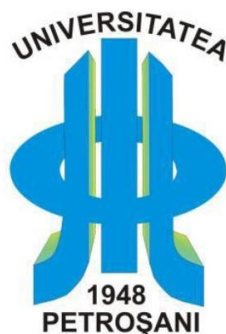


UNIVERSITATEA DIN PETROȘANI



**CERCETĂRI PRIVIND DEFORMAREA TERENULUI
SUB IMPACTUL EXPLOATĂRII SUBTERANE
A ZĂCĂMINTELOR DE CĂRBUNI**

TEZĂ DE ABILITARE

DOMENIUL: MINE, PETROL ȘI GAZE

Conf.univ.dr.ing. Goldan Tudor

2019

CUPRINS

Rezumat	4
Abstract	7
PARTEA I	
REALIZĂRI ȘTIINȚIFICE ȘI PROFESIONALE	10
CAPITOLUL 1	
SINTEZA REZULTATELOR ȘTIINȚIFICE ȘI PROFESIONALE	
POST-DOCTORALE	10
1.1. Introducere și domenii de cercetare	10
1.2. Activitatea didactică	10
1.3. Activitatea de cercetare	11
1.4. Vizibilitate și impact al cercetării	13
1.5. Experiență managerială	14
CAPITOLUL 2	
DEFORMAREA TERENULUI ÎN URMA EXPLOATĂRII SUBTERANE	15
2.1. Comportamentul masivului de roci deasupra zonei exploatare	15
2.2. Albiile de scufundare	17
2.3. Mecanismul producerii albiilor de scufundare	22
CAPITOLUL 3	
SCUFUNDĂRI CONTINUE	27
3.1. Apariția și manifestarea scufundărilor continue	28
3.2. Dezvoltarea stării de tensiuni în jurul abatajului	30
3.3. Distribuția tensiunilor în acoperiș	33
3.4. Fracturarea acoperișului și a vetrei	35
3.4.1. Fracturarea acoperișului direct sau a bancului de cărbune	35
3.4.2. Fracturarea vetrei	37
3.5. Efecte secundare ale fenomenelor geodinamice	39
3.6. Modelarea ruperii acoperișului	44
3.6.1. Modelarea fizică în laborator	44
3.6.2. Modelarea numerică	46
3.6.3. Modelarea și simularea ruperii acoperișului	47
3.6.4. Modelarea cu UDEC (Universal Distinct Element Code)	51
3.6.5. Analiza comparativă	57
CAPITOLUL 4	
SCUFUNDĂRI DISCONTINUE	59
4.1. Tipuri de scufundări discontinue	59
4.2. Coșuri de surpare apărute în urma exploatării zăcămintelor de cărbuni	60
4.3. Modelarea analitică a coșurilor de surpare	62

4.3.1. Modele geomecanice generale	62
4.3.2. Modele geomecanice simple	66
4.4. Modelarea numerică a coșurilor de surpare	68
4.4.1. Modelarea conceptuală și numerică	69
4.4.2. Ipoteza mediului discontinuu	74
4.4.3. Metoda elementelor finite	76
CAPITOLUL 5	
PROGNOZAREA DEFORMĂRII TERENULUI	79
5.1. Forme ale golurilor subterane de surpare	79
5.2. Prognozarea deplasărilor verticale prin metoda funcțiilor de profil	81
5.3. Prognozarea deplasărilor verticale prin modelare numerică	84
5.3.1. Prognozarea prin modelare numerică 2D	84
5.3.1.1. Exploatarea unui singur strat	84
5.3.1.2. Exploatarea unui pachet de strate	89
5.3.2. Prognozarea prin modelare numerică 3D	90
PARTEA II	
CAPITOLUL 6	
PLAN DE DEZVOLTARE A CARIEREI ACADEMICE ȘI DE CERCETARE ȘTIINȚIFICĂ	95
6.1. Considerații generale	95
6.2. Obiective privind dezvoltarea carierei universitare	96
6.2.1. Activitatea didactică	96
6.2.2. Activitatea de cercetare	97
PARTEA III	
BIBLIOGRAFIE	99
III.1. Referințe bibliografice proprii	99
III.2. Referințe bibliografice generale	102

REZUMAT

Reprezentarea socială a unei profesii și recunoașterea importanței ei de către alte categorii profesionale depind de nivelul de calificare al celor care o practică, de competența și profesionalismul lor.

Menirea unui cadru didactic universitar nu este doar de a transmite informația, ci și de a o crea. De aceea, cercetarea joacă un rol major în dezvoltarea personală și, implicit și cumulativ, în dezvoltarea universităților.

Prezenta teză de abilitare prezintă o sinteză a activității didactice și de cercetare a autorului desfășurată după susținerea publică, în noiembrie 1999, a tezei de doctorat cu titlul „Optimizarea parametrilor metodelor de exploatare a strzelor groase cu înclinare mare în vederea reducerii pericolului de autoaprindere a cărbunelui”, elaborată sub conducerea științifică a prof.dr.doc.ing. Covaci Ștefan.

Primul capitol al tezei prezintă succint cele mai relevante rezultate obținute de autor în activitatea didactică și de cercetare științifică după susținerea tezei de doctorat. În ce privește componenta didactică, am susținut în calitate de titular disciplinele: exploatarea miniere subterane; exploatarea miniere la zi; optimizarea metodelor și tehnologiilor miniere; tehnici și tehnologii miniere ș.a. Activitatea didactică s-a desfășurat atât în cadrul programelor de studii de licență, cât și al celor de studii de master. O perioadă am desfășurat activitate didactică în calitate de cadru asociat și la Universitatea Tehnică a Moldovei, Chișinău, unde am predat discipline vizând activitatea de exploatare a substanțelor minerale utile.

Tot în acest capitol sunt prezentate preocupările permanente pentru documentare și perfecționare în domeniile activităților didactice și de cercetare: exploatarea în subteran și la zi a zăcămintelor de substanțe minerale utile; perfecționarea și optimizarea tehnico-economică a metodelor și tehnologiilor de exploatare; securitate și sănătate în muncă; închiderea minelor.

Capitolul 2 are ca subiect „*deformarea terenului în urma exploatării subterane a zăcămintelor de substanțe minerale utile*”. Este prezentat comportamentul masivului de roci deasupra zonei exploatare, după care este analizată mișcarea strzelor în jurul cavității create în subteran, precum și zona de influență creată la suprafață. Deplasarea strzelor acoperitoare depinde de proprietățile rocilor și are diverse forme de manifestare: surparea rocilor din acoperișul direct și principal, deplasarea strzelor de roci sub acțiunea propriei greutate, tasarea masei de roci sub greutatea strzelor acoperitoare, deplasarea rocilor după planele de stratificație etc. Este prezentat mecanismul formării unei albie de scufundare și stadiile pe care le poate parcurge aceasta odată cu avansarea abatajului.

În **capitolul 3**, intitulat „*Scufundări continue*”, este analizată apariția și manifestarea acestui tip de scufundări atunci când exploatarea strzelor de cărbuni se face cu abataje cu front lung. Plecând de la comportamentul acoperișului deasupra și în spatele abatajului, sunt evidențiate fazele prăbușirii acestuia și distribuția tensiunii verticale în jurul abatajului. Este tratată problematica ruperii acoperișului direct sau a bancului de cărbune. În acest sens, este prezentat un model conceptual pentru abatajul cu banc de cărbune subminat și un model al deplasărilor care se produc în acoperișul abatajului. Au fost identificate mecanismele de

fracturare a vetrei și tensiunile care apar în aceasta. În continuare este studiat fenomenul geodinamic produs în stratul 3 la mina Petrița în 2008. În urma acestuia a avut loc autoaprinderea cărbunelui care, în final, a produs un tragic eveniment soldat cu pierderi de vieți omenești. Este prezentat amănunțit întregul mecanism al autoîncălzirii cărbunelui de la acel moment și cauzele care au dus la apariția acestuia, plecând de la influența reciprocă a celor două fronturi de abataj. După descrierea modelului fizic la scară redusă creat în vederea simulării fracturării și mișcării stratelor din acoperiș, se propune modelul sintetic de reprezentare a masivului de rocă, după care se trece la modelarea și simularea ruperii acoperișului.

Capitolul 4, „*Scufundări discontinue*”, prezintă detaliat aceste tipuri de scufundări, care reprezintă o problemă veche în zonele în care s-au desfășurat activități miniere în subteran și continuă apoi cu modelarea coșurilor de surpare. Noile metode numerice permit studierea coșurilor de surpare și gropilor apărute la suprafața terenului luând în considerare numeroși parametri importanți cu o influență semnificativă asupra deformării suprafeței. Este prezentată mai întâi modelarea analitică (modele geomecanice generale, modele geomecanice simple), apoi modelarea numerică a acestora, metodă utilizată pe scară largă în numeroase cazuri particulare, cum ar fi exploatarea minieră la zi și ingineria clădirilor, analiza stabilității pantelor și taluzurilor etc.

Plecând de la cele două faze ale modelării numerice (modelul conceptual și modelul numeric), am detaliat operațiile care trebuie parcurse în fiecare dintre ele și am întocmit schema logică de elaborare a unui model conceptual. Modelul conceptual începe cu o analiză și modelare a sarcinilor, a bazei de date disponibile și cuprinde mai multe etape: preplanificare, dimensionare, construire, monitorizare, analiză ulterioară, etape detaliate în teză. Am întocmit, de asemenea, schema logică de elaborare a modelului numeric. Configurarea modelului începe cu definirea condițiilor inițiale și la limită, a secvenței de calcul, a specificațiilor legilor constitutive și a parametrilor acestora sub forma unui script de introducere sau a unui dialog orientat pe meniuri. În final am conceput un algoritm de verificare și validare în vederea dezvoltării unui software.

