritm care de fapt poate fi extins nu numai pentru orice situații (figura 5.18) întâlnite în salinile din România, ci și pentru situațiile din domeniul exploatării minereurilor unde se aplică metoda de exploatare cu camere și stâlp [A27].

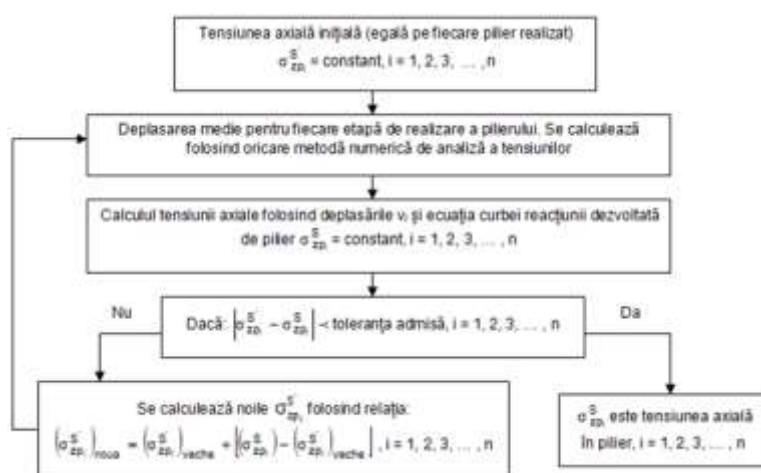


Figura 5.18- Algoritmul de calcul propus (după M. Toderaș, 2003, [A27]).

5.4. Starea secundară de tensiune în jurul găurilor forate în strate de sare

Este bine cunoscut că sarea este un sistem material, natural, căruia îi este caracteristic un comportament neelasic de tip combinat vâsco–elasto–plastic [A1; A3; A9; A33; A54; A76; A144; A152]. Traversarea prin foraje a sării mai ales la adâncimi mari (de peste 1000 m) prezintă dificultăți. Asemenea dificultăți implică aplicarea unor tehnologii speciale de foraj adecvate comportamentului sării pe întreaga durată de execuție, și anume: **săparea** (pericolul de deviere a găurii, ceea ce necesită o apăsare redusă pe sapă și deci o viteză redusă de avansare; contactul cu lichidul de foraj necorespunzător ca și compoziție și densitate determină disoluția sării conducând la înțepeniri ale garniturii de forare, etc.); **susținerea** găurii cu ajutorul fluidului de foraj (utilizarea unor fluide care pot fi efective numai când acestea posedă o densitate adecvată ce pot limita viteza de deformare a sării din pereții găurii, controlând închiderea forajului executat în formațiunea de sare); **tubarea** și **cimentarea** tuburilor (tipul pastelor de ciment, calitatea și dimensiunile tuburilor) [A12; A82].

În contextul precizat s-a încercat stabilirea principalilor parametri implicați în abordarea problematicii soluționării traversării eficiente cu foraje a rocilor cu masive de sare, adică: caracterizarea geomecanică a sării, stabilirea pastei de cimentare, compoziția lichidului de foraj și a densității acestuia în vederea soluționării alegerii tipului de tub și dimensiunile acestuia.

5.4.1. Metoda propusă

Caracterizarea geomecanică a inclus determinarea caracteristicilor fizice, de rezistență, de deformare momentană și mai ales reologică (la fluaj) a sării. Comportamentul reologic (la fluaj) al

sării a fost analizat prin compresiune monoaxială pe epruvete cilindrice de sare cu $1,5 < \lambda < 2$ supuse la $\Delta = 10$ grade de solicitare definite în domeniul (5,145 – 13,965) MPa.

În baza datelor experimentale (deformare – timp) au fost ridicate o serie de grafice: curbele de fluaj $\varepsilon_t - t$; izocronene; curba vâscozitate – tensiune, $\eta = f(\sigma)$; curba viteză de deformare – grad de solicitare $\varepsilon' = f(\Delta)$, determinându-se parametrii redați în tabelul 5.8.

Tabelul 5.8- Caracterizarea geomecanică a sării și proprietățile pastelor de ciment:

Denumirea proprietății determinate experimental pe cale de laborator	Unitatea de măsură	SARE Valoare medie	PASTA DE CIMENT			
			Rețeta Nr.			
			I	II	III	
Greutatea specifică aparentă	10^4 N/m^3	2,039	1,718	1,712	1,816	
Rezistența de rupere la compresiune monoaxială $\sigma_{rc}, \lambda = 1,8$	MPa	14,16	10,93	7,59	12,8	
Rezistența de rupere la tracțiune σ_{rt} prin compresiune, $\lambda = 0,5$	MPa	1,39	-	-	-	
Coeziunea, c, determinată prin forfecare	MPa	2,65	9,8	2	8,5	
Unghiul de frecare interioară φ prin forfecare	grade	11	12	30	10	
Rezistența de rupere la compresiune triaxială $\sigma_{rc_{tr}}$	$\sigma_x = \sigma_y = 2,5$	MPa	22,1	-	-	
	$\sigma_x = \sigma_y = 5$	MPa	25,3	28,6	30,5	
	$\sigma_x = \sigma_y = 7,5$	MPa	29,58	-	-	
	$\sigma_x = \sigma_y = 10$	MPa	33,13	37,7	42,3	
	$\sigma_x = \sigma_y = 12,5$	MPa	35,43	-	-	
Coeziunea c_{tr} determinată în triaxial	MPa	7,9	9,8	9,5	10	
Unghiul de frecare interioară $\varphi_{tr} =$ determinat în triaxial	grade	10	11,6	12	12	
Modulul de elasticitate static E	MPa	515	-	-	-	
Coeficientul lui Poisson static μ	-	0,24	-	-	-	
Tensiunea la pragul de dilatație σ_{pd}	MPa	6,354	-	-	-	
Valoarea maximă a deformației volumetrice ε_v	%	-1,45424	-	-	-	
Parametrii reologici	Modulul de forfecare elastic G_1	MPa	230,5	-	-	
	Modulul de forfecare ce controlează elasticitatea întârziată, G_2	MPa	1897,5	-	-	
	Modulul volumetric, K	MPa	220	-	-	
	Coeficienții de vâscozitate	η_1	MPa zile	864	-	-
		η_2	MPa zile	18465,8	-	-
	Rezistența limită de lungă durată $\sigma_{lld} = \sigma_{pl}$	MPa	4,95– 5,60	-	-	
	Viteza de deformare în domeniul fluajului staționar, ε'	% / oră	0,000774 \approx 0,001	-	-	
	Valoarea coeficientului de fluaj, C_F	-	0,833	-	-	
	Coeficienții reologici	α	-	0,046	-	-
β		-	0,34	-	-	

În baza caracterizării geomecanice a sării, a tehnologiei de forare, a fost analizată în continuare: starea secundară de tensiune a masivului de sare din jurul găurii forate; tipul noroiului de foraj posibil de utilizat și în final dimensionarea tuburilor găurilor de sondă. Astfel, starea secundară de tensiune din jurul găurii forate în sare a fost analizată într-un plan orizontal al acesteia, asimilând forajul cu un cilindru cu pereții groși de rază exterioară infinită, umplut cu lichid de foraj. În acest caz și considerând comportamentul sării numai în domeniul elastic (stabil), atunci starea secundară de tensiune din jurul găurii umplute cu lichidul de forare este dată de relațiile:

$$(5.28) \quad \sigma_r = \sigma_x + (p_i - \sigma_x) \frac{a^2}{r^2}$$

$$\sigma_\alpha = \sigma_x - (p_i - \sigma_x) \frac{a^2}{r^2}$$

iar diferența dintre cele două componente: tangențială σ_θ și radială σ_r este:

$$(5.29) \quad \sigma = \sigma_\theta - \sigma_r = 2(\sigma_x - p_i) \frac{a^2}{r^2}$$

în care: p_i este valoarea reacțiunii dezvoltată de coloana noroiului de foraj din interiorul sondei; r este distanța față de conturul înspre interiorul masivului de sare; a este raza găurii forajului; σ_x este valoarea componentei orizontale a stării naturale de tensiune, identic egală cu produsul $\gamma_a H = \sigma_z$ în

contextul unei stări izometrice sau hidrostatice (incompresibile) de tensiune, adică $\sigma_z = \sigma_x = \sigma_y = \gamma_a H$. Odată însă cu creșterea sollicitării și deci, a modificării diferenței dintre componentele stării secundare de tensiune σ , comportamentul sării din jurul sondei devine neelasic. Creșterea lui σ este de fapt rezultatul creșterii adâncimii și deci implicit a temperaturii, deoarece, conform cu rezultatele măsurărilor in situ realizate în o serie de foraje (până la adâncimea de aproximativ 4500 m și o grosime a sării de 1000 – 3000 m), a fost stabilită corelația:

$$(5.30) \quad T = 283,42 + 0,02693 H \quad [^{\circ}\text{K}]$$

respectiv:

$$(5.31) \quad t = 9,78 + 0,02693 H \quad (^{\circ}\text{C})$$

iar zona de tranziție definită de parametrul sollicitare σ și adâncimea H prin intermediul temperaturii t este redată de relația (figura 5.19):

$$(5.32) \quad \sigma = 61,1 - 2,65 t$$

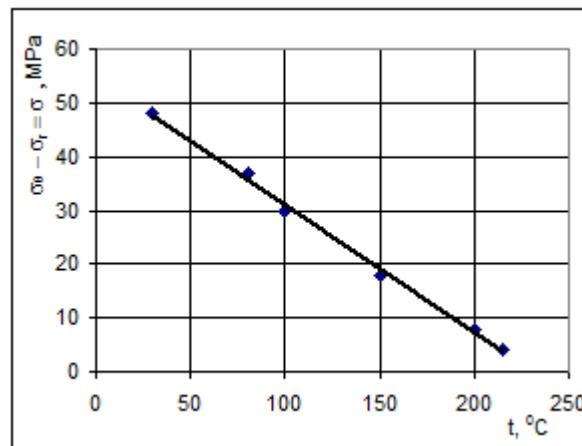


Figura 5.19- Variația tensiunii și adâncimii H cu temperatura.

Această zonă marchează de fapt trecerea sării dintr-un comportament reologic de tip elasto-vâscos într-un comportament reologic vâsco-plastic. Comportamentul vâsco-plastic al sării este cel care de fapt creează dificultățile de traversare a sării prin foraje și care este influențat de: viteza de închidere u' a găurii, de energia de activare a sării cercetate $W_a = 19,3$ kcal/mol, de temperatura T (respectiv de adâncime), de coeficientul lui Poisson $\mu = 0,5$ (pentru starea hidrostatică) de parametrii reologici $\alpha = 0,046$; $\beta = 0,34$ și, bineînțeles, de condiția de plasticitate considerată. Mărima sollicitării σ , respectiv a diferenței $\sigma_\theta - \sigma_r$, în contextul precizat poate fi stabilită cu relația:

$$(5.33) \quad \sigma = \sigma_\theta - \sigma_r = N \ln \left[\frac{1}{r^2} M + \sqrt{\frac{1}{r^4} C + 1} \right]$$

în care:

$$N = \frac{200}{\sqrt{3} \cdot \beta}; \quad M = \xi a^2; \quad C = \xi^2 a^4; \quad \xi = \frac{\sqrt{3}}{1 + \mu} \frac{u' \exp\left(\frac{W_a}{RT}\right)}{7,2 \cdot 10^3 \cdot \alpha}$$

în care: R este constanta gazului ideal ($R = 1,987$ cal/mol $^{\circ}\text{K}$).

5.4.2. Rezultate și discuții

Considerând valorile extreme ale vitezei de deformare a sării în stadiul fluajului staționar (tabelul 5.8), ca fiind de $\varepsilon' = 0,01/\text{oră} - 0,001/\text{oră}$ și pe care le-am asimilat cu vitezele de închidere ale pereților găurii u' , a fost evaluată modificarea sollicitării σ conform relației (5.33) pentru cele două limite ale parametrului u' . Rezultatele obținute sunt redată în graficul din figura 5.20. Se constată că în ambele situații diferența $\sigma_\theta - \sigma_r$ descrește odată cu creșterea adâncimii. Suprapunând graficul zonei de tranziție (curba 3) conform relației (5.32) peste curbele 1 (pentru $u' = 0,001/\text{oră}$) și 2 (pentru $u' = 0,01/\text{oră}$), se constată în mod evident că, pentru $u' = 0,01/\text{oră}$ comportamentul vâscoplastic se manifestă de la adâncimea $H = 1450$ m, pe când pentru $u' = 0,001/\text{oră}$ un asemenea comportament apare de la adâncimea $H = 5500$ m [A12].

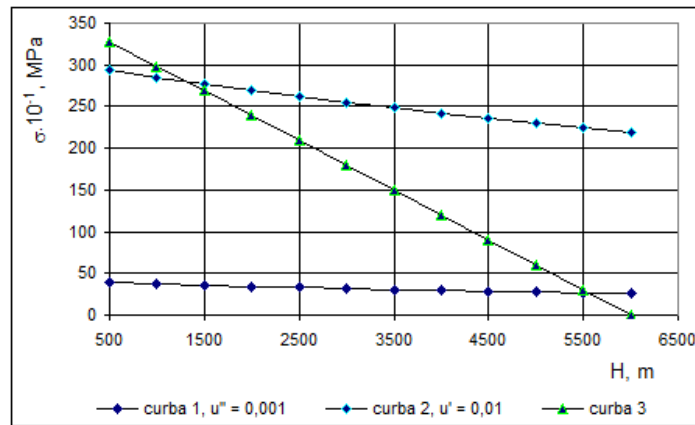


Figura 5.20- Sollicitarea $\sigma = \sigma_{\theta} - \sigma_r$ pe pereții găurii de sondă pentru sarea analizată funcție de adâncimea H.

Ca urmare, rezultă că pentru evitarea unui asemenea comportament vâsco-plastic a sării regăsite între adâncimile 500 m – 4500 m cu grosimi apreciabile apare necesitatea realizării unei reacțiuni p_i care să micșoreze viteza de închidere a găurii pe perioada de efectuare a forajului și până la tubarea acestuia. Un asemenea deziderat fiind realizabil doar prin utilizarea unor fluide de foraj corespunzătoare atât ca și compoziție dar mai ales ca și densitate.

În afara acestor parametri, a apărut necesitatea de a corela densitatea fluidelor de foraj sărat-saturate cu adâncimea (respectiv cu temperatura), în contextul dezvoltării unei reacțiuni p_i care să limiteze în mod practic viteza de închidere a găurilor de foraj. Pentru rezolvarea acestor problematice și considerând că reacțiunea p_i cât și densitatea proprie a fluidului de foraj γ_n sunt funcție de viteza de închidere u' a găurii de foraj și implicit de adâncimea H respectiv de temperatura t , atunci rezultă că:

- valoarea densității dezvoltată de fluidul de foraj este:

$$(5.34) \quad p_i = p_0 - N \int_0^a \frac{1}{r} \ln \left[\frac{1}{r^2} (M + \sqrt{r^4 + C}) \right] dr$$

- valoarea densității fluidului de foraj este:

$$(5.35) \quad \gamma_n = 1,318 - 0,10858 \ln H - p_i$$

Rezolvarea relațiilor (5.34) și (5.35) realizată pe baza metodei numerice de calcul – integrarea pas cu pas considerând limita superioară a integralei ca fiind $10a$, a condus la obținerea corelației grafice (figura 5.21) a densității fluidului de foraj cu adâncimea luând în considerare și modificarea geotermică cu adâncimea pentru $u' = 0,01$ / oră și respectiv $u' = 0,001$ / oră.

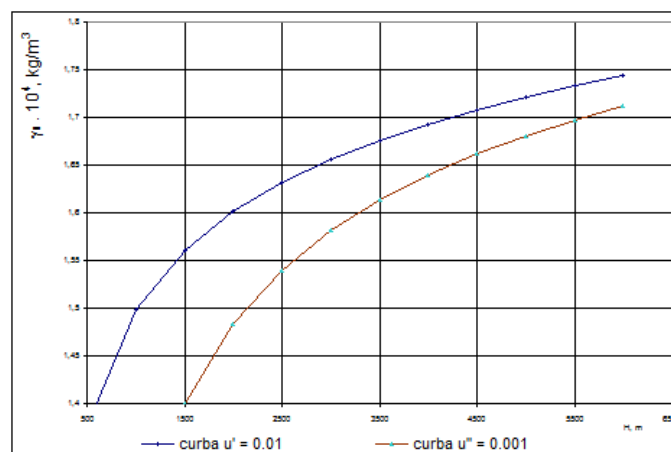


Figura 5.21- Corelația grafică între densitate și adâncime.

Rezultatele obținute ne indică în mod practic că viteza de închidere a găurii este în general limitată la o valoare de 0,001 / oră și ca urmare dacă diametrul găurii este de 8 și 1/2" acesta se reduce cu 1,3 mm în 24 ore ceea ce nu este periculos în situația unei forări normale, cu condiția respectării densității fluidului de foraj de 1,6 – 1,9 g/cm³.

5.5. Model matematic folosind conceptul de entropie în studiul stabilității pilierilor

Stabilirea unei legi de comportament adecvată pentru sare și care să corespundă situației reale, necesită analiza unor factori care pot influența comportamentul reologic a sării, spre exemplu: existența deformației de ecruisare, modul de influență a tensiunii principale, existența și forma potențialului vâsco-plastic, influența temperaturii etc. [A11; A28; A29; A30; A31]. Stabilitatea rocilor, și prin urmare și a sării de pe conturul lucrărilor subterane este puternic influențată de mecanismele de deformare care au loc la diferite temperaturi. Unul din aceste mecanisme cu o importanță deosebită este fracturarea pre-existentă sau fracturarea care poate fi creată, mecanism care modifică permeabilitatea rocilor. Informațiile teoretice [A151] și datele practice confirmă distribuția stării secundare de tensiune în secțiunea transversală a pilierilor în strânsă corelație cu capacitatea portantă a acestora.

În același timp, controlul stabilității pilierilor implică identificarea stării lor limită, adică găsirea unui model cu un număr cât mai mic de parametri implicați și utilizarea lui ca model standard. Consider că soluționarea unei asemenea probleme poate fi abordată prin intermediul **entropiei**, ca măsură atât a nedeterminării, dar și a incertitudinii [A14]. În consecință, un astfel de control al stabilității pilierului poate fi funcția de forma:

$$(5.36) \quad F [D_r(x), D(x)]$$

care este:

$$(5.37) \quad F = \exp(-\Delta H)$$

unde: ΔH reprezintă diferența de ordinul al 15-lea al distribuției entropiilor comparabilă cu starea secundară de tensiune în condiția de normare:

$$(5.38) \quad \int_N D_r(x) dx = 1$$

a cărei expresie este:

$$(5.39) \quad H = - \int_N |D(x) \cdot \ln |D(x)|| dx + \int_N |D_r(x) \cdot \ln |D_r(x)|| dx$$

în care: $D_r(x)$ este rezultatul normării distribuției reale a proiecției verticale a stării secundare de tensiune (σ_x) în secțiunea transversală a pilierului; x – abscisa, $x = 2rL^{-1}$; l – lățimea pilierului; N – domeniul de definire a abscisei x , $-1 < x < 1$.

Folosirea entropiei ca și criteriu de comparare a distribuțiilor arbitrare presupune că una din aceste distribuții este la limită (extremă). Din categoria distribuțiilor $D(x)$ care satisfac ecuația cu domeniul fixat L , putem considera:

$$(5.40) \quad \int_{x \in N} f_j(x) D_i(x) dx = A_i$$

în care: $j = 1, 2, 3, \dots, n$; $f_j(x)$ funcția dată; A_i - constantă și distribuția $D_i(x)$ este la limită, dacă:

$$(5.41) \quad H = \max_{D(x)} H = \int_{x \in N} |D_e(x)| \cdot \ln |D_e(x)| dx$$

Cunoscând că pentru orice funcție definită pe un interval, integrala acesteia se poate scrie ca și sumă a două integrale definite, atunci, pentru cazul considerat, se poate scrie [A14]:

$$(5.42) \quad \begin{aligned} H &= - \int_{-1}^1 D(x) \cdot \ln D(x) dx \\ H &= - \left[\int_{-1}^0 D(x) \cdot \ln D(x) dx + \int_0^1 D(x) \cdot \ln D(x) dx \right] \\ H &= -2 \int_{-1}^0 D(x) \cdot \ln D(x) dx \\ H &= -2 \int_0^1 D(x) \cdot \ln D(x) dx \end{aligned}$$

și în consecință, funcția F din relația (5.37) este coeficientul entropic a distribuțiilor comparabile, în timp ce distribuția $D_e(x)$ este considerată ca o funcție uniformă de argument $-1 < x < 1$ și este soluția problemei variaționale la entropie maximă:

$$(5.43) \quad H = -2 \int_0^1 D(x) \cdot \ln D(x) dx = \max$$

și a cărei limite se reduc la fixarea a două funcții:

$$(5.44) \quad 2 \int_0^1 D(x) dx = 1$$

care corespunde normării:

$$(5.45) \quad 2 \int_0^1 x D(x) dx = A$$

și prin urmare, stabilirii semilății pilierului echivalent ($x_1 = \text{const}$). Cunoscând din măsurători distribuția neuniformă $D(x)$ și o distribuție uniformă $D_u(x)$, atunci, în conformitate cu:

$$(5.46) \quad 1 = \int_0^1 dx = 1 - 0 = x_1$$

și în baza relației (5.44), se poate scrie că:

$$(5.47) \quad \int_0^1 D(x) dx = D_u(x) = 0.5 \int_0^1 dx = 0.5 x \Big|_0^1$$

Și în final:

$$(5.48) \quad D_u(x) = \begin{cases} 0,5x, & \text{for } |x| \geq |x_1| \\ 0, & \text{for } |x| < |x_1| \end{cases}$$

Înlocuind relația (5.48) în (5.45):

$$(5.49) \quad x_1 = 2A$$

În scopul stabilirii soluției problemei variaționale, au fost utilizați multiplicatorii Lagrange (λ_0 și λ_1) în următoarea manieră:

$$(5.50) \quad H + \lambda_0 + (\lambda_1 \cdot x) = -2 \int_0^1 D(x) \left[\ln \frac{1}{D(x)} + \lambda_0 + \lambda_1 \cdot x \right] dx$$

$$\Rightarrow -2 \int_0^1 D(x) \cdot \ln \frac{e^{\lambda_0 + \lambda_1 x}}{D(x)} dx \leq -2 \int_0^1 D(x) \cdot \left[\frac{e^{\lambda_0 + \lambda_1 x}}{D(x)} - 1 \right] dx$$

$$(5.51) \quad D(x) = e^{\lambda_0 + x \lambda_1}$$

$$H = - \int_{-1}^1 D(x) \cdot \ln |D(x)| dx$$

$$(5.52) \quad H - \lambda_0 - \lambda_1 x = - \int_{-1}^1 |D(x)| \cdot \ln |D(x)| dx + \lambda_0 \int_{-1}^1 |D(x)| dx + \lambda_1 \int_{-1}^1 x D(x) dx$$

$$H = - \int_{-1}^1 D(x) \cdot \ln \frac{e^{\lambda_0 + x \lambda_1}}{D(x)} dx \leq \int_{-1}^1 x D(x) \cdot \left[\frac{e^{\lambda_0 + x \lambda_1}}{D(x)} - 1 \right] dx$$

$$(5.53) \quad D(x) = e^{\lambda_0 + x \lambda_1}$$

sau:

$$(5.54) \quad D_e(x) = \exp(\lambda_0 - 1) \exp(\lambda_1 x)$$

Înlocuind (5.54) în (5.44) și pentru $D(x) = D_e(x)$, vom obține:

$$(5.55) \quad \int_0^1 \exp(\lambda_0 - 1) \exp(\lambda_1 x) dx = 0,5$$

Dar: $\exp(\lambda_0 - 1) = \text{const.}$, și $\exp(\lambda_1 x) = e^{\lambda_1 x}$, și prin urmare se ajunge la:

$$(5.56) \quad \exp(\lambda_0 - 1) = \frac{1}{2} \cdot \frac{\lambda_1}{\exp \lambda_1 - 1}$$

În baza relațiilor (5.45) și (5.54) obținem expresia lui A de forma:

$$(5.57) \quad A = 2 \cdot \exp(\lambda_0 - 1) \int_0^1 x e^{\lambda_1 x} dx$$

a cărei integrală este rezolvată folosind următorul mod: consider că:

$$(5.58) \quad \int e^{ay} P_n(y) dy = Q_n(y) e^{ay} + C$$

unde: $P_n(y)$, $Q_n(y)$ sunt polinoame de ordinul n în y; C – constanta de integrare.

Din relația (5.58) rezultă că:

$$(5.59) \quad e^{ay} P_f(y) = e^{ay} Q_f(y)$$

în timp ce Q_n este de forma:

$$(5.60) \quad Q_n = A_0 y^n + A_1 y^{n-1} + \dots + A_{n-1} y + A_n$$

Prin urmare:

$$(5.61) \quad \int_0^1 x e^{\lambda_1 x} dx = (A_0 x + A_1) e^{\lambda_1 x}$$

$$a e^{\lambda_1 x} = \frac{\partial}{\partial x} (A_0 x + A_1) e^{\lambda_1 x}$$

$$(5.62) \quad x = \lambda_1 A_0 x + A_0 + \lambda_1 A_1$$

Dar: $\lambda_1 A_1 = 1$ pentru $A_0 = \frac{1}{\lambda_1}$ și $A_0 + \lambda_1 A_1 = 0$ for $A_1 = -\frac{1}{\lambda_1^2}$ și astfel relația (5.61), în baza

relației (5.57), devine:

$$(5.63) \quad 2 \exp(\lambda_0 - 1) \left[\frac{1}{\lambda_1} \exp \lambda_1 - \frac{1}{\lambda_1^2} (\exp \lambda_1 - 1) \right] = A$$

Conform relației (5.56):

$$(5.64) \quad \exp(\lambda_0 - 1) = \frac{1}{2} \cdot \frac{\lambda_1}{\exp \lambda_1 - 1}$$

Înlocuind (5.64) în (5.63), expresia finală a lui A va fi obținută de forma:

$$(5.65) \quad A = \frac{1}{1 - \exp(-\lambda_1)} - \frac{1}{\lambda_1}$$

Dacă vom scrie că $\exp \lambda_1 = \varepsilon$ și $e^{\lambda_1} = \varepsilon$, atunci: $\lambda_1 = \ln \varepsilon$, și prin urmare, (5.65) devine:

$$(5.66) \quad \frac{\varepsilon}{1 - \varepsilon} + \frac{1}{\ln \varepsilon} = -A$$

În scopul de a explicita distribuția $D_e(x)$, înlocuim (5.56) în (5.54) și ținând seama de expresia lui λ_1 , $\exp \lambda_1 = \varepsilon$, ceea ce înseamnă că $\lambda_1 = \ln \varepsilon$, atunci rezultă:

$$(5.67) \quad D_g(x) = \frac{\varepsilon^{|x|} \cdot \ln \varepsilon}{2(\varepsilon - 1)}$$

Pentru a estima valoarea lui ε , presupunem că în secțiunea idealizată a pilierului (spre exemplu, forma pătrată) încărcată simetric cu distribuția stării secundare de tensiune $\sigma_p(l)$, avem:

$$(5.68) \quad \int_{-\frac{L}{2}}^{\frac{L}{2}} \sigma_p(l) dl = z$$

Scriind că:

$$(5.69) \quad D_g(l) = \sigma_p(l) z^{-1}$$

obținem:

$$(5.70) \quad \int_{-\frac{L}{2}}^{\frac{L}{2}} D_g(l) dl = 1$$

Sarcina pe pilierul de latură L, va fi:

$$(5.71) \quad P = 4 L \int_0^{\frac{L}{2}} D_g(l) dl = 4 z l \int_0^1 x D_g(x) dx$$

Dar:

$$(5.72) \quad \int_0^1 x D_g(x) dx = \frac{A}{2}$$

și prin urmare, pentru situația considerată, vom avea:

$$(5.73) \quad P = 4 z \int_0^1 D_g(x) x dx = 2 z L A$$

Valoarea maximă a stării secundare de tensiune în centrul pilierului, va fi:

$$(5.74) \quad z^{-1} \sigma_{\lambda}(l) = D_{\lambda}(l)$$

ceea ce înseamnă că:

$$(5.75) \quad \sigma_{\lambda}(l) = D_{\lambda}(l) z$$

Dar, $L D_{\lambda}(l) = D_{\lambda}(x)$ și prin urmare, $D_{\lambda}(l) = L^{-1} D_{\lambda}(x)$. Astfel se obține:

$$(5.76) \quad \sigma_{\lambda}(l) = z L^{-1} D_{\lambda}(x)$$

care pentru centrul pilierului, devine:

$$(5.77) \quad \sigma_{\lambda}(0) = z D_{\lambda}(0) \Rightarrow \sigma_{\lambda}(0) = z L^{-1} D_{\lambda}(0)$$

și care trebuie să fie mai mică decât rezistența limită la compresiune, σ_{rc} , a rocii (în cazul nostru sare) din care este constituit pilierul, pentru probabilitatea de rupere, $p = p_0$:

$$(5.78) \quad \sigma_{\lambda}(0) \leq \sigma_{rc} \quad | \quad p=p_0$$

Considerând relația (5.44) și admitând că $\varepsilon < 1$, atunci:

$$(5.79) \quad z L^{-1} D_{\lambda}(0) = \frac{2 z L A}{S}$$

și pentru:

$$(5.80) \quad D_{\lambda}(0) = \frac{\ln \varepsilon}{2(\varepsilon - 1)} \quad ; \quad A = -\frac{1}{\ln \varepsilon}$$

vom obține:

$$(5.81) \quad \frac{(\ln \varepsilon)^2}{\varepsilon \ln \varepsilon + 1} \leq \frac{4 L^{-1} \sigma_{rc}}{\gamma_a H S}$$

Relația (5.81) poate fi particularizată pentru orice formă de pilier.

În concluzie, sarea prezintă particularitățile sale, și anume: solubilitate și comportament vâsco-plastic. Comportamentul elasto – vâsco - plastic a rocilor saline poate fi interpretat în termeni ai diferitelor mecanisme fundamentale de deformare. Înțelegerea comportamentului sării la mare adâncime necesită în primul rând, cunoașterea și înțelegerea proceselor de deformare care apar în condiții normale. Realizarea la adâncime mare a lucrărilor subterane în zăcămintele stratificate de sare care prezintă caracteristici diferite, reclamă încă de la început o analiză detaliată a geometriei zăcămintului, în paralel cu realizarea încercărilor de laborator în scopul stabilirii parametrilor ce caracterizează fiecare tip de sare. Stabilirea stării naturale de tensiune – deformare este strâns legată de evidențierea și definirea limitelor celor două zone în context triaxial, cu luarea în considerare a anizotropiei determinative (a rezistenței și deformației) și desigur, a comportamentului reologic in situ a sării [A14].

Datele experimentale confirmă faptul că atunci când starea pilierului se apropie mult sau chiar atinge starea limită, distribuția $D_r(x)$ va tinde spre $D_e(x)$ și funcția F va tinde spre 1; prin urmare, valoarea lui F poate fi considerată ca o caracteristică a stării pilierului analizat [A14].