Am prezentat în continuare modelarea numerică a coșurilor de surpare aplicată în cazul studierii fenomenului scufundărilor discontinue apărute la mina Lupeni.

„*Prognozarea deformării terenului*” este titlul **capitolului 5**, care debutează cu o analiză succintă a formei golurilor de surpare, apoi tratează pe larg prognozarea deplasărilor verticale. O metodă de prognozare prezentată în teză și utilizată multă vreme în România a fost cea a funcțiilor de profil, elaborată de cercetători de la I.C.P.M.C. Petroșani în colaborare cu cadre didactice de la Institutul de Mine din Petroșani (actuala universitate) și cu specialiști din alte institute de cercetare. Metoda permite prognozarea fenomenului de subsidență, calculul adâncimii de siguranță și proiectarea pilierilor de siguranță, încadrându-se în grupa metodelor funcțiilor de profil care încearcă să definească forma albiei de scufundare prin graficul unei funcții matematice. Sunt create apoi modele numerice de prognoză 2D a subsidenței atât pentru cazul exploatării unui singur strat, cât și pentru cel în care se exploatează două strate, luând în considerare diferite proprietăți ale stratelor acoperitoare. Sunt analizate pe rând situațiile apărute atât la utilizarea modelului golului de exploatare cât și la utilizarea modelului spațiului surpat. În continuare, rezultatele prognozei 3D, obținute pe baza unei scheme logice a procesului de modelare, confirmă că profilul anticipat al subsidenței în urma simulării este comparabil cu cel obținut în urma măsurărilor in situ.

Capitolul 6, al cărui titlu este „*Plan de dezvoltare a carierei academice și de cercetare științifică*”, prezintă succint direcțiile de dezvoltare a carierei academice și stabilește principalele obiective ale activității de cercetare.

ABSTRACT

Social representation of a profession and the recognition of its importance by other professional categories depend on the skill level of those who practice it, their competence and professionalism.

The assignment of a university professor is not only about transmitting information, but also about creating it. Therefore, research plays a major role in personal development and, implicitly and cumulatively, in the development of the universities.

The present habilitation thesis is a synthesis of the didactic and research activity conducted by the author after the public presentation (in November 1999) of the doctoral thesis entitled "Optimizing the parameters of the mining methods of thick seams with great dip in order to reduce the risk of coal self-ignition", elaborated under the scientific coordination of prof.dr.doc.eng. Covaci Ștefan.

The **first chapter** of the thesis briefly presents the most relevant results obtained by the author in didactic activity and scientific research after presenting the doctoral thesis. As far as the teaching component is concerned, I held courses at the following subjects: underground mining of the mineral deposits; open cast mining; optimization of the mining methods and technologies; mining techniques and technologies, etc. The didactic activity took place in both undergraduate and master studying programs. For a period of time I have been teaching as an associate member of the Technical University of Moldova, Chisinau, where I have taught subjects dealing with the exploitation of useful minerals.

Also in this chapter there are presented the permanent preoccupations for documentation and improvement in the fields of didactic and research activities: underground and open cast mining of the mineral deposits; improvement and technical-economic optimization of exploitation methods and technologies; health and safety at work; mine closure.

Chapter 2 deals with the *"deformation of the ground surface following the underground exploitation of mineral deposits"*. There is presented the behavior of the rock mass above the mining area, after which the movement of the layers around the underground cavity is analyzed, as well as the influence area created on the surface. The displacement of the overburden strata depends on the properties of the rocks and has various forms of manifestation: the rocks falling from the direct and main roof, the movement of the rock seams under the action of their own weight, the compaction of the mass of rocks under the weight of the overburden strata, the displacement of the rocks following their bedding planes, etc. The formation mechanism of a continuous subsidence bed and the stages it can go through with the advance of the coal face.

Chapter 3, entitled *"Continuous subsidence"*, analyses the occurrence and manifestation of this type of deformation when the coalfield is mining with underground longwall face. Starting from the behavior of the roof above and behind the longwall face, the phases of its collapse and the distribution of the vertical tension around the longwall face are highlighted. The issue of fracture the roof or the coal bed is dealt with. In this regard, a

conceptual model is presented for the top coal mining method and a pattern of displacements occurring in the roof of the longwall face. There were identified the fracture mechanisms of the floor and the tensions that appear in it. Further on, the geodynamic phenomenon produced in coal layer no. 3 at the Petrila mine in 2008 was studied. Following this event, the coal self-ignition process took place, producing a tragic event with casualties. It is presented in detail the whole mechanism of the coal's self-ignition at that time and the causes that led to its occurrence, starting from the mutual influence of the two working fronts. After description of the small-scale physical model designed to simulate the fracture and the displacement of the roof layers, a synthetic model of rock mass representation is proposed, continuing with the modeling and simulation of the roof fractures.

Chapter 4, "*Discontinuous subsidence*", details these types of deformations, which is an well known problem in areas where underground mining activities have taken place, and then continues to model the sinkholes. The new numerical methods allow the study of sinkholes and pits occurring at the surface of the land taking into account numerous important parameters with a significant influence on the deformation of the ground surface. First, there is presented the analytical modeling (general geomechanical models, simple geometric models) and then their numerical modeling (a widely used method in many particular cases, such as open cast mining, building engineering, natural and artificial slope stability analysis, etc.)

Starting from the two phases of the numerical modeling (the conceptual model and the numerical model), I have detailed the operations to be covered in each of them and elaborated the logical scheme to elaborate a conceptual model. The conceptual model begins with an analysis and modeling of the tasks, of the available database and includes several stages: pre-planning, sizing, building, monitoring, further analysis, stages detailed in the thesis. I have also drafted the logical scheme of numerical modeling. The model configuration begins by defining the initial and limit conditions, the calculation sequence, the constituent laws specifications and their parameters in the form of an input script or a menu-oriented dialog. Finally, we designed a verification and validation algorithm to develop software.

We have presented the numerical modeling of sinkholes applied in a case study of the discontinuous subsidence phenomenon, at Lupeni mine.

"*Prognosis of ground surface deformation*" is the title of **chapter 5**, which starts with a brief analysis of the subsidence, and then extensively deals with the progression of vertical movements. A method of prognosis presented in the thesis and used for a long time in Romania was that of the profile functions, elaborated by the researchers from I.C.P.M.C. Petrosani in collaboration with teachers from the Institute of Mines from Petrosani (current university) and with specialists from other research institutes. The method allows the prediction of the subsidence phenomenon, the safety depth calculation, and the design of the pillars, as part of the group of profile functions methods that attempt to define the subsidence profile through the graph of a mathematical function. Numerical 2D prediction models of subsidence are created for the extraction of a single seam and of double-seams, taking into account different properties of the overburden strata. We analyze the occurrences of both the cavity model and the use of the goaf model. Further on, the results of the 3D forecasting, obtained on the basis of a logical scheme of the modeling process, confirm that the anticipated subsidence profile following the simulation is comparable to that obtained from in situ measurements.

Chapter 6, whose title is "*Plan for the development of the academic career and scientific research activities*", briefly outlines the general directions of academic career development and sets out the main objectives of the research activity.

PARTEA I

REALIZĂRI ȘTIINȚIFICE ȘI PROFESIONALE

CAPITOLUL 1

SINTEZA REZULTATELOR ȘTIINȚIFICE ȘI PROFESIONALE POST-DOCTORALE

1.1. INTRODUCERE ȘI DOMENII DE CERCETARE

În ultimii 29 de ani mi-am desfășurat activitatea profesională, didactică și științifică în cadrul catedrei de Inginerie minieră și securitate în industrie, devenită ulterior departamentul de Inginerie minieră, topografie și construcții al Facultății de Mine, Universitatea din Petroșani, în prezent având titlul didactic de conferențiar universitar.

În anul 1999 am susținut teza de doctorat cu titlul „Optimizarea parametrilor metodelor de exploatare a stratelor groase cu înclinare mare în vederea reducerii pericolului de autoaprindere a cărbunelui” sub conducerea prof.dr.doc.ing. Covaci Ștefan. În cei 20 de ani scurși de la susținerea tezei de doctorat, activitatea mea a vizat următoarele domenii de competență:

- exploatarea în subteran și la zi a zăcămintelor de substanțe minerale utile;
- perfecționarea și optimizarea tehnico-economică a metodelor și tehnologiilor miniere;
- securitate și sănătate în muncă;
- închiderea minelor.

Prezenta teză de abilitare reprezintă materializarea cercetărilor întreprinse după susținerea tezei de doctorat.

1.2. ACTIVITATEA DIDACTICĂ

Începând cu anul 1990 mi-am desfășurat activitatea didactică la diverse specializări și discipline din cadrul Facultății de Mine:

- activitatea didactică aferentă normei de bază desfășurată în cadrul specializării de studii universitare de licență „Inginerie minieră” la disciplinele: *Tehnică minieră; Tehnici și tehnologii miniere; Exploatare miniere subterane; Exploatare miniere la zi; Curs general de economie; Optimizarea metodelor și tehnologiilor miniere; Informatică aplicată; Închiderea minelor; Inginerie minieră asistată de calculator;*
- activitate didactică desfășurată în cadrul specializării de studii universitare de masterat „Managementul securității și sănătății în muncă” la disciplinele: *Monitorizarea securității și sănătății în muncă; Evaluarea economică a accidentelor de muncă și a bolilor profesionale;*

- activitate didactică desfășurată în cadrul specializării de studii universitare de masterat „*Evaluarea impactului antropic și reconstrucția ecologică a zonelor afectate*” la disciplina *Intensificarea proceselor hidrodinamice*;
- activitate didactică desfășurată în cadrul specializării de studii universitare de licență „*Construcții miniere*” la disciplina *Optimizarea metodelor și tehnologiilor miniere*;
- coordonarea de lucrări de diplomă, disertație și absolvire în cadrul specializărilor universitare enumerate anterior.