5.6. Monitorizarea structurilor subterane executate în masive de sare

Monitorizarea lucrărilor subterane are ca scop achiziționarea datelor și informațiilor necesare în vederea ameliorării cunoștințelor privind comportamentul și evoluția acestor cavități. În funcție de mijloacele disponibile avute la dispoziție și de oportunități, pentru monitorizarea structurilor subterane pot fi folosite metodele seismo-acustice și metodele geofizice (metoda seismică de înaltă rezoluție, metoda electromagnetică, metoda electrică, metoda micro-gravimetrică) prin care pot fi detectate în primul rând golurile subterane vechi, părăsite și cele actuale, iar pe baza rezultatelor obținute cu aceste metode poate fi studiat pe de o parte comportamentul golurilor subterane și pot fi realizate studii de modelare asociate, iar pe de altă parte pot fi realizate studii fundamentale de laborator privind mecanismul ruperii și posibilitatea modelării acestuia. Măsurătorile geofizice implică realizarea de măsurători ale deformațiilor terenurilor în adâncime și la suprafață, în baza cărora se poate identifica și caracteriza faza precedentă manifestării scufundărilor sau tasărilor, se poate studia faza de scufundare sau tasare propriu-zisă și totodată, pot fi stabilite și consecințele acestora. Cercetările științifice efectuate asupra metodelor geofizice de detectare, localizare și caracterizare a cavităților / structurilor subterane situate la adâncimi cuprinse între câțiva zeci de metri și câteva sute de metri sunt cele

de actualitate. De fapt, pentru această gamă de adâncimi, majoritatea metodelor prezintă limite privind folosirea lor și necesită adaptarea lor la domeniul de aplicare vizat, adică detectarea și caracterizarea lucrărilor subterane abandonate și a rocilor acoperitoare. Anumite metode însă, par a fi promițătoare, cu condiția de a se dezvolta și de a obține mijloacele corespunzătoare de investigare și interpretare a rezultatelor. Dificultatea în aplicarea metodelor geofizice constă în deținerea aparaturii necesare și etalonarea acestora, respectiv utilizarea corectă a metodelor de tratare a semnalului.

Monitorizarea lucrărilor subterane implică într-o primă etapă realizarea unor studii privind metodele de previziune și prevenire a mișcărilor de teren legate de prezența cavitațiilor subterane, ceea ce presupune studiul factorilor care influențează comportamentul pe termen lung a structurilor subterane și a materialului lăsat neexploatat, adică a pilierilor de siguranță; aceste studii presupun încercări de laborator și măsurători in situ. Se impune analiza modului de propagare din subteran până la suprafață a fenomenelor de instabilitate consecutive care pot să apară și luarea în considerare a interacțiunii rocă – structură, a diferitelor mecanisme care intervin în fenomenele de mișcare a terenurilor.

Plecând de la aceste considerente, instrumentarea și monitorizarea unei cavitații subterane saline implică următoarele studii prezentate în figura 5.22. Trebuie precizat că acestea se referă atât la golurile subterane create prin exploatarea pe cale solidă, cât și în cazul exploatarea prin dizolvare a sării geme.

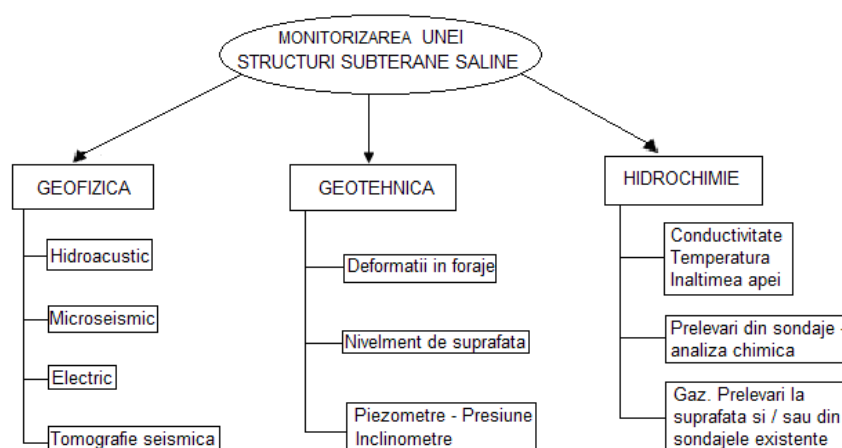


Figura 5.22- Metodologia de monitorizare a unei structuri subterane saline.

Pentru înregistrarea mișcărilor la suprafață a terenurilor în timpul fazei inițiale de realizare a cavitațiilor subterane și în timpul procesului de scufundare poate fi realizată prin metoda osculației tahometrice, folosind tahometre de înaltă precizie cuplate la programul de calcul. Achiziționarea acestor date ar putea permite realizarea unor analize comparative cu măsurătorile geofizice (microseismic) și geotehnice (extensometre, inclinometre) disponibile, tahometrul putând fi pilotat de la distanță cu posibilitatea transferării automat a informației la un calculator.

Prin urmare, monitorizarea lucrărilor subterane trebuie să cuprindă și probabilitatea că mina ar putea fi inundată de apă (sau de saramură). Totuși, nu trebuie să evităm faptul că uneori sunt întâlnite cazuri când mina nu este dimensionată corect și atunci, inevitabil apare fenomenul de scufundare. Dacă ar fi să ținem seama de numeroasele mine de sare aflate în activitate, care au cunoscut o evoluție rapidă și de precizările anterioare, atunci frecvent se ajunge la concluzia că unul din cele două evenimente – scufundare sau invazia apei în mină - care pot să apară este consecința celuilalt. Astfel, trebuie prevăzut sau conceput un sistem de alertă care să prevină din timp posibilitatea de apariție a unei viituri de apă, deoarece acestea antrenează și alte evenimente; în momentul manifestării lor, în suprafață apar imediat fisuri. Sunt primele semne ale mișcărilor și instabilității terenului. Pot exista și situații când tavanul se prăbușește brusc (aici am putea aminti cazul Jefferson Island când mina a fost inundată în câteva ore sau al minei Retsof când la început au apărut doar fisuri determinând o coborâre a terenului cu câțiva zeci de cm, iar după 21 de luni mina a fost complet inundată și terenul de la suprafață s-a deplasat pe verticală cu 18 m; există însă și situații când evenimentele s-au produs progresiv și a fost timp suficient de a lua decizii corespunzătoare condițiilor). În asemenea situații, întrebarea care se pune este: *ce trebuie făcut după constatarea unei viituri? Trebuie evacuat ceea ce se regăsește la suprafață, ar trebui injectat*

în mod voluntar o saramură saturată pentru a limita efectele apei sau ce trebuie făcut? acestea fiind o serie de aspecte care ar trebui din timp pregătite și cunoscute răspunsurile. De fapt, trebuie ca, înainte de a înregistra asemenea situații periculoase, să avem răspunsurile la câteva întrebări: *care este starea actuală a vechilor exploatări miniere ? ce se întâmplă cu aceste exploatări pe termen lung ? care sunt consecințele la suprafață în cazul unor scufundări ? care este evoluția calității apelor subterane și care sunt riscurile legate de gazele de mină în cazul inundării acestor exploatări ? cum putem gestiona toate aceste riscuri după încetarea exploatării ?* În acest scop, se impun cercetări atât în laborator, cât și in situ; modelarea reprezintă suportul modificărilor de scară ce se impun în asemenea situații.

Dacă exploatarea sării se face pe cale lichidă și mina este inundată cu saramură saturată incapabilă să mai dizolve sarea, atunci nu vor exista modificări importante ale geometriei minei. Dacă însă debitul are valori mari, atunci poate să apară fenomenul de eroziune în vecinătatea punctului de acces al apei sau al saramurii, care antrenează și alte materiale în golurile miniere, determinând apariția unei scufundări localizate sau formarea unor goluri care se pot extinde până la suprafață. Sigur că sunt foarte rare situațiile când mina ar putea fi inundată de un debit important de saramură saturată, însă nu trebuie exclusă. Din contră, dacă are loc o invazie de apă dulce, atunci aceasta ar putea conduce la formarea unor goluri spectaculoase la suprafață, datorită în primul rând dizolvării care are loc pe traseul de acces și chiar în mină, în mod preferențial în punctul de pătrundere al apei în mină.

6

PROCEDURĂ DE MONITORIZARE A STABILITĂȚII LUCRĂRILOR MINIERE

6.1. Scopul procedurii

Acest capitol include sinteza metodologiei de realizare a unei proceduri de urmărire și monitorizare a stabilității lucrărilor miniere, procedură pe care am realizat-o în anul 2014, când am avut deosebita ocazie de a fi contactată în vederea unei colaborări pe termen lung, de dl. Consilier Dr.Ing. Dan Macoveanu de la Direcția Generală – Programe Speciale din cadrul Agenției Naționale de Deșeuri Radioactive și de a-mi exprima, pe o perioadă nedeterminată, disponibilitatea în vederea acordării asistenței tehnice aferente construcțiilor ANDR, referitoare la desfășurarea activității de urmărire a comportamentului construcțiilor ANDR. Această procedură reprezintă o parte a normei ANDR referitoare la „**Norma privind urmărirea comportării în timp a construcțiilor cu specific nuclear la nivelul ANDR**”, cuprinzând procedurile generale și specifice necesare a fi respectate în vederea asigurării stabilității lucrărilor subterane utilizate în scopul depozitării deșeurilor radioactive.

Urmărirea comportării lucrărilor subterane este o activitate sistematică de observare, examinare, investigare și analiză a modului în care lucrările miniere subterane reacționează pe parcursul perioadei lor de funcționare, dar și după epuizarea acesteia, sub influența factorilor geominerii.

Monitorizarea construcțiilor din subteranul și de la suprafața unei mine închise are rolul de a preveni și detecta eventualele probleme care pot să apară în timp după finalizarea lucrărilor de închidere și ecologizare efectuate în zonă și care pot avea urmări dintre cele mai grave asupra mediului înconjurător și asupra populației.

6.2. Domeniul de aplicare

Programul de monitorizare cuprinde obiectivele generale și specifice, măsurile și acțiunile de monitorizare pentru evaluarea stării de stabilitate, securitate și siguranță a construcțiilor subterane realizate în vederea menținerii parametrilor proiectați, cât și a siguranței și securității obiectivelor de la suprafață, pentru factorii de mediu din aria geografică în care este amplasată mina.

Urmărirea comportării în timp a construcțiilor și terenului se realizează pentru orice tip de construcții, cu caracter provizoriu sau cu caracter permanent, iar durata acestei operații depinde de durata de existență fizică a construcțiilor respective. În cazul lucrărilor miniere subterane, se impune urmărirea și monitorizarea stabilității acestora și după epuizarea perioadei de funcționare a lor, în paralel cu urmărirea și monitorizarea comportării terenului și construcțiilor de la suprafață situate în zona de influență a golurilor subterane.

6.3. Definiții

Mina este unitatea în care se execută sau au fost executate lucrări de explorare / exploatare a substanțelor minerale utile (solide), prin metode subterane sau la zi (carieră), amplasată într-un **perimetru de explorare / exploatare**, organizată în conformitate cu **Normele specifice de sănătate și securitate în muncă**.

Exploatarea este ansamblul de lucrări executate în subteran și/sau la suprafață pentru extragerea resurselor minerale, prelucrarea și livrarea acestora în forme specifice.

Lucrările miniere orizontale sunt construcții care au necesitat și necesită efectuarea unor investiții mari, motiv pentru care ele trebuie să fie: rezistente, durabile și economice, adică să prezinte stabilitate și fiabilitate. Pentru aceasta, este necesară cunoașterea cauzelor concrete, rezultat al complexului de factori geologici naturali, geomecanici, tehnico-minieri și de producție, care determină sau nu pierderea stabilității lucrărilor miniere din cadrul minelor aferente oricărui perimetru minier. O

astfel de analiză se realizează pe baza datelor obținute din observații directe în subteran și a datelor rezultate din măsurători in situ.

Funcția de susținere și de asigurare a stabilității lucrărilor subterane realizate în masive de rocă revine **tipului de susținere** a lucrărilor și rocilor înconjurătoare, care dispun de o anumită rezistență și care trebuie să opună rezistență stării secundare de tensiune care se manifestă în masivul înconjurător.

Monitorizarea curentă a comportării lucrărilor subterane este o activitate de urmărire a acestor lucrări, care constă, în principal, în observarea și înregistrarea unor aspecte, fenomene și parametri care pot semnala modificări ale capacității lucrărilor subterane de a îndeplini cerințele de rezistență, stabilitate și durabilitate necesare. Urmărirea curentă a comportării lucrărilor subterane se realizează prin examinări vizuale directe, iar dacă este cazul, atunci vor fi folosite mijloacele de măsurare de uz curent, permanent sau temporar.

Lucrările miniere subterane pot avea efecte asupra suprafeței terenului prin **fenomenul de subsidență** (figura 6.1).

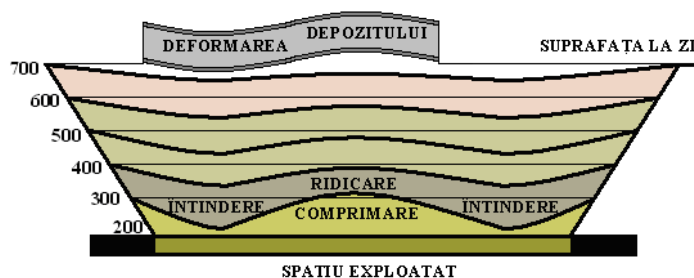


Figura 6.1- Manifestarea fenomenului de subsidență.

Subsidența minieră este fenomenul de scufundare a suprafeței terestre ca urmare a creării unor goluri subterane. Datorită golurilor provocate prin realizarea rețelei de lucrări subterane, se creează surpări sau dislocări ale maselor de roci acoperitoare, care în unele cazuri pot ajunge până la suprafață.

În funcție de natura rocilor acoperitoare, dislocarea se poate face:

- prin lăsarea lină a pachetului de strate;
- prin fisurarea, ruperea și surparea stratelor.

Fenomenele de subsidență se pot observa după o anumită perioadă de timp, în funcție de adâncimea la care se situează lucrările subterane:

- până la 100 m 0 - 1 an;
- între 100-200 m 1 - 2 ani;
- între 200-300 m 2 - 3 ani;
- peste 300 m 3 ani.

Determinarea valorii parametrilor care definesc deformarea și deplasarea suprafeței terenului, se face prin măsurători directe și indirecte, prin aplicarea metodelor geodezice, topografice, fotogrammetrice, G.P.S. pentru evaluarea mărimilor măsurate.

În cuprinsul documentației sunt prezentate și definite toate noțiunile referitoare la fiecare tip de procedură specifică.

6.4. Modul de lucru

Una din problemele esențiale în determinarea deplasării și deformării suprafeței terenurilor sub influența exploatării subterane, o reprezintă *stabilirea frecvenței măsurărilor*.

Luând în considerare adâncimea de realizare a lucrărilor subterane și/sau de exploatare și recomandările din literatura de specialitate, distanța medie dintre punctele aliniamentelor de observare va fi de cca. 20 m, putând varia în funcție de condițiile concrete din teren. Punctele care constituie aliniamentul de observare vor fi materializate prin țărugi metalici din fier circular cu secțiune plină, cu diametrul de 20 mm, marcați prin chirneruire.

Având în vedere adâncimea de realizare a lucrărilor și de dirijare a presiunii utilizate, măsurătorile din stația de urmărire se vor planifica și se vor executa trimestrial.

Construcția rețelelor și aliniamentelor topografice, precum și modul de efectuare a măsurărilor trebuie să aibă la bază un proiect.

Rețelele de alimentare amplasate deasupra câmpurilor miniere formează o stație de urmărire a deplasării sau deformării suprafeței.

Un ansamblu de aliniamente paralele și perpendiculare între ele formează o rețea de urmărire.