În anii 2009 și 2015 am elaborat documentațiile de acreditare pentru programul de studii universitare de licență „Inginerie minieră”.

Tot aici aș putea menționa faptul că de-a lungul mai multor ani am avut calitatea de profesor asociat la Universitatea Tehnică a Moldovei, Chișinău, unde în calitate de conferențiar universitar am ținut cursuri la disciplinele: Exploatarea miniere subterane și la zi, Tehnologii de proiectare și executare a lucrărilor miniere, Proiectarea minelor, Închiderea minelor, Explozivi industriali, Tehnica împușcării în industrie, la specializarea “Ingineria și managementul zăcămintelor, minerit”.

1.3. ACTIVITATEA DE CERCETARE

Întreaga activitate de cercetare este prezentată în fișa de verificare a îndeplinirii standardelor minimale, de unde se poate observa cu ușurință că în cei 20 ani de activitate post-doctorală de cercetare am elaborat, susținut și publicat, în calitate de autor unic sau coautor în diferite colective, un număr de 122 articole și lucrări științifice, dintre care:

- 25 lucrări științifice publicate în volume ale conferințelor indexate ISI (ISI Conference Proceedings Citation Index, Thomson ISI Master Journal List, Web of Science);
- 77 articole în reviste și volumele unor manifestări științifice indexate în alte baze de date internaționale (SCOPUS, EBSCOHOST, CABELL’s, Index Copernicus – Journal Master List, Google Scholar, DOAJ – Directory of Open Access Journals, SCIRUS – Elsevier, ProQuest Database, EBSCO Publishing, ERIH Plus, DRJI – Directory of Research Journal Indexing, Research Bib – Academic Resource Index, J-Gate etc.);
- 20 articole în reviste/proceedings naționale/internaționale neindexate.

În calitate de director/responsabil pentru 4 proiecte de cercetare câștigate prin competiție, am coordonat cercetările având ca temă:

- *Dezvoltarea pieței muncii prin promovarea ocupațiilor neagricole în mediul rural, în cadrul contractului POSDRU/13/5.2/S/11nr.106/25.09.2008;*
- *Modernizarea drumurilor de exploatare agricolă în comuna Borăscu, jud. Gorj, în cadrul contractului de finanțare nr. C125A011142000007/2012, finanțat din Fondul European Agricol de Dezvoltare Rurală;*
- *Modernizarea drumurilor de exploatare agricolă comuna Grecești, jud. Dolj, cu completare proiect Eliminarea efecte calamități, în cadrul contractului de finanțare nr. C125A011141700001/2012, finanțat din Fondul European Agricol de Dezvoltare Rurală;*

- *Adaptarea la teren a structurilor rutiere suple sustenabile la drumurile de interes local în județul Dolj în condițiile diminuării/înlăturării riscurilor geotehnice, de mediu și de securitatea și sănătatea muncii, în cadrul contractului nr.01/3816/42/25.06.2018.*

Am participat ca membru în colectivele de cercetare pentru următoarele granturi/proiecte naționale câștigate prin competiție:

- *Studiu privind stabilirea cauzelor apariției fenomenului de subsidență discontinuă din perimetrul minier Lupeni, Contract nr.1696 APS/05.12.2018 încheiat de U.P. cu C.E.H.;*
- *Studiu de cercetare privind amplasarea conductelor de transport gaze naturale în zone cu posibile fenomene de subsidență. Etapele I și II – Studiu privind amplasarea conductei de transport gaze naturale Bulgaria-România-Ungaria-Austria în zona de exploatare minieră Valea Jiului, Contract U.P. cu S.N.T.G.N. TRANSGAZ S.A. Mediaș, nr.634/09.12.2015;*
- *Studiu asupra potențialului balnear și turistic al municipiului Turda, zona Durgău – Valea Sărată, Contract internațional U.P. cu Consiliul Local Turda, nr.126/2005;*
- *Eficacitatea economică a exploatării zăcămintelor de lignit cu putere calorifică inferioară în corelație cu tendințele pe plan mondial, Contract UP cu MCT, B-02/2000.*

În calitate de membru în echipa proiectului internațional *Joint Research Project R03/2008/MEDI/ANCS-2008-2009*, cu tema *The environmental impact of coal mines closure and ecological rehabilitation of mining area of India and Romania* finanțat de guvernele României și Indiei am realizat o eficientă interacțiune academică și de cercetare cu cercetătorii de la Dhanbad School of Mines, Directoratul General de Securitate Minieră, Institutul Central de Cercetare pentru Minerit și Combustibili (C.I.M.F.R. - Central Institute of Mining and Fuel Research) și Indian Institute of Technology din Kharagpur, prestigioase școli superioare de mine și tehnologie din India.

Tot în calitate de membru am participat la finalizarea lucrărilor de cercetare pentru proiecte vizând următoarele teme:

- *Studiu privind stabilirea cauzelor apariției fenomenului de subsidență discontinuă din perimetrul minier Lupeni;*
- *Lucrări privind dezvoltarea capacității de producție la E.M. Lonea;*
- *Proiect tehnic: Exploatarea sării cu combina la Salina Ocna Dej;*
- *Proiect tehnic: Exploatarea sării cu combina la Salina Slănic Prahova;*
- *Cauzele geominiere care au condus la producerea accidentului din data de 15.11.2008 de la E.M.Petrila;*
- *Studiul posibilităților de exploatare a rezervelor de la orizontul +426m (oriz.60) - Sucursala Praid;*
- *Studiul posibilităților de boltire a camerelor de exploatare de la orizontul +230 (Sector Nou) și Sectorul Telegdy;*
- *Studiul aplicabilității unor metode de exploatare în corelație cu condițiile de zăcământ, în vederea creșterii productivității muncii și reducerii pierderilor de exploatare din zona Băița Bihor;*

- *Perfecționarea schemelor de deschidere, pregătire și a tehnologiilor de abataj pentru minele: Vulcan, Bărbăteni, Câmpu lui Neag;*
- *Perfecționarea schemelor de deschidere, pregătire și exploatare a minelor Paroșeni, Valea de Brazi și Uricani;*
- *Perfecționarea schemelor de deschidere și de pregătire, a metodelor și tehnologiilor de abataj pentru minele din Valea Jiului (Lonea, Petrița, Dâlja și Aninoasa);*
- *Studiul tehnologiilor de exploatare subterană a zăcămintelor de lignit de la I. M. Berbești, în vederea reducerii pierderilor după grosime și suprafață, pentru creșterea coeficienților de extragere.*

După susținerea tezei de doctorat am elaborat și publicat, în calitate de unic autor, prim-autor sau coautor în diferite colective, la edituri recunoscute CNCSIS/CNCS și edituri internaționale, un număr de 11 cărți, care pot fi structurate astfel:

- o carte ca prim-autor, publicată în străinătate (Editura Tehnica-Info, Chișinău);
- 6 cărți în edituri recunoscute CNCSIS/CNCS, dintre care una ca unic autor și una ca prim autor;
- 2 manuale/suport de curs, dintre care unul ca unic autor;
- 2 îndrumare pentru laborator/aplicații, dintre care unul ca prim autor.

O mare parte din aceste cărți, manuale, îndrumare sunt rodul eforturilor de cercetare și documentare în domeniul exploatării zăcămintelor de substanțe minerale utile, constituind și surse bibliografice pentru disciplinele care abordează domeniile pentru care au fost scrise.

1.4. VIZIBILITATE ȘI IMPACT AL CERCETĂRII

Ca membru al comunității academice a Universității din Petroșani, precum și în calitate de cercetător am colaborat în diverse domenii cu specialiști din mediul universitar internațional (University of Reno, Nevada; BA-TU Freiberg, Germania; Ecole Nationale des Mines d'Ales, Franța; VSB – Technical University of Ostrava, Cehia; University of Miskolc, Ungaria; Universitatea Tehnică a Moldovei din Chișinău, Moldova) și național (Universitatea Tehnică Cluj Napoca, Universitatea de Nord Baia Mare, U.S.A.M.V.B. Timișoara, U.S.A.M.V. Cluj Napoca, Universitatea Transilvania din Brașov, Universitatea „1 Decembrie 1918” Alba Iulia, Universitatea Constantin Brâncuși din Târgu Jiu ș.a.)

Tot aici doresc să punctez colaborarea cu institute de cercetare și agenți economici din țară și din străinătate, printre care menționez Institutul Național de Cercetare Dezvoltare pentru Securitate Minieră și Protecție Antiexplozivă INSEMEX Petroșani; Institutul de Cercetare Științifică, Inginerie Tehnologică și Proiectare Mine pe Lignit (ICSITPML) Craiova; Institutul Național de Cercetare Dezvoltare pentru Metale și Resurse Radioactive București; Complexul Energetic Oltenia; Complexul Energetic Hunedoara; Compania Națională a Cuprului, Aurului și Fierului MINVEST Deva; Cupru Min Abrud ș.a.).

O parte din articolele publicate se regăsesc în buletinele științifice ale unor prestigioase manifestări științifice din străinătate, precum:

- *International Multidisciplinary Scientific Geo-Conference & EXPO – SGEM, Albena, Bulgaria (2011-2019);*

- *Second International Conference on Career Management in Knowledge Based Society*, Czestochowa Technical University, Department of Management, Poland, May 29-30th, 2014;
- *International Mining Congress Teheran*, Iran, 2010;
- *Conference on environment and mineral processing*, VSB TU, Ostrava, Czech Republic (2008, 2010, 2019);
- *International Scientific Conference, microCAD*, University of Miskolc, 2008;
- *21st World Mining Congress*, Krakow, Poland, 2008;
- *Kolloquium Ressourcen und Umwelt 2006 "Kohle und China"*, T.U. Bergakademie Freiberg, Germany, 2006;
- *International Conference on New Technology for Surface and Underground Mining*, Kolkata, India, 2006;

Sintetizând citarea lucrărilor științifice elaborate de mine se poate scrie:

- citări în reviste și Proceedings ISI: 11;
- citări în reviste și Proceedings BDI: 19;
- citări în alte reviste și publicații: 13.