În scopul determinării frecvenței măsurărilor este necesar să se stabilească: termenul de începere a măsurărilor, numărul de măsurători topografice, frecvența lor și durata ciclului de control, cât și termenul de efectuare a ultimei măsurători.

Termenul de începere a măsurărilor reprezintă primul ciclu de observații de control a stabilității reperelor, care se execută înainte de începerea monitorizării.

Măsurătorile curente se efectuează imediat după demararea activității de monitorizare, executându-se la intervale bine stabilite, după cum urmează:

- de o lună, atunci când adâncimea de exploatare a fost mică;
- din 3 în 3 luni pentru adâncimi medii de exploatare;
- din 6 în 6 luni pentru adâncimi mari de exploatare.

Înregistrarea măsurărilor se va face în tabele centralizatoare, cu rubrici separate pentru deplasările orizontale și verticale, măsurarea deplasărilor realizându-se în raport cu reperele fixe de pe cadrul perimetrului de protecție.

În cazul apariției crăpăturilor și fisurilor în terenul din zona situată deasupra lucrărilor subterane și în terenurile învecinate, pentru monitorizarea acestora trebuie evaluate următoarele elemente:

- forma de propagare a crăpăturii sau fisurii (linii drepte, curbe continue sau întrerupte, în zigzag);
- orientarea, deschiderea, adâncimea și lungimea crăpăturii;
- gradul de răspândire pe suprafața terenului etc.

Pentru urmărirea în timp a evoluției crăpăturilor sunt necesare repere speciale, dispuse de ambele părți ale crăpăturii. Distanța dintre repere se va măsura periodic, rezultatele obținute fiind centralizate sub formă tabelară. Evoluția în timp a crăpăturilor se va reprezenta grafic sub formă de diagrame.

În general, pentru evaluarea monitorizării suprafeței terenurilor situate sub influența exploatării subterane, pentru perimetrele miniere care au întrerupt parțial sau total activitatea de exploatare, se vor avea în vedere următoarele elemente:

- localizarea minei și a lucrărilor miniere în raport cu ariile populate;
- accesul publicului;
- liniile de distribuție a energiei electrice;
- orice informație privind rambleierea golurilor și a lucrărilor miniere subterane;
- reutilizarea potențială a zonei;
- rezultatele măsurărilor topografice executate pe aliniamentele topografice de pe zona de protecție a perimetrului de exploatare - dezvoltare închis;
- alte evenimente (inundații, precipitații abundente, variații îngheț - dezgheț, temperaturi ridicate etc.).

6.5. Cerințe și responsabilități

În vederea găsirii diferitelor soluții pentru a depozita deșeurile radioactive, s-au dezvoltat în timp diferite teorii, unele care au fost puse în practică altele nu. În final, s-a ajuns la concluzia că deșeurile radioactive trebuie depozitate tot pe suprafața pământului, sub supraveghere și astfel, s-au căutat locurile propice depozitării, adică rocile și zonele care ar putea îndeplini condițiile unei depozități în siguranță.

În alegerea locului de depozitare a deșeurilor nucleare trebuie să se țină seama de studiile preliminare referitoare la geologia regiunii, hidrologie, seismologie, meteorologia regiunii, radioactivitatea zonei și studiile tehnice din domeniul mineritului.

Depozitarea geologică a deșeurilor radioactive trebuie să țină cont de infiltrațiile apelor subterane. *Deșeurile trebuie depozitate în formațiuni geologice stabile*, unde nu sunt influențe seismice și vulcanice. Deoarece există un grad de seismicitate în orice punct al pământului, depozitarea geologică prezintă un anumit risc.

Depozitarea geologică a deșeurilor radioactive se bazează pe *principiul rocilor de adâncime stabile și neafectate de schimbările climatice* ce au loc pe perioade de sute de mii sau

chiar milioane de ani. În acest mediu se depozitează deșeurile care sunt izolate de activitatea umană și mediul înconjurător.

Înainte de a utiliza o lucrare subterană în calitate de depozit de deșeuri radioactive, trebuie determinată *stabilitatea geologică a masivului de rocă* (să nu fie activ din punct de vedere geologic, să se analizeze prezența faliiilor, adâncimea, grosimea formațiunilor, gradul de fisurație și microfisurație, omogenitatea mineralogică și petrografică, studiul posibilității de apariție și manifestare a fenomenului de mișcare a plăcilor tectonice, caracteristici geologice care conduc la satisfacerea criteriilor de securitate radiologică și contribuie la stabilitatea sistemului de depozitare) și *siguranța împotriva apelor subterane* (fenomenul de migrare a apelor subterane la suprafață; caracteristicile geochemice ale apei freactice, precum și mediul geologic trebuie să limiteze migrarea radionuclizilor din depozit).

Pentru a putea fi folosite ca depozite de deșeuri radioactive, *lucrările subterane trebuie să fie realizate pe cât posibil în formațiuni geologice cu porozitate redusă, impermeabile, să prezinte omogenitate chimică și extindere spațială mare*. Perimetrul minier să fie caracterizat de lipsa apelor freactice, iar posibilitatea de inundare a zonei să fie foarte mică sau chiar inexistentă. Din punct de vedere seismic, depozitul se va situa într-o zonă fără evenimente notabile (seism de intensitate mică pe scara Mercalli). Galerile pe care urmează să fie transportat materialul până la locul de depozitare vor fi dezafectate de căile de derulare a mijloacelor de transport

Dacă este vorba de un sistem de depozitare geologică de mare adâncime (500 – 800 - 1000 m) în roca gazdă, aceasta presupune existența unor puțuri verticale până la adâncimea dorită și galerii transversale de acces cu secțiuni mare, unde vor fi depozitate deșeurile înconjurate de materiale tampon și materialul de umplutură care va completa spațiul gol rămas.

Depozitarea definitivă a deșeurilor radioactive se poate face numai dacă este asigurată confinarea radionuclizilor, printr-un sistem multibarieră, care constă din forma deșeurii, ambalaj, bariere ingineresti ale depozitului și bariere naturale corespunzătoare aflate pe amplasamentul depozitului definitiv. Prima barieră pentru a asigura confinarea radionuclizilor, reprezentată de forma deșeurii, trebuie să fie compatibilă atât cu deșeurile și ambalajul, cât și cu mediul de depozitare.

Depozitarea definitivă a deșeurilor radioactive într-un anumit depozit se poate face numai dacă activitatea totală și concentrația de activitate a deșeurilor radioactive sunt inferioare unor valori limită, stabilite pentru fiecare radionuclid în procesul de evaluare a securității și aprobate de CNCAN prin autorizația depozitului. Deșeurile radioactive de viață lungă, având concentrația activității superioară valorilor care permit depozitarea definitivă la suprafața sau în apropierea suprafeței solului, pot fi depozitate definitiv în depozite geologice adânci, amenajate astfel încât să fie asigurate protecția sănătății oamenilor și protecția mediului la orice moment de timp.

În evaluarea securității pentru amplasarea depozitului definitiv trebuie să se țină seama de prezența în zonă a resurselor naturale, a căror viitoare explorare sau exploatare ar putea avea efecte negative asupra capacității de reținere a depozitului definitiv. Depozitarea intermediară pe termen lung a deșeurilor radioactive se poate face numai dacă deșeurile sunt condiționate corespunzător, asigurând izolarea acestora pe durata depozitării intermediare și trebuie astfel realizată încât să nu afecteze în mod negativ viitoarea depozitare definitivă a acestor deșeuri.

Sistemul de evidență a gestionării deșeurilor radioactive trebuie să permită păstrarea tuturor informațiilor relevante privind deșeurile respective și realizat astfel încât să permită păstrarea informațiilor cel puțin pe durata cât deșeurile radioactive prezintă risc pentru sănătatea omului sau pentru mediu.

Pentru urmărirea și monitorizarea stabilității lucrărilor miniere subterane se impune caracterizarea geologică a rocilor în care sunt executate aceste lucrări, cunoașterea caracteristicilor geomecanice a rocilor (caracteristici fizice, de deformare, de rezistență, caracteristici reologice), prezența apelor subterane, efectuarea măsurătorilor topografice de urmărire a convergenței conturului lucrărilor miniere și respectiv, de urmărire a convergenței terenului de la suprafață, în funcție de adâncimea la care sunt amplasate lucrările. Aceasta necesită o analiză complexă de laborator a rocilor, de caracterizare analitică a stabilității lucrărilor miniere subterane și de realizare a măsurătorilor in situ de convergență. Totodată, se impune o monitorizare a atmosferei subterane, adică a aerajului lucrărilor miniere.

Aerajul general și parțial. În funcție de specificul fiecărei mine (mine grizutoase sau cu degajări de gaze, respectiv mine negrizutoase) se va avea în vedere asigurarea aerajului lucrărilor miniere subterane, astfel:

- a) stabilirea circuitelor principale și secundare de aeraj și a construcțiilor aferente pentru dirijarea și reglarea curenților de aer, pe etape de închidere cu respectarea *Normelor de sănătate și securitate în muncă* și a *Normelor de asigurare a aerajului lucrărilor miniere subterane*;
- b) stabilirea sistemului de aeraj parțial în concordanță cu eventualele modificări care intervin în circuitele principale;
- c) alimentarea subteranului cu energia necesară funcționării instalațiilor de aeraj (electrică sau pneumatică, în funcție de tipurile de ventilatoare folosite);
- d) menținerea în atmosfera subterană a concentrației gazelor toxice (CO, NO, SO₂, H₂S), gazelor asfixiante (CO₂) și gazelor explozive (CH₄) în limitele admise de norme (CH₄ ≤ 1 %; CO₂ ≤ 1 %; NO ≤ 0,00067 %; CO ≤ 0,004 %), precum și a conținutului de O₂ (O₂ > 19 %);
- e) sistemul de control, evidență și raportare a gazelor pe toată perioada de monitorizare a lucrărilor subterane.

Monitorizarea stabilității terenurilor de la suprafață trebuie să includă:

- a) identificarea și descrierea zonelor stabilite ca fiind sau putând fi afectate de activitatea minieră, incluzând suprafețe aferente prăbușirii golurilor subterane, a conurilor de dirijare, terenuri cu risc de subminare și a zonelor de subminare activă;
- b) urmărirea deplasării terenului, ca urmare a existenței golurilor subterane;
- c) acțiuni de remediere care trebuie luate pentru stabilizarea zonelor sau pentru minimizarea impactului vizual, incluzând, unde este cazul, nivelări, consolidări și rambleierea golurilor;
- d) descrierea zonelor de la suprafața ce trebuie îngrădite sau izolate.

Stabilitatea terenului se va studia atât la suprafață, dar și în subteran. Se vor urmări eventualele lucrări miniere subterane, galerii inundate și rambleiate, cât și lucrări miniere de suprafață.

Rezultatele vor fi înregistrate în tabele centralizatoare, cu rubrici separate pentru deplasările orizontale, verticale, data măsurărilor și alte observații de natură tehnică.

Pe parcursul monitorizării se vor întocmi rapoarte de evaluare a riscului în această zonă, rapoarte ce vor fi centralizate într-un registru de evidență, pentru o gestionare mai bună a informațiilor.

Modul și organizarea urmăririi curente a lucrărilor subterane revine utilizatorului / proprietarului, care o va realiza cu personal și mijloace proprii sau în cazul în care nu dispune de cele menționate pentru această activitate, atunci poate contracta activitatea de urmărire curentă unei instituții abilitată în această activitate. Personalul care efectuează activități de urmărire curentă va întocmi rapoarte care vor fi menționate în Jurnalul evenimentelor și vor fi incluse și în Cartea Tehnică a lucrărilor.

PARTEA II

7

DIRECȚII DE DEZVOLTARE VIITOARE A CARIEREI ACADEMICE ȘI DE CERCETARE ȘTIINȚIFICĂ

7.1. Principii, direcții și obiective

În această parte a tezei voi face referiri la perspectivele pe care mi le-am propus referitoare la dezvoltarea carierei academice și de cercetare științifică, perspective care vor avea ca fundament abilitățile și competențele pe care le-am dobândit până în prezent.

Planul de dezvoltare a carierei universitare am să îl prezint în funcție de etapele pe care mi-am propus și doresc să le urmez în viitor, având ca bază ceea ce am realizat până acum și continuând să dezvolt și să extind activitățile desfășurate. Acesta va fi corelat desigur cu planul de dezvoltare al Facultății de Mine și al Universității din Petroșani și îmi propun să realizez cât mai multe din imperativele didactice și științifice necesare care sunt în responsabilitatea mea, ca și cadru didactic, cercetător și coleg, voi avea în permanență la bază menținerea și creșterea standardelor de excelență academică și profesională, dar și colaborarea nemijlocită cu colegii – cadre didactice și studenți. Doresc să-mi construiesc o carieră academică și o reputație profesională excelentă, care să asigure succesul și vizibilitate crescută a Departamentului Inginerie Minieră, Topografie și Construcții și în acest mod, a Facultății de Mine.

Am speranța că dezvoltarea carierei mele universitare viitoare se va face în cele trei direcții principale, și anume:

- Activitatea didactică (educațională);
- Activitatea de cercetare științifică;
- Activitatea de management universitar.

Aceste direcții sunt interdependente, prin urmare, vor trebui corelate pentru a putea atinge succesul evoluției mele viitoare. Evoluția activității mele științifice și de cercetare a fost și va fi ghidată în continuare de o serie de principii care sunt esențiale în dezvoltarea deopotrivă ca și cadru didactic, dar și ca cercetător.

Într-unul din tratatele pe care le-am publicat de curând, enunțam niște principii sau concepte generale la care să se supună orice formulare matematică a unei legi de comportament. Desigur că, prin prisma inginerului de mine, problema evoluției carierei o asimilez chiar din punctul de vedere al evoluției unui sistem material, căruia îi putem stabili o lege de comportament asociată cu un criteriu, altfel spus, o lege de evoluție a acestuia în timp. Faptul că cercetarea am realizat-o până în prezent și voi continua pe aceeași linie, în principal, pe domeniul Geomecanicii și al Construcțiilor subterane, aș pleca tocmai de la o paralelă între aceste principii de analiză și principiile care stau la baza formării mele trecute, prezente și viitoare. Și aceste principii de analiză la care am făcut referire și pe care le voi prezenta exact așa cum le-am definit pentru sistemele materiale, însă explicate din punctul de vedere al evoluției carierei mele, sunt:

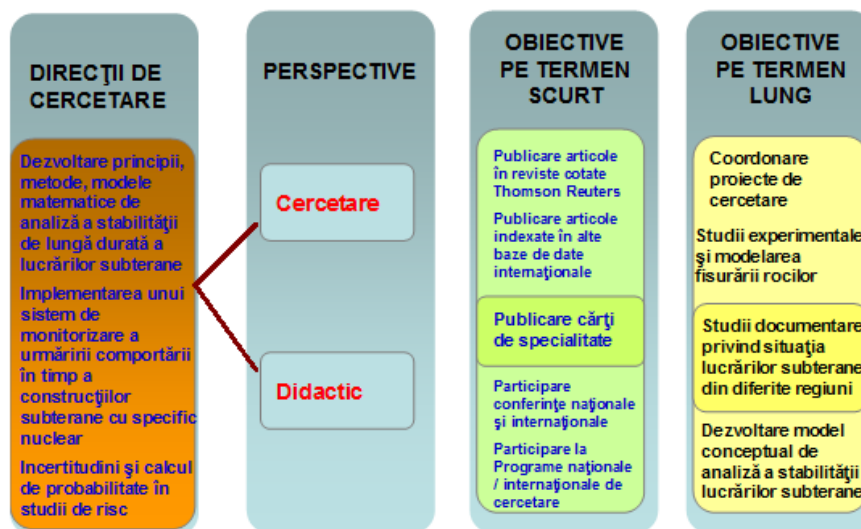
- P1** *Principiul de determinism*, implică faptul că în orice moment de timp, va trebui să am în vedere istoricul evoluției mele și factorii care au influențat-o. Sistemele materiale nu verifică întotdeauna reciproca acestui principiu, însă sper ca în cariera mea, să găsesc acea funcție bijectivă (incluând aici o funcție care ține seama de toți factorii cu influență pozitivă sau negativă) care să facă posibilă și aplicarea reciprocității;
- P2** *Principiul de obiectivitate materială*, adică orice evoluție a unui comportament este independentă de orice modificare referențială în care este exprimată; acest principiu este relativ trivial și verificat întotdeauna în cazul sistemelor materiale, prin urmare, în evoluția pozitivă a carierei mele, voi ține în continuare seama de faptul că orice obstacol „negativ” poate fi învins cu succes;
- P3** *Principiul de acțiune locală* este tot timpul verificat în situația legilor clasice a sistemelor materiale și consideră faptul că determinarea unui parametru într-un punct al mediului continuu nu necesită decât cunoașterea unui anumit parametru în acel punct. Acest

principiu îl asimilez cu responsabilitatea pe care o am ca și cadru didactic, cercetător și coleg de a acționa în vederea creșterii vizibilității departamentului în care îmi desfășor activitatea și prin aceasta, implicit va atrage și vizibilitatea facultății și a universității noastre. Pe lângă aceste principii, le-aș spune eu tehnice și matematice, o să-mi ghidez evoluția carierei bazat pe:

- P4** Activitatea de cercetare, ca un element important în dezvoltarea carierei academice, prin rezultatele pe care le voi obține, să aibă aplicabilitate eficientă, să contribuie la completarea informațiilor din domeniu și rezolvarea problemelor complexe cu care se confruntă de multe ori activitatea din subteran;
- P5** Accesibilitate: voi acorda în continuare o atenție deosebită accesibilității informațiilor publicate, printr-o organizare atentă a conceptelor analizate sau propuse și printr-o interpretare intuitivă și practică a majorității rezultatelor și concluziilor importante, fără a apela, pe cât posibil, la un aparat fizico-matematic sofisticat;
- P6** Curiozitatea și spiritul de investigare, munca susținută și inspirația necesară, ca principalii factori care generează rezultate remarcabile în domeniul științei;
- P7** Menținerea continuității și a unui ritm constant al activității de cercetare, împreună cu publicarea onestă a rezultatelor relevante, constituind un alt aspect important pentru o carieră științifică de succes;
- P8** Granturile și proiectele de cercetare-dezvoltare ca factor cu importanță deosebită în sprijinul și consolidarea echipelor de cercetare, creșterea nivelului lor profesional, oferind totodată, sprijin financiar important pentru activitățile academice;
- P9** Cercetarea doctorală trebuie să fie considerată ca o activitate științifică esențială pentru mediul academic și, prin urmare, aceasta trebuie susținută și utilizată cu eficiență maxim posibilă;
- P10** Studenții care pot fi implicați pentru intervale mai mari de timp (peste 2 ani) în proiecte dezvoltate în cadrul universității, vor avea alte șanse să devină cercetători de valoare în viitor.

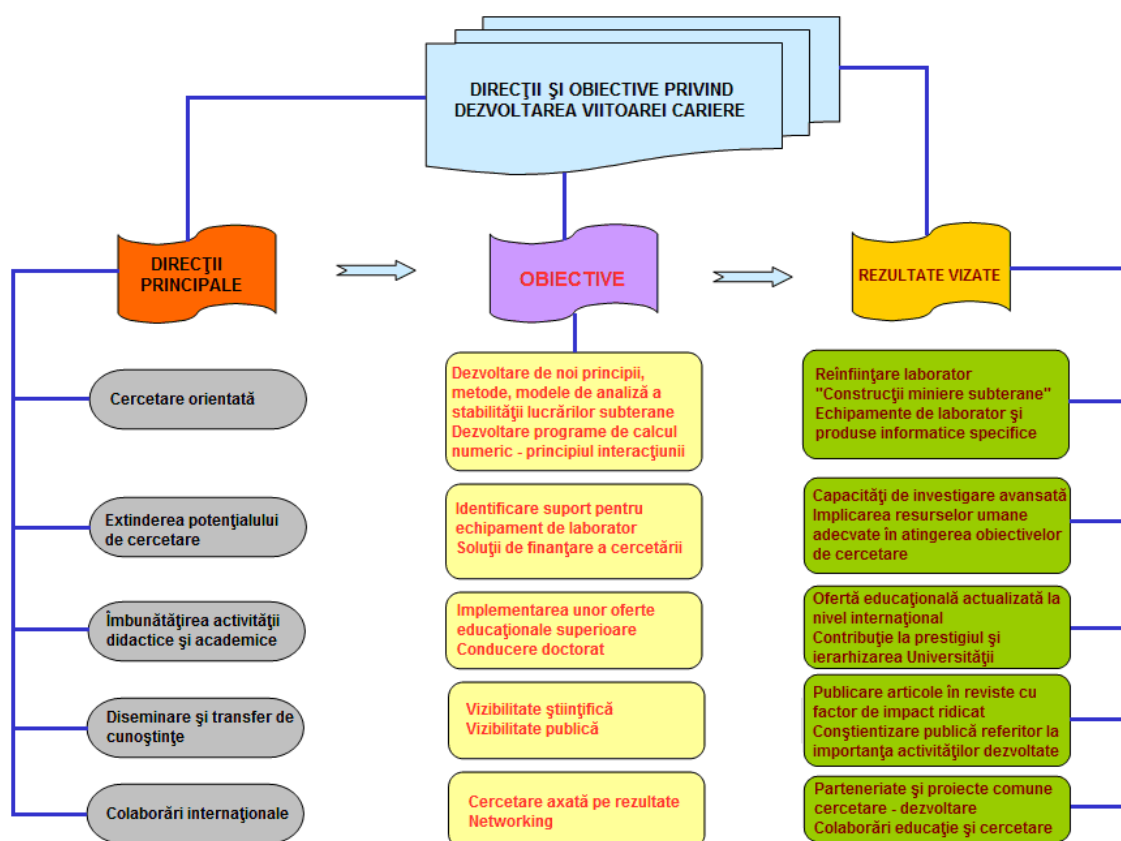
7.2. Perspective de dezvoltare

În continuare, voi prezenta perspective în dezvoltarea carierei academice, profesionale și științifice sintetizate în cele două componente - didactice și de cercetare (figura 7.1).



Dezvoltarea și prioritățile de evoluție a carierei sunt structurate pe activități interconectate, care se completează reciproc, vizând obiective specifice. Planurile includ implicarea activă a unor persoane dedicate (actuali și viitori colaboratori, precum și studenți/masteranzi), care vor avea șansa de a beneficia de oportunitățile sistemului de cercetare - dezvoltate și educație existent în Universitatea din Petroșani, ancorat în activitatea grupului coordonat al Centrului de Cercetare „Mine, Petrol, Gaze”, oportunități potențate de calificarea atribuită prin acest proces de abilitare.

Principalele direcții și obiective care vor constitui reperele propuse în dezvoltarea viitoare a carierei sunt sistematizate în figura 7.2.



7.2.1. Îmbunătățirea activității didactice și academice

Primul obiectiv, pe plan educațional, este de a dobândi calitatea de profesor universitar; să particip la stagii în universități din străinătate pentru a asigura schimbul de experiență benefic și pentru cariera mea și pentru instituția în care lucrez; să implic și mai activ studenții în desfășurarea cursurilor și laboratoarelor utilizând metode didactice centrate pe descoperire și învățarea pe echipe și în grup; reactualizarea și publicarea cursurilor predate cel puțin o dată la doi ani; să sprijin și să încurajez și mai mult studenții pentru a participa la activități de cercetare, simpozioane și conferințe studențești.

Dezvoltarea activității educaționale se va baza pe continua îmbunătățire a metodologiei de predare, prin sprijinirea și implicarea studenților în procesul de învățare și cercetare și prin asigurarea unui schimb de informație la nivel național și internațional. Pentru a crește competențele didactice îmi propun următoarele:

- să mă implic activ, în toate activitățile didactice și științifice relevante la nivel de departament, facultate și universitate;
- să îmi perfecționez continuu pregătirea profesională prin participarea la cursuri de perfecționare / specializare europene în următoarele domenii: construcții miniere, inginerie minieră, securitate și sănătate în muncă, protecția mediului, cele din urmă fiind domenii complementare;
- să extind utilizarea tehnicilor și metodelor moderne și interactive de predare-învățare-evaluare, bazate pe creativitate colaborativă și parteneriat educațional, în activitățile didactice pe care le voi desfășura;
- să implic activ studenții în desfășurarea cursurilor și aplicațiilor utilizând metode didactice centrate pe învățarea prin descoperire, învățarea pe echipe și învățarea în grup.
- să particip la continuarea eforturilor colectivului „*Construcții miniere*” privind redactarea suporturilor de curs/îndrumătoare de laborator sau proiect/culegeri de aplicații practice pentru disciplinele prevăzute în Planurile de învățământ ale următoarelor programe de studii

acreditate la Universitatea din Petroșani: programele de studii de licență „*Construcții miniere*”, „*Inginerie minieră*”, și „*Topografie minieră*”, precum și programul de studii de masterat „*Ingineria proiectării construcțiilor miniere*” de la Facultatea de Mine; consider că experiența profesională, cunoștințele și competențele dobândite îmi permit să particip, individual și în colectiv, în perioada imediat următoare, la elaborarea și publicarea unor cărți care să întregescă panopia suporturilor de curs și a lucrărilor aplicative disponibile în domeniu la Universitatea din Petroșani, cărți și manuale care sunt apreciate actualmente pe plan național;

- să mă dedic pregătirii din timp a activităților vizând evaluarea periodică de către ARACIS a programului de studii de licență „*Construcții miniere*”, și a programului de masterat „*Ingineria proiectării construcțiilor miniere*” în prezent autorizate;
- să particip la stagii în universități din străinătate, pentru a asigura un schimb de experiență și de informații benefic pentru cariera mea și pentru instituția în care lucrez (departament, facultate, universitate). Colaborarea și schimbul de experiență între cadre didactice și cercetători asigură îmbunătățirea continuă a procesului de învățământ și de cercetare;
- să public cursurile pe care le predau și să le actualizez cel puțin o dată la doi ani. În acest mod, studenții vor avea acces mai ușor la informație, o informație actuală și în conformitate cu schimbările internaționale și naționale din domeniu;
- să sprijin și să încurajez studenții să participe la activități de cercetare, conferințe și simpozioane.

7.2.2. Proiecte pe termen scurt și mediu

În etapa actuală, când majoritatea exploatărilor miniere și-au redus activitatea sau rentabilitatea acestora a scăzut, asistăm la o situație în care exploatările miniere au fost și sunt progresiv închise, chiar abandonate, fără să se acorde o atenție suficientă și fără ca atenția să fie sistematic îndreptată spre eventualele consecințe tehnice și asupra mediului înconjurător pe termen mediu și lung, consecințe inerente datorate opririi activității în subteran. Astfel, plecând de la riscurile care afectează subteranul și stabilitatea terenurilor de la suprafață, dar și resursa de apă din punct de vedere calitativ și cantitativ, această situație este destul de slab gestionată. Plecând de la cele afirmate, activitatea viitoare de cercetare se va îndrepta înspre cele trei axe principale: de a înțelege mai bine, a analiza și a modela fenomenele elementare și diferitele mecanisme care pot interveni și interacționa în prezicerea și prevenirea consecințelor tehnice, de securitate și socio-economice. Aceste cercetări implică observații și diferite lucrări în teren, încercări de laborator, retroanalize a evenimentelor, analiza informațiilor, studii de modelare și experimentări in situ. Ca proiecte viitoare, voi avea în vedere următoarele studii:

1- Evoluția stabilității lucrărilor subterane și influența asupra comportamentului terenului de la suprafață în funcție de timp (fluaj, oboseală, îmbătrânirea rocilor) și / sau sub influența modificărilor condițiilor hidraulice care guvernează masivul de rocă înconjurător.

Deoarece cavitățile nu sunt întotdeauna perfect localizate sau cunoscute, cercetările întreprinse se vor axa pe dezvoltarea de metode fiabile și operaționale, având ca scop stabilirea metodelor de previziune și de prevenire a hazardului – riscurilor de evenimente defavorabile – „deplasări ale terenului”, legate de prezența cavităților subterane (studiul factorilor care intervin asupra comportamentului pe termen lung a lucrărilor subterane și a materialelor lăsate acolo, spre exemplu pilierii de sare sau de minereu sau comportamentul reologic al rocilor prin încercări de laborator și măsurători in situ; studiul și modelarea propagării din adâncime până la suprafață; fenomenele de instabilitate și efectul lor asupra construcțiilor și infrastructurilor de la suprafață). Aceste cercetări presupun simulări numerice, care, ținând seama de complexitatea diferitelor mecanisme care intervin în fenomenele de mișcare a suprafeței, necesită dezvoltarea și validarea modelelor cuplate hidromecanice și hidrochimice (în anumite situații termo-hidro-mecanice), corelate cu rezultatele încercărilor de laborator și a experimentărilor în adevărata mărime.

2- Impactul lucrărilor subterane asupra resursei de apă subterană și asupra calității apelor de suprafață, consecutiv cu oprirea pompării și drenării apelor din mină.

Lucrările subterane au un dublu impact asupra apei, ele modifică curgerea, în mod direct prin efectul de drenare sau indirect, prin modificarea topografiei suprafeței afectată de scufundări.

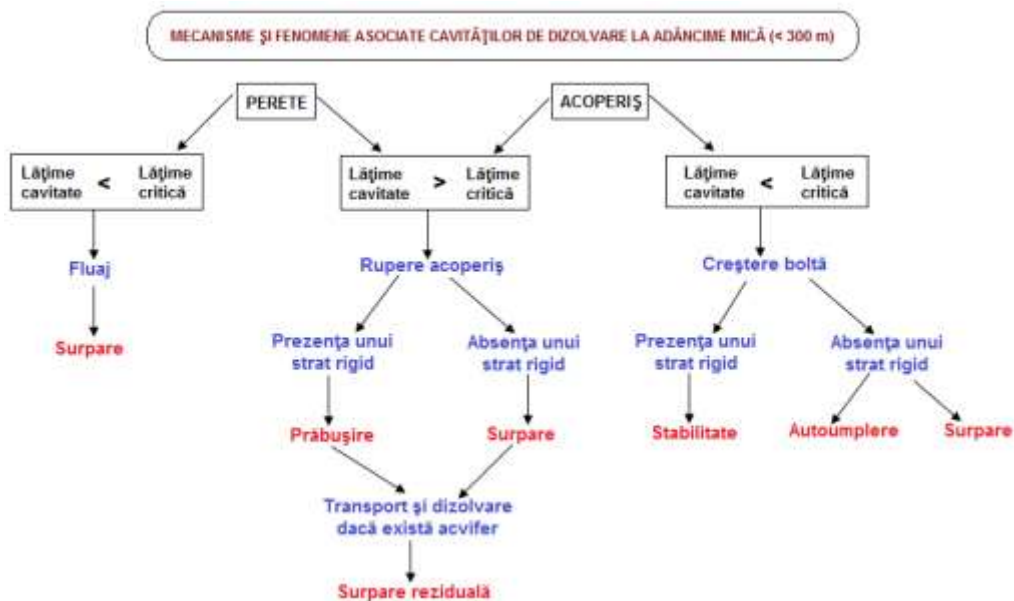
Pe de altă parte, calitatea apei este alterată, deoarece echilibrul rocă – apă care guverna anterior în sânul masivului este perturbat de excavații și de eliminarea apelor de mină în mediul natural. Oprirea pompării apelor de mină antrenează inundarea lucrărilor și creșterea nivelului apelor subterane, uneori chiar până în apropiere de suprafață (aparitia zonelor umede). Aceasta are drept consecință modificarea regimului rețelei hidrografice și calitatea apei de suprafață și subterane. Cercetările pe această temă ar avea drept obiectiv dezvoltarea unor metode de gestionare a resursei de apă prin elaborarea modelelor hidrogeochimice, integrând interacțiunile apă – rocă – gaz caracterizate în laborator și prin experimente in situ. Se observă clar aici caracterul multidisciplinar marcat al cercetării.