1.5. EXPERIENȚĂ MANAGERIALĂ

- Director al departamentului Inginerie minieră, topografie și construcții (2012-2016);
- Membru al Senatului Universității din Petroșani (2012-pezent);
- Membru al Consiliului Facultății de Mine a Universității din Petroșani (2008-prezent);
- Membru al Comisiei de avizare internă a Contractelor de cercetare științifică în Facultatea de Mine (Decizia nr. 93/24.04.2012.

CAPITOLUL 2

DEFORMAREA TERENULUI ÎN URMA EXPLOATĂRII SUBTERANE

2.1. COMPORTAMENTUL MASIVULUI DE ROCI DEASUPRA ZONEI EXPLOATATE

Ori de câte ori este creată o cavitate în subteran ca urmare a activității miniere, ea este însoțită de schimbarea stării de echilibru a tensiunilor în rocile din jurul ei, având ca rezultat deformări și deplasări ale stratelor. Dacă golul creat nu are un volum mare, va avea loc prăbușirea acoperișului direct fără deformarea terenului de la zi. Dacă, însă, golul creat are dimensiuni mari, acoperișul direct nu se poate autosuține și, în timp, golul rezultat se va

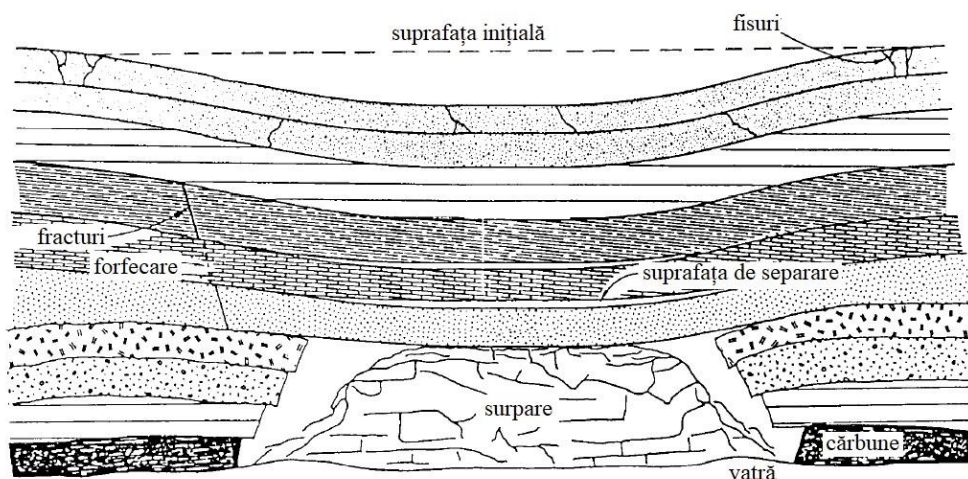


Fig.2.1. Perturbarea și deformarea stratelor (Singh & Kendorski, 1981).

mări, starea de tensiuni se dezechilibrează complet și se produce instabilitate, ceea ce face ca stratele superioare să se deplaseze către golul creat (Cozma, Onica, Goldan, 2006a, 2006b). Treptat deplasarea ajunge până la suprafață și creează deformarea acesteia (fig.2.1).

Deplasarea stratelor acoperitoare depinde de proprietățile rocilor și are diverse forme de manifestare: surparea rocilor din acoperișul direct și principal, deplasarea stratelor de roci sub acțiunea propriei greutate, tasarea masei de roci sub greutatea stratelor acoperitoare, deplasarea rocilor după planurile de stratificație etc (Goldan ș.a., 2018).

Acest fenomen poate să apară în urma exploatării zăcămintelor de substanțe minerale utile, indiferent de adâncimea la care acestea sunt situate. Mișcarea stratelor în jurul cavității create în subteran este ilustrată în fig.2.2.

Extragerea într-un singur punct P (fig.2.3, a) la același nivel va afecta suprafața pe o zonă cu formă circulară, aceasta fiind baza unui con răsturnat cu vârful situat în punctul P. Atunci când zona extrasă este mult mai mare, conul va avea vârful îndreptat în sus, situat în

punctul P', iar deformarea suprafeței va fi mult mai amplă (fig.2.3, b). În acest caz, diametrul D al ariei de influență va fi $D=2H \cdot \text{tg}\gamma$, unde H este adâncimea la care este situat stratul, iar γ este unghiul limită. Acest diametru este definit ca fiind „lățimea critică” a zonei exploatare și în funcție de ea este apreciată deformarea de la suprafață.

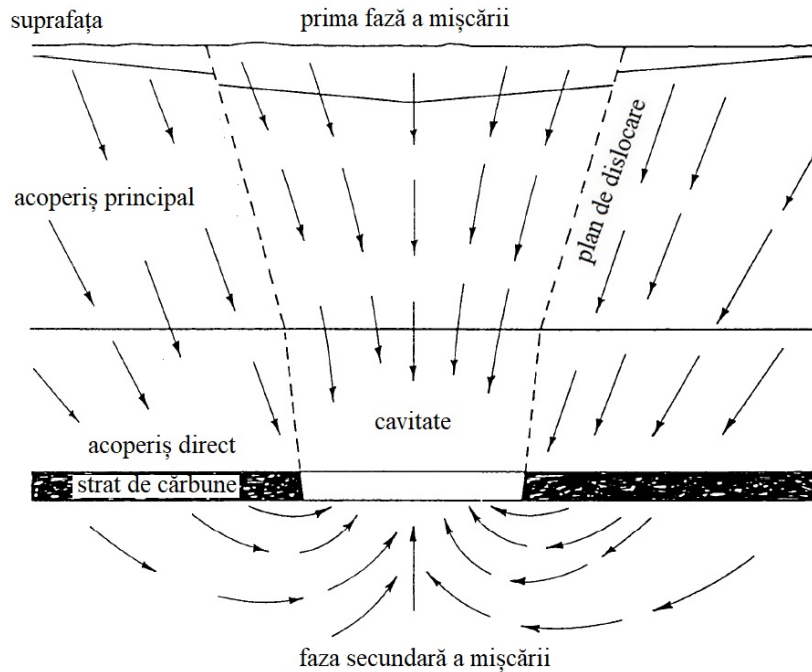


Fig.2.2. Reprezentarea schematică a mișcării masivului de roci (Grond, 1957).

Atunci când lățimea zonei excavate este mai mică decât cea critică, ea va fi denumită „subcritică”, iar efectul produs la suprafață nu va duce la obținerea deformăției maxime, în timp ce atunci când lățimea zonei excavate este mai mare decât cea critică ea va fi denumită „supracritică”, iar deformăția produsă la suprafață va fi maximă (fig.2.4).

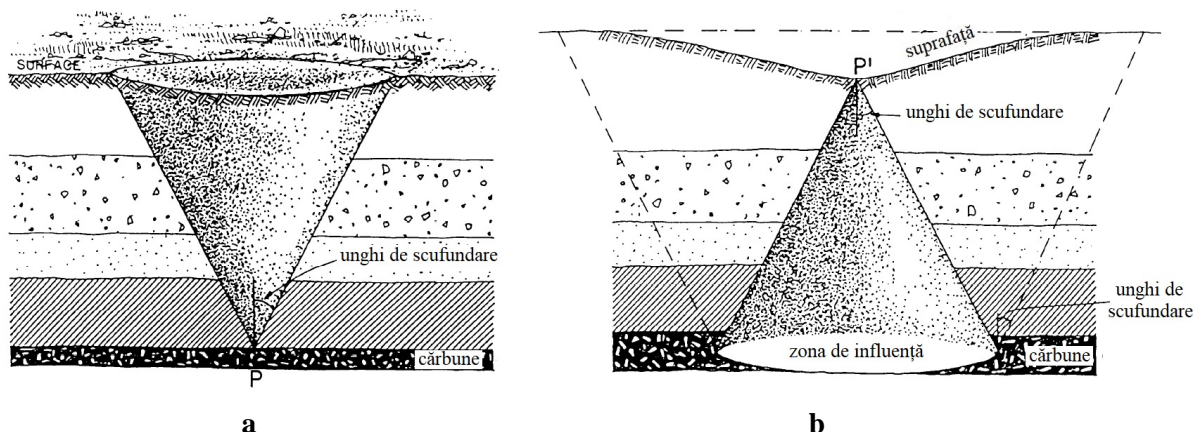


Fig.2.3. Zona de influență: a – efectul la suprafață prin exploatarea în punctul P; b – efectul maxim la suprafață prin exploatarea întregii zone de influență.

Ca urmare a efectului unghiurilor de scufundare, suprafața afectată la zi va fi, în general, mai mare decât cea excavată din subteran (Goldan ș.a., 2010).

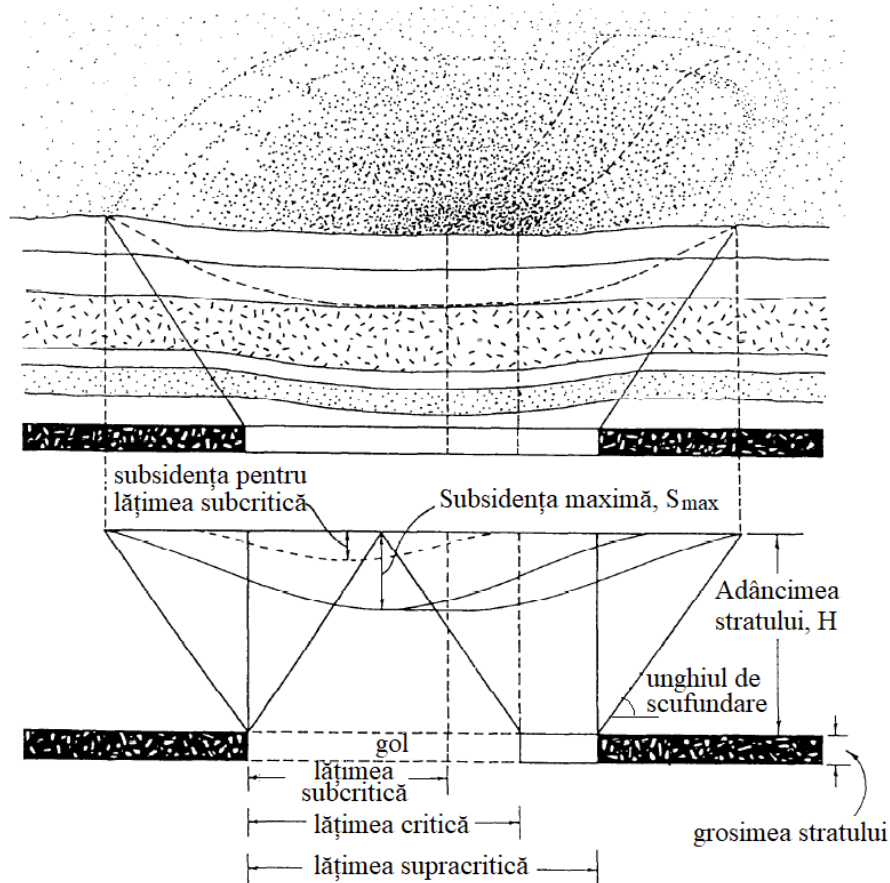


Fig.2.4. Influența extracției asupra subsidenței.

2.2. ALBII DE SCUFUNDARE

Parametrii unei alpii de scufundare sunt (Cozma, Onica, Goldan, 2005):

- *unghiurile de scufundare*, formate de planele de scufundare cu planul orizontal, se notează cu β_s în aval, γ_s în amonte și δ_s pe direcție (fig.2.5);

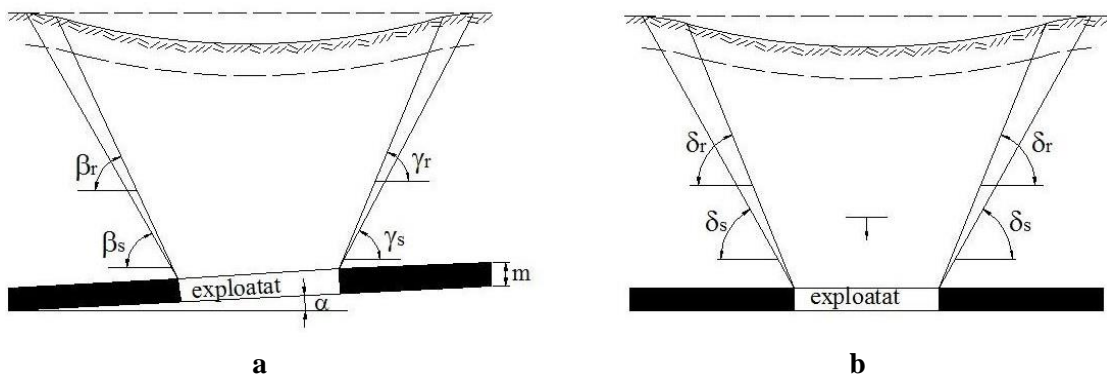


Fig.2.5. Unghiurile de scufundare și de rupere: a – pe înclinare; b – pe direcție.

- *unghiurile de rupere*, formate de planele de rupere cu planul orizontal, se notează cu β_r în aval, γ_r în amonte și δ_r pe direcție (fig.2.5);

- *scufundarea sau deplasarea verticală* reprezintă coborârea nivelului suprafeței zonei respective în raport cu nivelul inițial al său; se notează cu W (sau S) și este principalul parametru al deplasării cu ajutorul căruia se calculează valorile tuturor celorlalte deplasări și deformații:

$$W_i = H_i^* - H_i \quad [\text{mm}] \quad (2.1)$$

unde: H_i^* este cota punctului i la măsurătoarea zero;

H_i – cota punctului i la un moment dat.

- *deplasarea orizontală*, notată cu U (sau ΔD_i), este deplasarea în plan orizontal a unui punct material situat în zona de influență a exploatării; două puncte vecine situate în zona de influență a exploatării descriu un traseu, dar se constată că distanța orizontală care le separă la măsurătoarea inițială ($D_{0,i,i+1}^*$) nu este aceeași cu distanța orizontală măsurată la sfârșitul mișcării ($D_{0,i,i+1}^c$):

$$U_i = D_{0,i,i+1}^c - D_{0,i,i+1}^* \quad [\text{mm}] \quad (2.2)$$

unde: $D_{0,i,i+1}^c$ este distanța orizontală dintre două puncte consecutive la măsurătoarea curentă;

$D_{0,i,i+1}^*$ – distanța orizontală dintre două puncte consecutive la măsurătoarea zero.

- *deformația specifică orizontală*, notată cu ε , reprezintă variația lungimii intervalului dintre două puncte consecutive raportată la distanța dintre cele două puncte la măsurătoarea de bază; semnifică întinderile (+) sau compresiunile (–) de-a lungul aliniamentului de observație și se calculează cu următoarea relație:

$$\varepsilon_i = \frac{U_i}{D_{0,i,i+1}^*} \quad [\text{mm/m}] \quad (2.3)$$

unde: U_i este deplasarea orizontală a reperului i ;

$D_{0,i,i+1}^*$ – distanța orizontală dintre reperul i și reperul $i+1$ la măsurătoarea inițială.

- *înclinarea*, notată cu T (sau I), este înclinarea unei zone de la suprafață față de poziția sa inițială; se obține prin raportul între diferențele scufundărilor a două repere consecutive și distanța orizontală dintre acestea și se calculează cu relația:

$$T_i = \frac{W_{i+1} - W_i}{D_{0,i,i+1}} \quad [\text{mm/m}] \quad (2.4)$$

unde: W_i este scufundarea reperului curent i ;

W_{i+1} – scufundarea reperului următor $i+1$;

$D_{0,i,i+1}$ – distanța orizontală dintre cele două repere.

Înclinarea este o deformare a suprafeței ca urmare a scufundării.

- *curbura*, notată cu K , reprezintă raportul dintre diferența de înclinare a două intervale învecinate și distanța orizontală dintre trei puncte consecutive și se calculează cu următoarea formulă:

$$K = \frac{T_{i+1} - T_i}{D_{0,i+2}} \quad [\text{mm/m}^2] \quad (2.5)$$

unde: T_i reprezintă înclinarea terenului între reperele i și $i+1$;

T_{i+1} – înclinarea terenului între reperele $i+1$ și $i+2$;

$D_{0,i+2}$ - distanța orizontală măsurată între punctele $i \rightarrow i+1$ și $i+1 \rightarrow i+2$.

Datorită extragerii unei cantități mari de cărbune, tasarea se poate propaga până la suprafață. La aplicarea metodei de exploatare cu abataje cu front lung, în urma extragerii

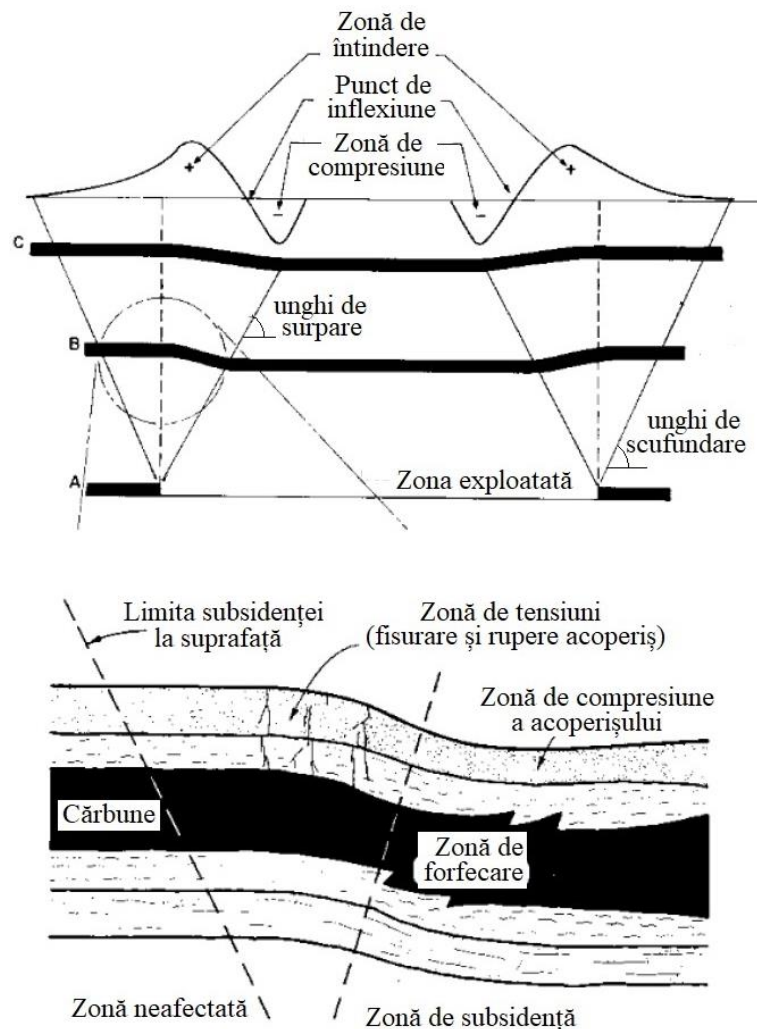


Fig.2.6. Formarea albiei de scufundare după extragerea stratului de cărbune (Haycocks ș.a., 1982).

cărbunelui rocile din acoperiș nu vor mai fi susținute de nimic și se vor prăbuși în spațiul exploatat. Aceasta poate duce în final la schimbarea topografiei suprafeței și afectarea inclusiv a pânzei de apă freatică. Atunci când panoul exploatat are dimensiuni suficient de mari, în

acoperiș vor lua naștere tensiuni de întindere și de compresiune al căror efect final va fi apariția unei zone de scufundare la suprafață. Acest proces este ilustrat în fig.2.6-2.8.