3- Continuarea cercetărilor asupra lucrărilor subterane realizate în masive de sare. Modelarea evoluției geometrice a unei cavități subterane (mecanisme de dizolvare și transport, mecanismul de rupere, interacțiune rocă - saramură (sarea care prezintă particularitățile ei: solubilitate, comportament vâsco – plastic) (figura 7.3).

Se va avea în vedere un program operațional destinat să răspundă întrebărilor care se pun: *Cum sunt detectate și recunoscute lucrările miniere vechi (cavități, foraje) legate de exploatarea sării? De ce și cum monitorizăm vechile exploatare în sare? Ce monitorizăm? De ce monitorizăm? Cum și când monitorizăm și urmărim? Cum evoluează pe termen lung lucrările subterane la exploatarea pe cale solidă a sării? Ce se întâmplă în cazul existenței unei intruziuni de apă dulce sau sărată într-o exploatare subterană (în cele două cazuri extreme a unei viituri accidentale rapide sau a unei difuzii naturale lente)?*

În această direcție vor fi necesare:

- cercetări fundamentale de laborator asupra interacțiunii roci – saramuri;
- modelări geomecanice ale comportamentului lucrărilor subterane;
- observații și măsurători in situ;
- cercetări privind mecanismul de dizolvare.



4- Modelarea comportamentului în timp a exploatărilor de sare cu camere și pilieri. Stabilitatea pe termen lung a pilierilor de sare. Această direcție de cercetare va avea ca prim scop stabilirea unui model matematic de comportament a pilierilor, cu includerea factorului timp.

PARTEA III

BIBLIOGRAFIE

III.1. Lucrări proprii relevante

- [A1] **Toderaş, M.** – *Rocks rheology in the stability of underground mining works. Study case: Sedimentary rocks from Jiu Valley, Romania.* Saarbrücken, Germany - Scholars' Press International Publishing House, Lambert Academic Publishing, OmniScriptum GmbH & Co. KG Germany, ISBN 978-3-639-76796-4. 549 pg., 2015.
<https://www.scholars-press.com/catalog/details//store/gb/book/978-3-639-76796-4/rocks-rheology-in-the-stability-of-underground-mining-works>; <http://www.amazon.co.uk/372/dp/3639767969> ;
<http://www.chegg.com/textbooks/rocks-rheology-in-the-stability-of-underground-mining-works-3639767969> <http://newscentral.exsees.com/item/767a685e787b113a54d51baea98e7629-830b48c4e1d5526f43c0cc4c5c1024dc>
<http://www.bokus.com/bok/9783639767964/rocks-rheology-in-the-stability-of-underground-mining-works/> ; http://www.sutmoeller.de/buumlicher_1/naturwissenschaften-medizin-informatik-technik_50/geowissenschaften_56/rocks-rheology-in-the-stability-of-underground-mining-works_9783639767964.htm
- [A2] **Toderaş, M.** – *Mecanica rocilor, pământurilor și construcții subterane.* Editura Universitas, Petroșani, ISBN 978-973-741-381-9, 1167 pg., Vol.I, ISBN 978-973-741-382-6, 651 pg., 2014.
- [A3] **Toderaş, M.** – *Mecanica rocilor, pământurilor și construcții subterane.* Editura Universitas, Petroșani, ISBN 978-973-741-381-9, 1167 pg., Vol.II, ISBN 978-973-741-383-3, 516 pg., 2014.
- [A4] **Toderaş, M.,** Moraru, R.I., Popescu-Stelea, M. – *Underground Mines Workings Convergence Dependence on Operation Time and Location Depth.* Publisher: Springer Verlag, **Journal of Mining Science.** 51(3), 541-552. ISSN: 1062-7391 (Print) 1573-8736 (Online). May 2015, Volume 51, **Issue 3**, pp 541-552. **DOI: 10.1134/S1062739115030163. Impact Factor 0.239** Article is available as 'Online First': <http://link.springer.com/article/10.1134/S1062739115030163>
http://link.springer.com/article/10.1134/S1062739115030163?wt_mc=internal.event.1.SEM.ArticleAuthorOnlineFirst
- [A5] **Toderaş, M.,** Moraru, R.I, *Mine Pressure and Rock Displacement Temporal Variation Analysis for Jiu Valley Directional Drifts in the Context of "N" Stability Criterion / Analiza ciñień i chwilowych przemieszczeń skał w badaniach kierunkowych wyrobisk w kopalniach w dolinie jiu z uwzględnieniem kryterium stabilności 'n', Archives of Mining Sciences (Arch. Min. Sci.), Vol. 59 (2014), No 2, p. 347–358, ISSN: 0860-7001, DOI 10.2478/amsc-2014-0032, **Impact Factor 2013: 0.608**, 5-year Impact Factor: 0.373, Scimago Journal Ranking (2011): 0,276, Hirsh Index: 6, Electronic version (in color) of this paper is available: <http://mining.archives.pl>,
<http://www.degruyter.com/view/j/amsc.2014.59.issue-2/amsc-2014-0032/amsc-2014-0032.xml?format=INT>;http://ams.czasopisma.pan.pl/index.php?option=com_content&view=article&id=1058:no-2-2014&catid=165:wydania&Itemid=286*
- [A6] **Toderaş, M.** – *Analysis the natural stress state of salt massive from Praid Mine, Romania.* 15th International Multidisciplinary Scientific Geo-Conference & EXPO SGEM 2015 Modern Management of Mine Producing, Geology and Environmental Protection, Bulgaria. Section "Exploration and Mining", **SGEM 2015 Conference Proceedings**, ISBN 978-619-7105-33-9 / ISSN 1314-2704, June 18-24, 2015, Book1 Vol. 3, 73-80 pp. ProQuest SciTech Collection- in curs de indexare. **DOI: 10.5593/SGEM2015/B13/S3.010**;<http://sgem.org/sgemlib/spip.php?article5456>
<http://sgem.org/sgemlib/spip.php?article3932>; <http://sgem.org/sgemlib/spip.php?article5456>
- [A7] **Toderaş, M.** - *Rock massif – support interaction mechanical models proposed for the geomechanical conditions from Petrila Mine Exploitation.* 14th International Multidisciplinary Scientific Geo-Conference & EXPO SGEM 2014 Modern Management of Mine Producing, Geology and Environmental Protection, Bulgaria. Section "Exploration and Mining", ISBN 978-619-7105-09-4 / ISSN 1314-2704, June 19-25, 2014, Vol. 3, 521-528 pp. **DOI: 10.5593/SGEM2014/B13/S3.068**, ProQuest SciTech Collection - in curs de indexare; <http://sgem.org/sgemlib/spip.php?article3932>
<http://www.citeulike.org/tag/rock/page/2> ; <http://www.citeulike.org/group/18367/article/13483031>
- [A8] **Toderaş, M.** - *Assessment of the mining pressure around the main horizontal mine workings by involving the rheological behavior of the surrounding rocks.* 14th International Multidisciplinary Scientific Geo-Conference & EXPO SGEM 2014 Modern Management of Mine Producing, Geology and Environmental Protection, 2014, Bulgaria. Section "Exploration and Mining", ISBN 978-619-7105-09-4/ISSN 1314 - 2704, June 19-25, 2014, Vol. 3, 55-62 pp.

- DOI: 10.5593/SGEM2014/B13/S3.008. ProQuest SciTech Collection – in curs de indexare;
<http://sgem.org/sgemlib/spip.php?article3872>;
<https://getinfo.de/en/search/id/BLCP%3ACN088841758/ASSESSMENT-OF-THE-MINING-PRESSURE-AROUND-THE-MAIN/>
- [A9] **Toderaş, M.** – *Dilatancy and rheology of sedimentary rocks from Jiu Valley and their implications to ensure the main horizontal mine workings stability.* 13th International Multidisciplinary Scientific Geo-Conference & EXPO SGEM 2013 Modern Management of Mine Producing, Geology and Environmental Protection, 17 – 23 June, 2013, Bulgaria. Vol. 1, Section "Exploration and Mining", pg.409 – 416. DOI:10.5593/SGEM2013/BA1.V1/S03.025
<http://sgem.org/sgemlib/spip.php?article2617>;
<https://getinfo.de/en/search/id/BLCP%3ACN085492005/>
- [A10] **Toderaş, M.** – *Analysis of the main factors of influence on the stability of directional galleries from the seam no.3 bottom, E.M. Petrila – Romania.* 13th International Multidisciplinary Scientific Geo-Conference & EXPO SGEM 2013 Modern Management of Mine Producing, Geology and Environmental Protection, 17 – 23 June, 2013, Bulgaria. Vol. 1, Section "Exploration and Mining", pg.235 – 242. DOI:10.5593/SGEM2013/BA1.V1/S03.001
<http://sgem.org/sgemlib/spip.php?article2593>
- [A11] **Toderaş, M., C. Danciu, C. Nistor, C. Badulescu** - *In situ studies to estimate the stress state in pillars, from salt mine Praid.* 11th International Multidisciplinary Scientific Geo-Conference & EXPO SGEM 2011 Modern Management of Mine Producing, Geology and Environmental Protection, 20 – 25 June, 2011, Bulgaria. Vol. 1, Section "Hydrogeology, Engineering Geology and Geotechnics", pg.513 – 520. DOI: 10.5593/sgem2011/s02.125; <http://sgem.org/sgemlib/spip.php?article73>
- [A12] **Toderaş, M.** – *Secondary stress state around the bored hole in salt strata.* **Journal of Geological Resources and Engineering.** David Publishing Company. Vol. 2, Nr. 2, February 2014 (Serial Number 3). Pg.111 – 114. ISSN 2328-2193. Abstract Indexed in: Chinese Database of CEPS, CNKI, China; Chinese Scientific Journals Database, VIP Corporation, Chongqing, China; ProQuest; CiteFactor (USA), Ulrich's International Periodicals Directory, USA; Ebsco; HeinOnline; Google Scholar; Summon Serials Solutions; Pubicon Science Index; SJournal Index; Scientific Indexing Services. Google scholar; AcademicKeys; CiteFactor (USA); getCITED; Scientific Indexing Services; INNO SPACE; SJournals. DOI: 10.17265/2328-2193/2014.02.005
<http://www.davidpublisher.org/index.php/Home/Article/index?id=1760.html>
- [A13] **Toderaş, M.** – *The Stability of the Underground Structures Achieved in Salt Massif and their Monitoring.* **World Scientific and Engineering Academy and Society (WSEAS)** – Recent Advances in Civil and Mining Engineering, Proceeding of the 4th European Conference of Civil Engineering (ECCIE '13), Proceeding of the 1st European Conference of Mining Engineering (MINENG '13), Antalya, Turkey, October 8 – 10, 2013. Pg.41 – 51. ISSN 2227-4588; ISBN 978-960-474-337-7. Indexes: ISI (Thomson Reuters), ELSEVIER, SCOPUS, ACM - Association for Computing Machinery, British Library, CAS - American Chemical Society, Engineering Village, American Mathematical Society (AMS), Inspec - The IET, Ulrich's International Periodicals Directory.
<http://www.wseas.org/main/books/2013/Antalya/MINEC.pdf>
<http://www.wseas.us/e-ibrary/conferences/2013/Antalya/MINEC/MINEC-05.pdf>
<https://getinfo.de/en/search/id/BLCP%3ACN085775039/>
- [A14] **Toderaş, M.** - *Mathematical model using the entropy to analyze the pillar stability in salt mines.* The 6th International Conference on Manufacturing Science and Education – MSE 2013 Sibiu, Romania, Engineering in Oil and Gas Field and Mines, pg.371 – 374.
<http://conferences.ulbsibiu.ro/mse/materials/Program%20MSE%202013.pdf>
- [A15] **Toderaş, M.** – *From rheology to plasticity and viscoplasticity criterias.* Revista minelor, 2009. Analele Universităţii de Geologie St. IVAN RILSKI-Bulgaria, 2007. Annals of the University of Petroşani, Mining Engineering, Vol. 8 (XXXV), 2007. UNIVERSITAS Publishing House, Petroşani, (revistă categoria B+, cod CNCIS 22; MK PERIODICA - Rusia, ULRICH'S - Germania şi EBSCO Publishing Inc. – SUA; SUWECO – Cehia
http://www.ulrichsweb.com/ulrichsweb/ulrichsweb_news/ulrichslib3u.asp
<http://www.mgu.bg/sessions/07/2/mtoderas.pdf>
- [A16] **Toderaş, M.** - *Consideraţii privind legile vâscoase ce caracterizează comportamentul diferitelor tipuri de roci argiloase.* Revista minelor (revistă categoria B+), Nr. 5 – 6 (203 – 204) / 2008, pg. 37 – 42
- [A17] **Toderaş, M.** - *Model reologic de analiză a stabilităţii excavaţiilor subterane pe baza principiului interacţiunii,* Revista minelor, Nr. 5 – 6 (203 – 204) / 2008, pg. 20 – 22.
- [A18] **Toderaş, M., A. Prodanciu** - *Procedee de analiză a stabilităţii pilierilor la exploatarea sării geme pe cale uscată,* Revista minelor (revistă categoria B+), Nr. 5 – 6 (203 – 204) / 2008, pg. 56 – 62.
- [A19] **Toderaş, M.** - *The evaluation of the pressure's manifestation way from the surrounding main horizontal mining workings from Valea Jiului area, according to the knowledge of the reological behavior of the surrounding rocks.* International Conference on New Technology for Surface and