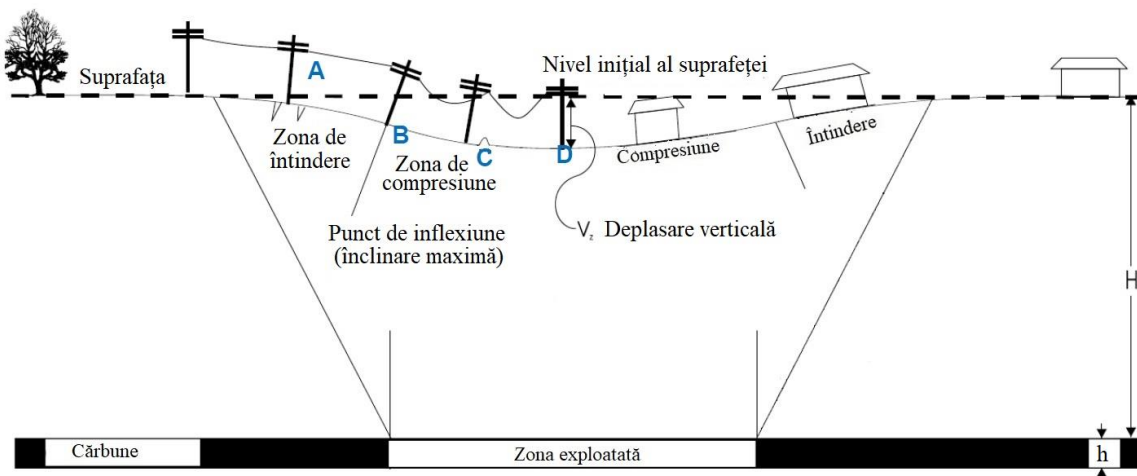


Fig.2.7. Albie de scufundare.

Privind mai de aproape stratele de roci aflate în imediata apropiere a stratului de cărbune extras, se poate observa că zona de compresiune a panoului extras generează doar probleme minore legate de controlul suprafeței (Onica, Cozma, Goldan, 2007a). Această zonă se dezvoltă către centrul panoului. Totuși, în apropierea centrului panoului fisurile și fracturile se dezvoltă ușor, deoarece tensiunea de întindere este mult mai mică decât cea de comprimare. Unghiul de scufundare corespunde valorii la care subsidența se extinde spre limitele sale de la suprafață. O scufundare mai mică de 2 cm la suprafață este în general considerată ca fiind insignifiantă. Datorită coeficientului de afănare, scufundarea de la suprafață întotdeauna este mai mică decât grosimea stratului de cărbune extras.

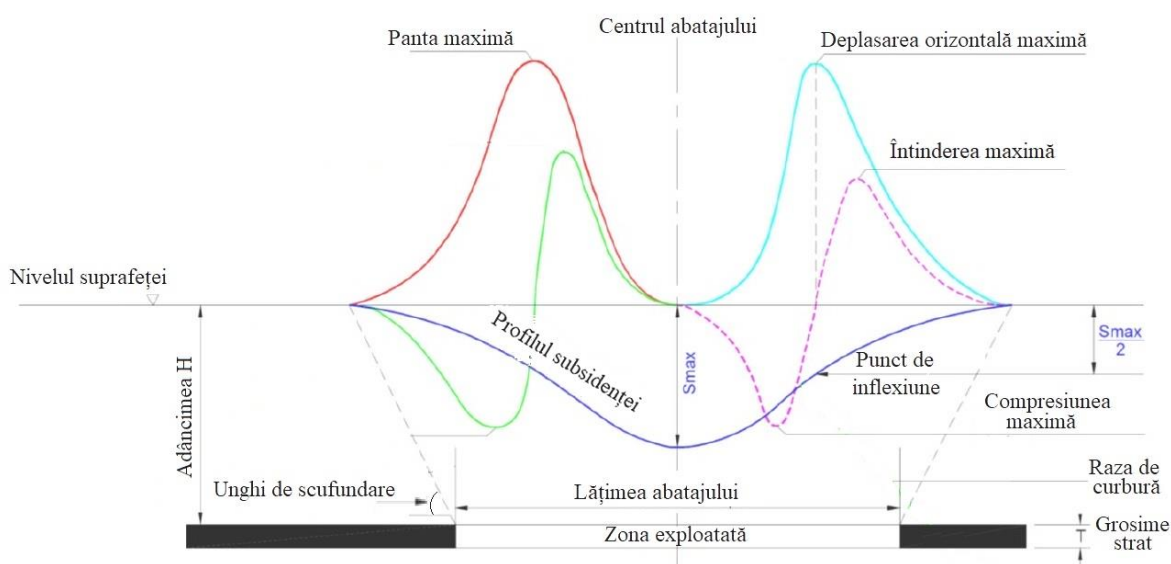


Fig.2.8. Curbele de deplasare și de deformare în cazul unei albie de scufundare.

În funcție de lățimea zonei exploatate, o albie de scufundare poate parcurge următoarele stadii: subcritică, critică, supracritică (fig.2.9).

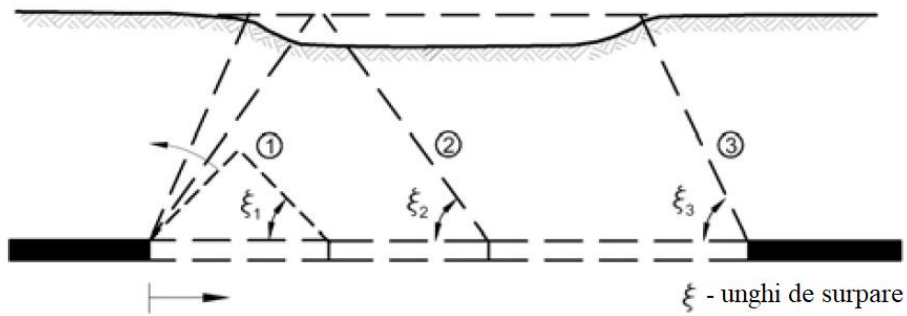


Fig.2.9. Stadiile unei alpii de scufundare: 1 – albie subcritică;
2 – albie critică; 3 – albie supracritică.

În fig.2.9 se observă cu ușurință că o albie de scufundare este subcritică dacă punctul de cea mai înaltă cotă al spațiului de surpare nu atinge suprafața, iar în fig.2.10 se observă clar că nici un punct de la suprafață nu va avea scufundarea verticală maximă, $S < S_{max}$.

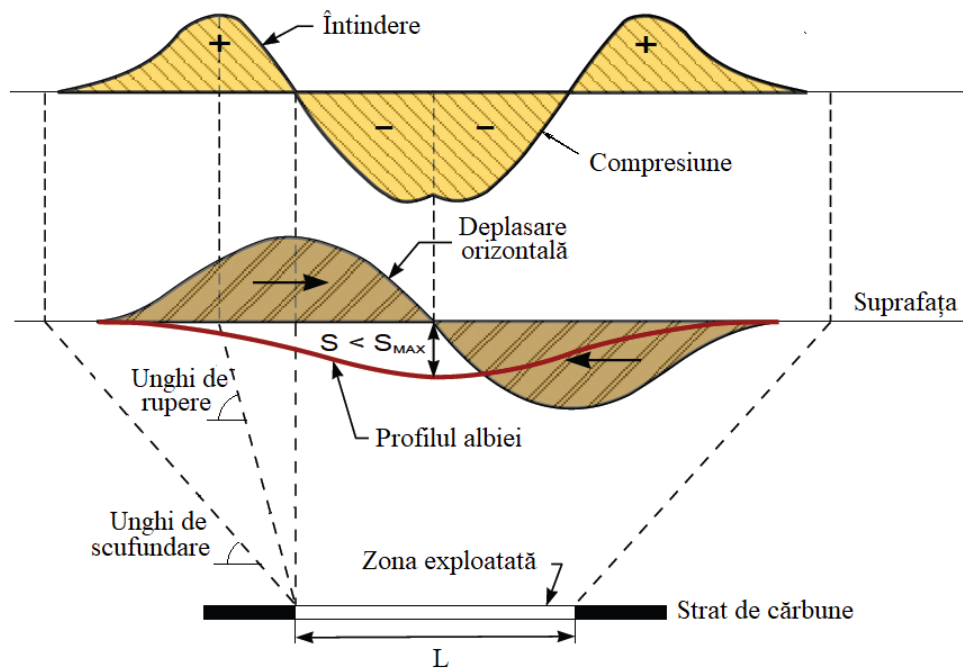


Fig.2.10. Albie de scufundare subcritică.

Atunci când acest punct atinge suprafața de la zi, albia devine critică (fig.2.9) și un singur punct de la suprafață, aflat deasupra centrului suprafeței exploatare, atinge scufundarea maximă, $S = S_{max}$ (fig.2.11).

În cazul în care punctul de cotă maximă al zonei surpate este situat mult deasupra suprafeței de la zi, albia va fi supracritică (fig.2.9) și mai multe puncte de la suprafață vor avea scufundarea maximă S_{max} (fig.2.12).