- Underground Mining, organizat de Journal of Mines, Metals & Fuels, Kolkata, India. [J]. Journal of Mines, Metals and Fuels, 2006, 54(12): 300-304. **H Index: 7. ISSN: 00222755 (Scopus)**
- [A20] **Toderaș, M.** - *Salt damage criterion – alternative formulation of the power-conjugate equivalent stress measures for shear – induced damage*. International Multidisciplinary Symposium “Universitaria SIMPRO 2006”, Integration into European Research Area, Inginerie minieră, 13 – 14 oct. 2006, Universitatea din Petroșani, ISSN 1842-4449, pg. 99 – 103.
- [A21] **Toderaș, M.** - *Modele de comportament vâscoplastic utilizate în mecanica pământurilor*. Buletin științific al Universității de Nord Baia Mare. Seria D. Volumul XIX, ISSN 1582–0548, 2005, pg. 715 – 722.
- [A22] **Toderaș, M., Lazăr, M.** - *Une approche des phénomènes non linéaires spécifiques aux géomatériaux pseudo-fragiles*. Buletin științific al Universității de Nord Baia Mare. Seria D. Volumul XIX, ISSN 1582–0548, 2005, pg. 707 – 714.
- [A23] **Toderaș, M.** - *Etude phénoménologique du comportement différencié des roches*. Annals of the University of Petroșani, Mining engineering. Vol. 6 (XXXIII). Petroșani, ISSN 1454–9174, 2005, pg. 36 – 45. UNIVERSITAS Publishing House, Petroșani, (revistă categoria **B+**, cod CNCSIS 22; MK PERIODICA - Rusia, ULRICH'S - Germania și EBSCO Publishing Inc. – SUA; SUWECO – Cehia http://www.ulrichsweb.com/ulrichsweb/ulrichsweb_news/ulrichslb3u.asp)
- [A24] Georgescu, M., Hirian, C., **Toderaș, M.** – *Dimensioning of the strenght elements (pillar – ceilings) afferent to the +190 m and +190 m levels from Praid salt mine*. Environnement friendly policy in mining activities. Proceedings of the First International Seminar ECOMINING – EUROPE IN 21st CENTURY, Sovata & Praid Salt Mine, October 27 – 29, 2005. Editura Estfalia, 2005. ISBN 973–7681–03–7. pg. 97 – 102.
- [A25] **Toderaș, M.** - *Une méthodologie d'analyse des roches discontinues par la méthode d'élément fini*. Annals of the University of Petroșani, Mining engineering. Vol. 5 (XXXII). Petroșani, ISSN 1454–9174, 2004, pg. 48 – 55. UNIVERSITAS Publishing House, Petroșani, (revistă categoria **B+**, cod CNCSIS 22; MK PERIODICA - Rusia, ULRICH'S - Germania și EBSCO Publishing Inc. – SUA; SUWECO – Cehia http://www.ulrichsweb.com/ulrichsweb/ulrichsweb_news/ulrichslb3u.asp)
- [A26] **Toderaș, M.** - *Lois de comportement pour le sel gemme*. Annals of the University of Petroșani, Mining engineering, Vol. 5 (XXXII). Petroșani, ISSN 1454–9174, 2004, pg. 39 – 47. UNIVERSITAS Publishing House, Petroșani, (revistă categoria **B+**, cod CNCSIS 22; MK PERIODICA - Rusia, ULRICH'S - Germania și EBSCO Publishing Inc. – SUA; SUWECO – Cehia http://www.ulrichsweb.com/ulrichsweb/ulrichsweb_news/ulrichslb3u.asp)
- [A27] **Toderaș, M., A. Todorescu** - *Posibilitatea dimensionării pilierilor prin utilizarea principiului interacțiunii în cazul metodei de exploatare a sării geme pe cale solidă*. Buletinul AGIR, nr. 1/2003, ISSN 1224–7928, pg. 40 – 44.
- [A28] **Toderaș, M.** - *Le comportement du sel synthèse bibliographique*, Rapport d'avancement de thèse, Laego, INPL, Nancy, juillet 2003.
- [A29] **Toderaș, M.** - *Comportement des ouvrages souterrains dans le sel*. Séminaire International Sciences et Ingénierie des Ressources, Procédés, Produits, Environnement, Actes du Séminaire 2003 de l'Ecole Doctorale RP2E, 8 – 9 avril 2003. ISBN 2-9518564-0-7, INPL Nancy, France.
- [A30] **Toderaș, M.** - *Implantation de la loi de Lemaitre dans le code THYME++*. Rapport d'avancement de thèse, Laego, INPL, Nancy, juin 2004.
- [A31] **Toderaș, M.** - *Implantation de la loi de Lemaître dans le code de calcul du LAEGO*. Séminaire International Sciences et Ingénierie des Ressources, Procédés, Produits, Environnement, Actes du Séminaire 2004 de l'Ecole Doctorale RP2E, 21 – 22 avril 2004. ISBN 2-9518564-0-7, INPL Nancy, France.
- [A32] **Toderaș, M., C. Badulescu, I. Rascolean, C. Dura** – *The rheological behaviour of salt as a heterogeneous system*. 13th Conference on Environment and Mineral Processing, Iunie 2009, Technical University of Ostrava VSB-TU, Czech Republic, 978-80-248-1431-5, Part III, pag. 207 – 214.
- [A33] **M. Toderaș, C. Badulescu, C. Mandrescu, I. Stoicoiu** - *The stability of the whole underground structures realized in the salt massifs*. 12th Conference on Environment and Mineral Processing, Iunie 2008, Technical University of Ostrava VSB-TU, Czech Republic, 978-80-248-1431-5, Part III, pag. 159 – 168.
- [A34] **M. Toderaș, A. Matei, C. Mândrescu, I. Stoicoiu** - *The analyze of the stability of main mining workings in the Valea Jiului Coal Basin*. 10th Conference on Environment and Mineral Processing, 22 – 24 Iunie 2006, Part I, Technical University of Ostrava VSB-TU, Czech Republic, ISBN 80–248–1088–3. pg. 221 – 226.

III.2. Referințe bibliografice generale

- [A35] **Allemandou, X., Dusseault, M.** - *Procedures for cyclic creep testing of salt rock, results and discussions*. In : Proc. Of the 3th Conference on Mechanical Behavior of Salt, M. Ghoreychi, P. Bérest, H. Hardy, M. Langer (Eds), PP. 207 – 218, Trans. Tech. Publication, Clausthal, ISBN 0-87849-100-7. 1993
- [A36] **Anastasiu, N.** - *Petrologia sedimentară*. Editura Tehnică, București, 1988.
- [A37] **Arad, V.** - *Studiul regimului de presiune și alegerea celor mai raționale tipuri și tehnologii de susținere a lucrărilor miniere de deschidere în condițiile creșterii adâncimii de exploatare în Valea Jiului*. Teză de doctorat, U.T. Petroșani, 1992.
- [A38] **Aubertin et al.** - *Le comportement rhéologique du sel : revue bibliographique*. Rapport EPM / RT – 87 / 32. Ecole Polytechnique de Montreal. 1997
- [A39] **Aubertin et al.** - *A rate dependent model for ductile behavior of salt rocks*. Can. Geotech. J. 36, 660 – 674. 1999.
- [A40] **Barret, C.R. et Nix, W.D.** - *A model of steady – state creep based on the motion of jogged screw dislocations*. Acta Met., 13, S. 1247 – 1258. 1965.
- [A41] **Barton, N.R.** - *Estimating the shear strength of rock joints*. Proc. of 3rd Congr. Int. Soc. Rock Mech. Advances in rock mechanics, Denver, Vol. IIA: 219-220. 1974.
- [A42] **Barton, N.R.** - *Shear strength criteria for rock, rock joints, rockfill and rock masses: problems and some solutions*. Keynote lecture. Proc. of 2nd Int. Symp. On Constitutive Modeling of Geomaterials: Advances and New Applications (IS-Model 2012), Springer, Beijing. 2012.
- [A43] **Barton, N.R.** - *A review of the shear strength of filled discontinuities in rock*. Norwegian Gotechnical Institut Publication, Nr.. 105, 1974.
- [A44] **Barton, N.R., Choubey, U.** - *The shear strength of rock joints in theory and practice*. Rock Mechanics, 1977.
- [A45] **Bérest, P. et al.** - *Effets thermiques dans les cavités en couches salifères*. In : Proc. 4^{ème} Congrès de la Société Internationale de Mécanique des Roches, Montreaux, Balkema, Rotterdam. 1979.
- [A46] **Beauheim, R., Saulnier, G.J., Avis, J.D.** - *Interpretation of brine – permeability tests of the salado formation at the Waste Isolation Pilot Plant (W.I.P.P.) Site*, SANDIA 1st Interim Report. SAND 90-0083. UC721, 205 p. 1991.
- [A47] **Blum, W.** - *Stationäre Verformung von polykristallinem Natriumchlorid*. Dissertation, Univ. Erlangen – Nürnberg. 1969.
- [A48] **Brouard, B. et Bérest, P.** - *Behavior of sealed solution – mined caverns*. Solution Mining Research Institute, Meeting Paper, New Orleans, 26 p. 1995.
- [A49] **Bruce, E., Hobbs, N.** - *Principii de geologie structurală*. Editura Științifică Enciclopedică, București.
- [A50] **Burke, P.M.** - *High temperature creep of polycrystalline sodium chloride*. Ph. D. dissertation, 112 S., Stanford Univ., Stanford, California. 1968.
- [A51] **Carter, N.L. et Heard, H.C.** - *Temperature and rate dependent deformation of halite*. Am. J. Science, 269, S. 193 – 249. 1970.
- [A52] **Charpentier, J.P.** - *Prise en compte de la dispersion des caractéristiques différées du sel de Bresse*. Rapport 624 RP G3S 91-003. 1991.
- [A53] **Chemin, P.**, - *Etude du rôle des inclusions fluides dans les mécanismes de déformations des roches halitiques. Application aux roches salifères du Bassin Bressan*, Thèse de l'Ecole Nationale de Ponts et Chaussées, Paris. 1990.
- [A54] **Chugh, Y.P.** (1974), *Viscoelastic behaviour of geologic materials under tensile stress*. A.I.M.E., Vol. 256, S. 259 – 264.
- [A55] **Coble, R.L.** - *A model for boundary diffusion controlled creep in polycrystalline materials*. J. Appl. Phys., 34, S. 1679 – 1682. 1963.
- [A56] **Cook, R.F. et Roggenthen, W.M.** - *Fracturing around excavations in salt at the WIPP*. In: Rock Mechanics as a Multidisciplinary Science, Roegiers (Ed.), PP. 889 – 898, Balkema, Rotterdam. 1991.
- [A57] **Cosenza, P. et Ghoreychi, M.** - *Coupling between mechanical behavior and transfer phenomenon in salt*. In : Salt Behavior III, p. 285 – 307. 1993.
- [A58] **Cosenza, P. et Ghoreychi, M.** - *Thermo – Hydro – Chémico – Mechanical Processes in Salt – Application to the measurement of permeability to gas and brine*. The 3rd C.E.C. Pegasus meeting, Cologne, June 3 – 4. 1993.
- [A59] **Cosenza, P.** - *Sur le couplages entre comportement mécanique et processus de transfert de masse dans le sel gemme*, Thèse de doctorat de l'Université Paris 6. 1996.
- [A60] **Doeven, I. et al.** - *Convergence Measurements in the Dry – Drilling 300 m Borehole in the Asse II – Saltmine*. European Appl. Res. Rept.-Nucl. Sci. Technol., Vol. 5, No 2. 1983.
- [A61] **Duffaut, P. et al.** - *Les vides, principal facteur du comportement mécanique des roches*. The 4th Int. Congress of Rock Mechanic. 1979.

- [A62] **Durup, J.G.** - *Comparaison du comportement mécanique d'une cavité sphérique entre un modèle élastoviscoplastique et un modèle rigide – viscoplastique : Application au stockage de gaz dans des formations de sel.* In : *Rock in the Great Depth*, Maury & Fourmaintraux (Eds), Vol. 2, p. 595 – 603, Balkema, Rotterdam, ISBN 90 6191 9754. 1989.
- [A63] **Durup, J.G.** - *Comparative Study of Certain Constitutive Laws used to Describe the Rheological Deformation of Salts.* In : *Salt Behavior III*, p. 74 – 83. 1993.
- [A64] **Dusseault, M.B.** - *Saltrock behavior as an analogue to the behavior of rock at great depth.* *Rock at Great Depth*, Maury et Fourmaintraux (eds.), Balkema, Rotterdam, ISBN 90 6191 975 4. 1989.
- [A65] **Fairhurst, C.E., Hudson, J.A.** - *Draft ISRM suggested method for the complete stress-strain curve for intact rock in uniaxial compression.* *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*. 36, pp 279-289, 1999.
- [A66] **Georgescu, M., Hirian, C., Toderaș, M. ș.a.** – *Dimensionarea elementelor de rezistență (pilieri – planșee) aferente metodei de exploatare cu camere mici și pilieri dreptunghiulari, pentru orizonturile inferioare orizontului +230 m – Sector Nou – Salina Praid. Faza II: Dimensionarea elementelor de rezistență (pilieri – planșeu) aferente orizonturilor VI și VII.* Contract de cercetare nr. 1 / 2005.
- [A67] **Ghazali, A.** - *Etude par analyse texturale du rôle de l'humidité dans la déformation des roches salifères.* Thèse de l'Ecole des Ponts et Chaussées, Paris. 1995.
- [A68] **Ghoreychi, M.** - *Conséquences du comportement thermomécanique du sel pour la conception et la sûreté d'un enfouissement de déchets radioactifs.* *Stockage en souterrain*, PP. 229 – 243, Rousset (Ed.), Presses de l'ENPC, Paris. 1990.
- [A69] **Ghoreychi, M.** - *Comportement du sel broyé sous l'effet d'une source de chaleur dans des sondages réalisés dans une mine de sel.* Commission of European Communities EUR 13638 Fr. 1991.
- [A70] **Gloyna, E., Reynolds, T.** - *Permeability measurements of rock salt.* *J. Geophys. Res.*, Vol. 66, No 11, PP 3913 – 3912. 1961.
- [A71] **Goodman, R.E.** - *Block theory and its application.* *Géotechnique* 45, NR.3, pp 383-423. 1995.
- [A72] **Goodman, R.E.** - *Introduction to Rock Mechanics.* John Wiley, 1981.
- [A73] **Goodman, R.E., Ohnishi, Y.** - *Undrained shear testing of jointed rock.* *Rock Mechanics* 5, pp 129-149. 1973.
- [A74] **Goodman, R. E., Shi, G. & Boyle, W.** - *Calculation of support for hard, jointed, rock using the keyblock principle.* Society of Mining engineers, New York 1982, pp 883-898.
- [A75] **Goy, G. et Busson, G.** - *Inventaire des évaporites du sous-sol: les bassins profonds du Trias du Sud-Est français, du Paléogène de la Bresse et de Valence.* Muséum d'histoire naturelle. 1980.
- [A76] **Grgic, D., Homand, F., Hoxha, D.** - *Instabilités des mines de fer abandonnées de Lorraine: Approche hydromécanique.* XVème Congrès Français de Mécanique, Nancy, 3 – 7 Septembre 2001.
- [A77] **Griffith, A.A.** - *The phenomena of rupture and flow in solids.* *Phil. Trans. Roy. Soc. London*, A221 :163 – 198. 1920.
- [A78] **Griggs, D.T.** - *Creep of rocks.* *Journ. Geology*, 47, S. 225 – 251. 1939.
- [A79] **Griggs, D.T.** - *Experimental flow of rocks under conditions favouring recrystallisation.* *Geol. Soc. Am. Bull.*, Vol. 51, S. 1001 – 1002. 1940.
- [A80] **Guegen, Y., Palciauskas, V.** - *Introduction à la physique de roches.* Hermann, Paris, 299 p. 1992.
- [A81] **Hamami, M. et al.** - *A Methodology for the Identification of Rock Salt Behavior using Multi – Steps Creep Tests.* In : *Salt Behavior III*, p. 53 – 66. 1993.
- [A82] **Heard, H.C.** - *Steady – state flow in polycrystalline halite at pressure of 2 kbars – in: Flow and fracture of Rocks.* *Geophys. Monograph*, No 16, Editors Hear, C.H. et al., AGU, S. 191 – 209, Washington. 1972.
- [A83] **Herring, C.** (1950), *Diffusional viscosity of a polycrystalline solide.* *J. Appl. Phys.*, 21, S. 437 – 445.
- [A84] **Hoek, E., Bray, J.W.** - *Rock slope engineering.* Inst. Min. Metall., London. 1981.
- [A85] **Hoek, E., Brown, E.T.** - *Empirical strength criterion for rock masses.* *J. Geotechnical Engineering Div. A.S.C.E.*, GT 9, 1980, pg. 1013 – 1035.
- [A86] **Horseman, S.T.** - *Moisture content - : a major uncertainty in storage cavity closure prediction.* *Proc. Zn.* 1984.
- [A87] **Houpert, F.E. et Homand-Etienne, F.** - *Influence de la température sur le comportement mécanique des roches.* The 4th Int. Congress of Rock Mechanic. 1979.
- [A88] **Hunsche, U. et Humpel, A.** - *Rocke salt – the mechanical properties of the host rock material for a radioactive waste repository.* *Engineering Geology* 52, 271 – 291. 1999.
- [A89] **Kern, H.** - *Preferred orientation of experimentally deformed limestone, marble, quartzite and rock salt at different temperature and states of stress.* *Tectonophysics*, 39, S. 103 – 120. 1977.
- [A90] **Kern, H. et Braun, G.** - *Deformation und Gefügeregelung von Steinsalz im Temperaturbereich 20 – 200 °C.* *Contr. Mineral. And Petrol.*, 40, S. 169 – 181. 1973.
- [A91] **Kingery, W.D. et Montrone, E.D.** - *Diffusional creep in polycrystalline sodium chloride.* *J. Appl. Phys.*, 36, S. 2412 – 2413. 1965.