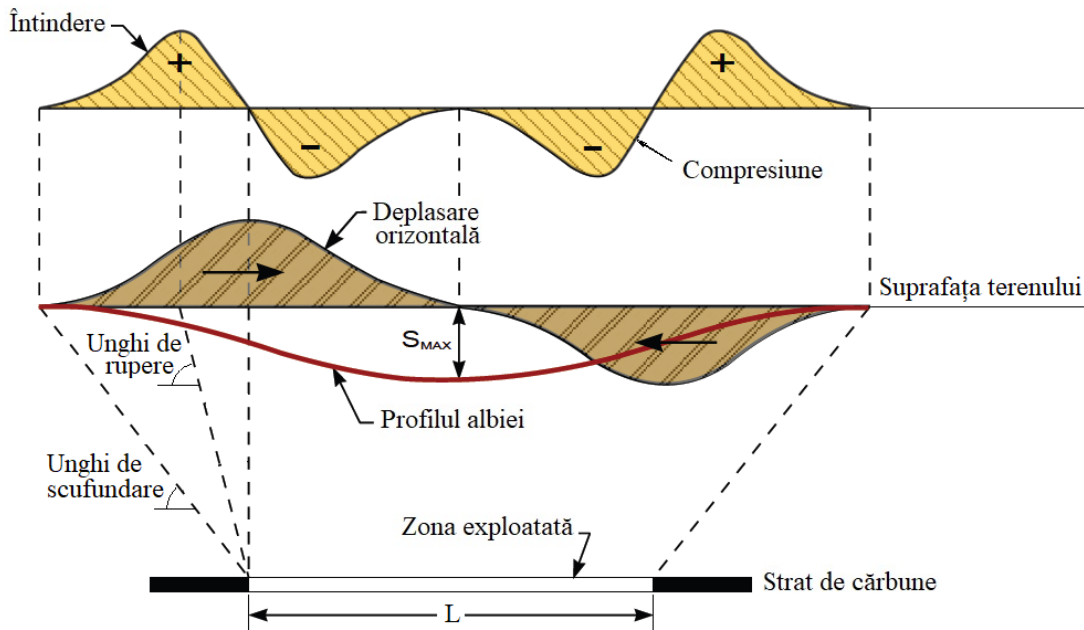


Fig.2.11. Albie de scufundare critică.

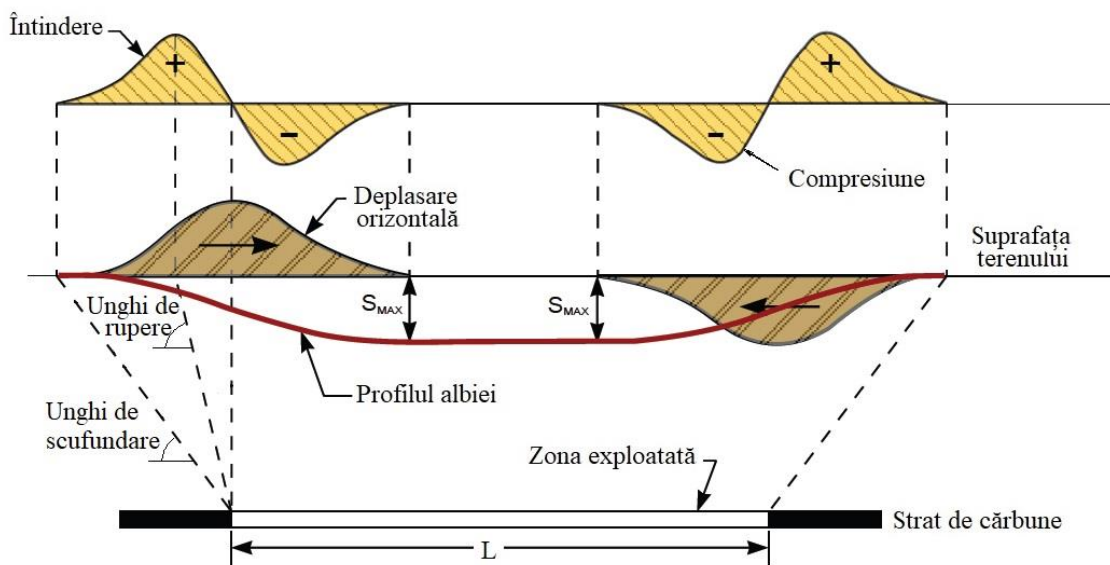


Fig.2.12. Albie de scufundare supracritică.

2.3. MECANISMUL PRODUCERII ALBIILOR DE SCUFUNDARE

Cauza principală a producerii albiilor de scufundare o reprezintă desfășurarea activităților miniere de extragere a substanței minerale utile. În acest sens, metodele de exploatare care au frecvent ca rezultat fenomenul scufundării terenului sunt: metoda de exploatare cu abataj cu front lung cu extragerea totală a zăcământului și metoda de exploatare cu camere și pilieri remanenți. În cazul utilizării primeia dintre metodele de exploatare, albiile de scufundare apar la scurt timp după finalizarea activității miniere, iar uneori chiar în cazul derulării activității și avansează pe măsură ce avansează extragerea zăcământului (fig.2.13). În cel de-al doilea caz, când este utilizată metoda de exploatare cu camere și pilieri, scufundarea

terenului de la suprafață poate să apară după o perioadă de ordinul anilor sau chiar mai mare de la încheierea exploatării.

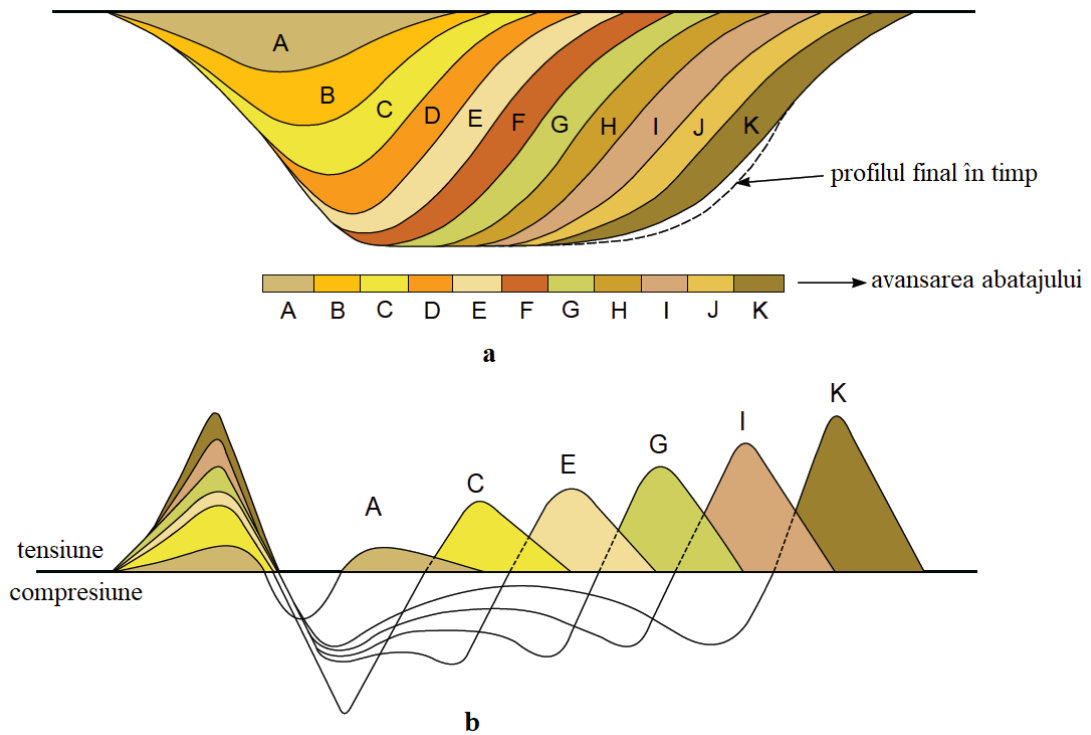


Fig.2.13. Dezvoltarea albiei de scufundare și a tensiunilor odată cu avansarea abatajului: *a* – dezvoltarea albiei de scufundare; *b* – dezvoltarea tensiunilor (Rellensman & Wagner, 1957).

Mișcările cauzate de subsidență sunt ilustrate în fig 2.14 (Singh, 1978).

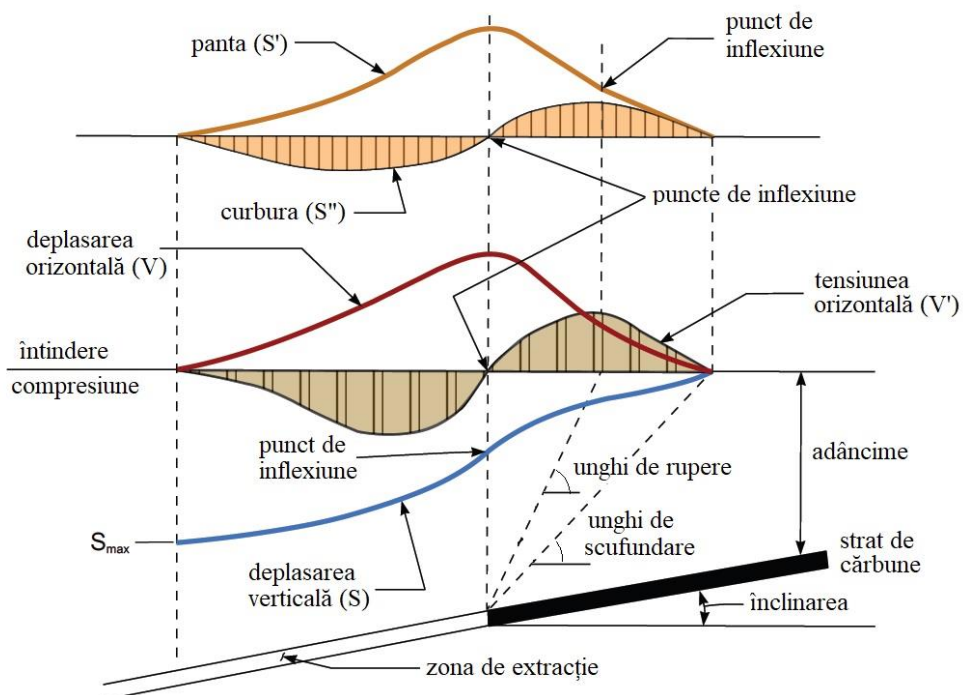


Fig.2.14. Mișcările produse de subsidență.