- [A92] **Knoll, P.** - *Beitrag zum Einfluß der Zeit auf die Verformung und den Bruch von Salzgestein.* Freiberg, Forschungsheft A528. 1973.
- [A93] **Kornelson, D.J.** - *A Numerical Simulation of Transient Flow in Viscoplastic Polycrystalline Materials.* MSc Theses, University of Waterloo, Departement of Earth Sciences. 1988.
- [A94] **Krahn, J.** - *The 2001 R.M. Hardy Lecture: The limits of limit equilibrium analyses.* Canadian Geotechnical Journal, 40: 643– 660. 2003.
- [A95] **Kröner, E.** - *Kontinuumstheorie der Versetzungen und Eigenspannungen. Ergebnisse der angew. Mathematik, H. 5,* Berlin – Göttingen – Heidelberg. 1958.
- [A96] **Kutter, H.K.** - *Transient creep behaviour of Schilfsondstein in multistage loading and unloading tests,* Proc. ISeM. Symp. Eurock 92 Chester 14 - 17 sept. 1992, Thomas Telford, London, 1992.
- [A97] **Lai, C.** - *Fluid flow through rock salt under various stress states.* Michigan State University, Ph. D. Thesis. 1971.
- [A98] **Langer, M. et Kern, H.** - *Temperatur- und belastungsabhängiges Deformations – verhalten von Salzgesteinen.* Vortrag V. Int. Salzsosposium, Hamburg (im Druck). 1978.
- [A99] **Langer, M.** - *The rheological behavior of rock salt.* In : Proc. 1st Conf. of Mech. Behavior of Salt, Penn – State University, PP. 201 – 231, Trans Tech Publications, Clausthal. 1981.
- [A100] **Lebrun, P.** - *Evolution des caractéristiques pétrophysiques de roches salifères sous sollicitations thermomécaniques.* Thèse de l'Ecole Nationale des Mines de Paris. 1993.
- [A101] **Le Cleac'h, J.M. et al.** - *Etude des micromécanismes de la déformation de roches halitiques.* Colloque René Houpert, 10 – 11 Sept., Nancy. 1992.
- [A102] **Le Compte, P.** - *Creep in rock salt.* J. Geol. 73, S. 469 – 484. 1965.
- [A103] **Le Guen, C.** - *Mesure de la perméabilité de roches très peu perméables et étude de son évolution sous sollicitations thermomécaniques. Application aux roches salifères du Bassin Bressan.* Thèse de l'Ecoles Nationale des Mines de Paris. 1991.
- [A104] **Lemaitre, J., Chaboche, J.L.** - *Mécanique des matériaux solides.* Dunod, Paris, 544 p. 1988.
- [A105] **Lindblom, U.W.** - *Influence of the temperature on groundwater movement in jointed rock masses with application to radioactive waste disposal.* The 4th Int. Congress of Rock Mechanic. 1979.
- [A106] **Linder, et Brady** - *Memory Aspects of Salt Creep.* Proc. Of the 1st Conf. on "The Mechanical Behaviour of Salt", Pennsylvania State University. 1981.
- [A107] **Lomenick, T.F. et Bradshaw, R.L.** - *Accelerated deformation of rock salt elevated temperature.* Nature, Vol. 207, No 4993, S. 158 – 159. 1965.
- [A108] **Lomenick, T.F. et Bradshaw, R.L.** - *Deformation of rock salt in openings mined for the disposal of radioactive wastes.* Rock Mech., Vol. 1, S. 5 – 29. 1969.
- [A109] **Lomenick, T.F. et Bradshaw, R.L.** - *Model pillar tests for evaluating the structural stability of openings in rock salt utilized for the disposal of radioactive wastes.* Nuclear Engineering and Design, 9, S. 269 – 278, North – Holland Publ. Comp., Amsterdam. 1969.
- [A110] **Lomnitz, C.** - *Creep measurements in igneous rocks.* J. Geol., 64, S. 473 – 479. 1956.
- [A111] **Mellegard, K.D. et al.** - *Quasi – static Strength and Creep Characteristics of 100-mm-Diameter Specimens of Salt from Avery Island, Louisiana.* ONWI-250, prepared by RE / SPEC Inc., for Office of Nuclear Waste Isolation, Battelle Memorial Institute, Columbus, OH. 1983.
- [A112] **Merar, J.** - *Elaboration d'une loi de comportement pour le sel gemme,* Thèse de doctorat, Ecole Nationale Supérieure des Mines de Paris. 1999.
- [A113] **Mistra, A.K. et Murrell, S.A.F.** - *An experimental study of the effect of temperature and stress on the creep of rocks.* Geophys. J. Roy. Astr. Soc., Vol. 9, No 5, S. 509 – 535. 1965.
- [A114] **Muller, P. et Siemens, H.** - *Festigkeit, Verformbarkeit und Gefügeregelung von Anhydrit – Experimentelle Stauchverformung unter Manteldrücken bei 5 kbar bei Temperaturen bis 300 °C.* Tectonophysics, 23, S. 105 – 127. 1974.
- [A115] **Munson, D.E., Dawson, P.R.** - *Salt constitutive modelling using mechanism map,* Proc. 1st Conf. On Mech. Behavior of Salt, Penn-State University. 1981.
- [A116] **Nabarro, F.R.N.** - *Deformation of crystals by motion of single ions.* In : Strength of Solids, S. 175, Physical Society of London. 1948.
- [A117] **Obert, L. et Duvall, W.L.** - *Rock Mechanics and Design of structures in rock.* Wiley, New York. 1967.
- [A118] **Olivella, S. et al.** - *Ecuaciones del Flujo Multifase de Salmuera y Gas a través de Formaciones Salinas.* Hidrogeologia y Recursos Hidraulicos, Alicante, Vol. XVII, S. 549 – 562. 1992.
- [A119] **Olivella, S. et al.** - *Constitutive Modelling of Porous Salt Aggregates.* Numerical Models in Geomechanics, Pande and Pietruszczak (eds) Balkema, Rotterdam, Vol. 1, S. 179 – 189. 1992.
- [A120] **Olivella, S. et al.** - *Behaviour of porous salt aggregates. Constitutive and field equations for a coupled deformation, brine, gas and heat transport model.* Salt Behavior III, S. 272 – 283. 1992.
- [A121] **Peach, C.** - *Influence of deformation on the fluid transport properties of salt rocks,* Thèse de l'Université d'Utrecht, Geologica Ultraiectina, No 77, Holland, ISBN 0072-1026, n°77. 1991.
- [A122] **Peremi, R. et al-** *Fluage et microfissuration dans les stokages souterrains,* Geoconfine 93, Arnould, Barrès et Côme (Eds), PP. 99 – 104, Balkema, Rotterdam. 1993.

- [A123] **Peterson, E. et al.** - *W.I.P.P. Horizon in situ permeability measurements*. Final Report, SAND 85-7166, USA. 1985.
- [A124] **Phillips, D.W.** - *The nature and physical properties of some coal – measure strata*. Trans. Inst. Min. Eng., Vol. 80, Part 4, S. 212 – 239. 1931.
- [A125] **Pop, I.E.** - *Monografia geologică a Bazinului Petroșani*. Editura Academiei Române, București, 1993.
- [A126] **Pouya, A.** - *Comportement rhéologique du sel gemme. Application à l'étude des excavations souterraines*. Thèse de l'Ecole Nationale des Ponts et Chaussées, Paris. 1991.
- [A127] **Price, N.J.** - *A study of the time strain behaviour of coal measure rock*. Int. J. of Rock Mech. Min. Sci., Vol. 1, No 2, S. 277 – 303. 1964.
- [A128] **Pudewills, A. et Hornberger, K.** - *A unified viscoplastic model for rock salt*. In : Salt Behavior III, PP. 45 - 52. 1993.
- [A129] **Ree, F.H., Ree, T. et Eyring, H.** - *Relaxation theory of creep of metals*. Am. Soc. Civil Eng. Proc., J. Eng. Mech. Div., 86, S. 41 – 59. 1960.
- [A130] **Reuschle, T. et al.** - *Pore shape evolution by solution transfer : thermodynamics and mechanics*. Geophys. J., 95 : 535 – 547. 1988.
- [A131] **Reuschle, T. et al.** - *Mechanical and transport properties of crustal rocks : from single crack statistics*. Phys. Earth Planet. Int., 56 : 353 – 360. 1989.
- [A132] **Reuschle, T. et al.** - *General report : Evolution of cracks and pores : Physico – chemical role of fluids*. In : Rock at Greath Depth, 3, V. Maury & D. Fourmaintraux (Eds), Rotterdam, Balkema. 1989.
- [A133] **Sano, O. et al.** - *A study on the time – dependent microfracturing and strength of Oshima granite*. Tectonophysics, 84 : 343 – 362. 1982.
- [A134] **Schmidt, S.M. et al.** - *Mylonites : Origin of some mulonites by superplastic flow*. Contrib. Mineral. Petrol., 50, S. 93 – 104. 1977.
- [A135] **Seeger, A.** - *Kristallplastizität im Handbuch der Physik VII, 2*, Hrsg. S. Flügge, Springer-Verlag, Berlin. 1958.
- [A136] **Serata, S.** - *Application of continuum mechanics to design of deep potash mines in Canada*. Int. J. of Rock Mech. Sci., Vol. 5, No 4, S. 293 – 314. 1968.
- [A137] **Sherby, O.D. et Burke, P.M.** - *Mechanical behaviour of crystalline solids at elevated temperature*. Progr. Metal Sci., 13, S. 325 – 390. 1968.
- [A138] **Siemens, H.** - *Anwendung der Taylor – Theorie auf die Regelung von kubischen Mineralen*. Contr. Mineral. And Petrol., 43, S. 119 – 157. 1974.
- [A139] **Spiers, C.J. et al.** - *The influence of Fluid – Rock Interaction on the Rheology of Salt Rock*, Nuclear Science and Technology series, EUR 10399 EN. 1986.
- [A140] **Spiers, C.J.** - *Deformation and densification of rocks by pressure solution and related phenomena*. In : Rock at Greath Depth, 3, V. Maury & D. Fourmaintraux (Eds), Rotterdam, Balkema. 1986.
- [A141] **Spiers, C.J.** - *Deformation and densification of rock by pressure solution and related phenomena*. In : Rock at Great depth, 3, V. Maury & D. Fourmaintraux (Eds), Rotterdam, Balkema. 1989.
- [A142] **Sprunt, E.S. et Nur, A.** - *Destruction of porosity through pressure solution*. Geophysics, 42 : 726 – 741. 1977.
- [A143] **Stavrogin, A.N. et Lodus, E.V.** - *Creep and the time dependence of the strength in rocks*. Sov. Min. Sci., Vol. 10, No 6, S. 653 – 658. 1974.
- [A144] **Stolle, D.F.E.** - *Váscoelasticity and plasticity numerical stability revisited*. Proc. 3rd Int. Symp. On Numerical Models in Geomechanics, Niagara Falls 8-11 May 1989, Elsevier Applied Scien., London, 1989.
- [A145] **Stormont, J.C., Howard, C.L., Daemen, J.J.K.** - *Changes in rock salt permeability due to nearby excavation*, Rock Mechanics as a Multidiciplinary Science, Roeggiers (Ed.), PP 899 – 907, Rotterdam. 1991.
- [A146] **Stormont, J.C., Daemen, J.J.K.** - *Laboratory study of gas permeability changes in rock salt during deformation*, , Int. J. of Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr., Vol. 29, PP 325 – 342. 1992.
- [A147] **Sutherland, H.J., Cave, S.P.** - *Argon gas permeability of New Mexico rock salt under hydrostatic compression*, Int. J. of Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr., Vol. 17, PP 281 – 288. 1980.
- [A148] **Thompson, E., Ripperger, E.A.** - *An experimental technique for the investigation of the flow of halite and sylvinite*. Proc. 6th Symp. Rock Mech., Rolla Missouri, S. 467 – 488. 1964.
- [A149] **Thorel, L., Ghoreychi, M.** - *Rock salt damage – Experiment results and interpretation*. In : Proc. Of the 3rd Conference on Mechanical Behavior of Salt, M. Ghoreychi, P. Bérest, H. Hardy, M. Langer (Eds), PP. 175 – 190, Trans. Tech. Publications, Clausthal, ISBN 0-87849-100-7. 1993.
- [A150] **Thorel, L.** - *Plasticité et endommagement des roches ductiles – Application au sel gemme*. Thèse de l'Ecole des Ponts et Chaussées, Paris. 1994.
- [A151] **Todorescu, A.** - *Mecanica rocilor in minerit*. Editura Tehnica, Bucuresti. 1982.
- [A152] **Todorescu, A.** - *Reologia rocilor*. Editura Tehnica, Bucuresti. 1986.
- [A153] **Todorescu, A., Gaiducov, V.** - *Presiunea minieră. Stabilitatea și fiabilitatea excavațiilor construcțiilor subterane*. Editura Tehnică, București. 1995 (Vol. I), Editura Universitas, Petroșani. 2001 (Vol. II).

- [A154] **Todorescu, A., Hirian, C., Gaiducov, V., Arad, V., Toderaș, M.** - *Cercetări în vederea stabilirii comportamentului reologic al sării geme de la Salina Praid, Faza II (1998-2000): Evaluarea parametrilor reologici prin măsurători in situ în pilieri*. Contract de cercetare Nr.10/1998 încheiat cu Salina Praid, 1998.
- [A155] **Valette, M.** - *Etude structurale du gisement oligocène de Vauvert*. Thèse de l'Académie de Montpellier. 1991.
- [A156] **Van Hasselt** - *Evaluation qualitative du rôle de la texture dans le fluage du sel bressan*. Thèse de l'Ecole Nationale des Mines de Paris. 1991.
- [A157] **Van Sambeck, L.L. et al.** - *Dilatancy of Rock Salt in Laboratory*. Int. J. of Rock Mech. Sci. & Geomech. Abstr., Vol. 30, No 7, PP. 735 – 738. 1993.
- [A158] **Vouille, G.** - *Creep Tests on Asse Rock Salt, Project COSA: Comparison of geomechanical computer codes for salt*, Addendum to COSA I Report, EUR 12134 EN, CEC – Report, p. 3 – 15. 1989.
- [A159] **Wachtman, J.B. et Maxwell, L.H.** - *A bend test method of determining the stress required to cause creep in tension*. A.S.T.M. Bull., S. 38 – 39. 1956.
- [A160] **Webb, S. et Davies, P.** - *Preliminary „fracturing” model results*. Fluid Flow and Transport Dept., Fracturing Expert Group Presentation (WIPP) Albuquerque, New Mexico, March, 24. 1993.
- [A161] **Weertman, J.** - *Steady – state creep through dislocations climb*. J. Appl. Phys., 28, S. 363 – 364. 1957.
- [A162] **Wilkins, B.J.S. et Rigby, G.L.** - *MCDIRC – A model to estimate the creep of intact rock around a shaft*. In : Rock at Greath Depth, 2, V. Maury & D. Fourmaintraux (Eds), p. 629 – 634, Rotterdam, Balkema. 1989.
- [A163] **Yahya, O.M.L., Aubertin, M., Julien, M.R.** – *A unified representation of the plasticity, creep and relaxation behavior of rocksalt*. Int. J. of Rock Mech. & Min. Sci. 37, 2000, pg. 787 – 800.
- [A164] *** - *Documentații geologice de la minele din Valea Jiului*.
- [A165] *** - *Documentații geologice și studii de condiții industriale pentru unitățile miniere din cadrul R.A.H. Petroșani, România*, Studii I.C.P.M. Petroșani.