În vederea unei analize detaliate a albiilor de scufundare, se impune mai întâi o privire critică asupra metodei de exploatare cu camere și pilieri. În acest sens, prezintă interes presiunea exercitată asupra unui pilier, care se calculează cu relația:

$$S_p = 43,51 \cdot H \frac{l+B}{l} \cdot \frac{L+B}{L} \quad (2.1)$$

unde: S este sarcina pe pilier, MPa;

H – adâncimea de la suprafață, m;

l – lățimea pilierului, m;

L – lungimea pilierului, m;

B – lățimea excavației, m.

Câteva formule empirice pentru calculul rezistenței unui pilier sunt prezentate în fig.2.15.

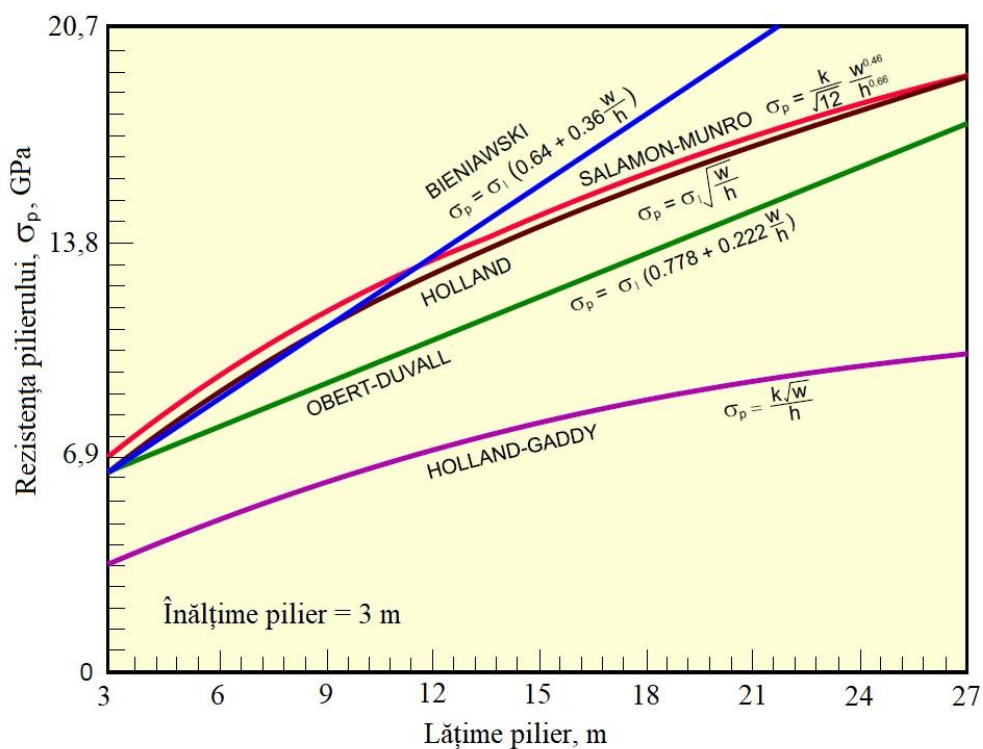
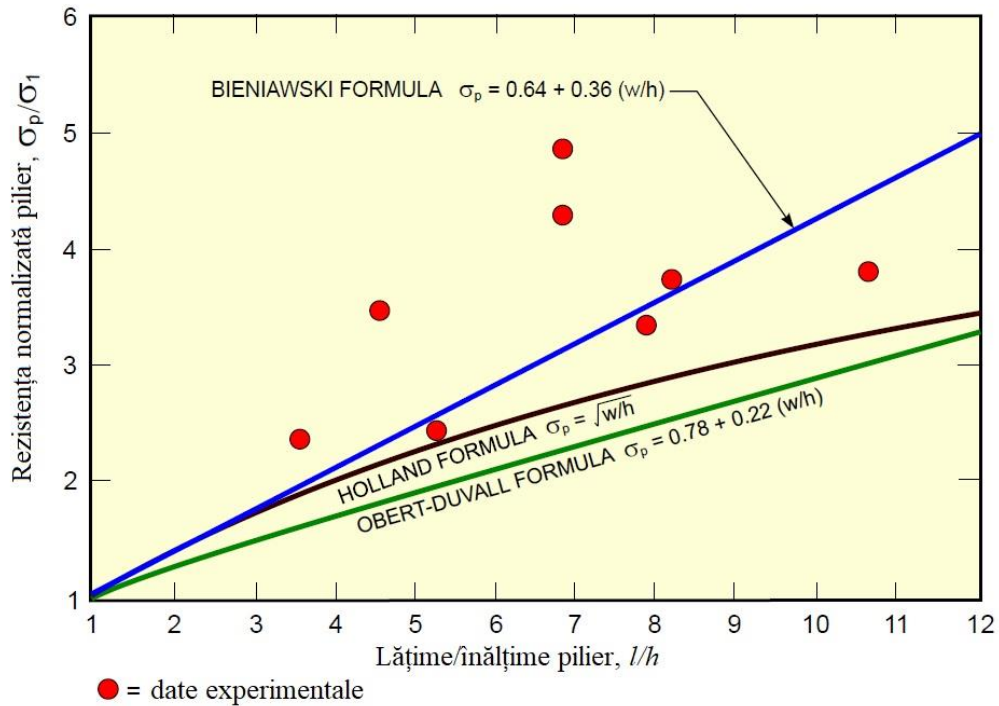


Fig.2.15. Rezistența pilierului în funcție de lățimea sa.

Influența lățimii unui pilier asupra rezistenței sale a fost exemplificată printr-un pilier cu înălțimea de 3 m. Predispoziția unui pilier la producerea unei scufundări (Bieniawski, 1987) este apreciată prin factorul de stabilitate, definit de raportul σ_p/σ_1 , în care σ_p este rezistența pilierului, iar σ_1 este sarcina care acționează asupra sa (fig.2.16).

În aprecierea rezistenței pilierului este important să se țină seama de factorul de stabilitate (Bieniawski, 1992). Mark (2006) recomandă un factor de stabilitate de 1,5 pentru un pilier aflat la o adâncime de până la 225 m și respectiv 0,9 pentru un pilier aflat la adâncimea de peste 375 m. De precizat că factorul de stabilitate nu trebuie confundat cu factorul de siguranță (Goldan & Nistor, 2013; Goldan ș.a., 2014).

Fig.2.16. Rezistența pilierului în funcție de raportul l/h .

Prezența intercalațiilor de argilă în pilier reduce rezistența acestuia pe termen lung. În condiții normale acesta nu este influențat, însă pot să apară probleme la inundarea minei (Biswas ș.a., 1999). Ca urmare a tensiunilor crescânde asupra pilierului, în timp va scădea rezistența acestuia. Se poate observa că, după aproximativ 35 de ani, pentru un factor de stabilitate 1,0 curba tensiunilor verticale o intersectează pe cea a rezistenței pilierului, moment în care șansele distrugerii acestuia devin 50 %.

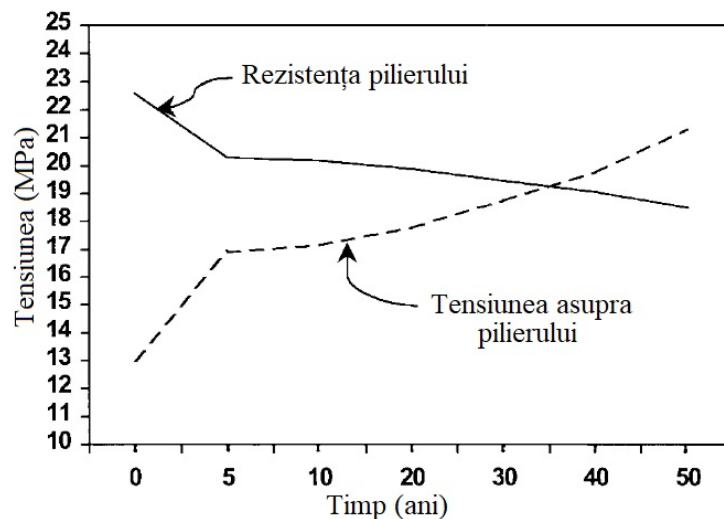


Fig.2.17. Scăderea rezistenței pilierului în timp.

Predispoziția unui pilier la producerea scufundării este influențată și de stabilitatea vetrei. În acest sens, prin aplicarea sarcinii portante asupra pilierului se poate verifica penetrarea vetrei de către acesta (Bieniawski, 1992; Brady & Brown, 2004).

Abordările empirice pentru analiza albiilor de scufundare includ: (1) metode grafice; (2) funcții de profil; (3) funcții de influență. Metodele grafice implică folosirea datelor din nomograme și sunt aplicate destul de rar. Funcțiile de profil implică rezolvarea funcțiilor matematice care descriu profilul albiei de scufundare. Prin modificarea constantă a profilului, metoda poate fi aplicată unor condiții diferite din punct de vedere geologic. Utilizarea funcțiilor de influență implică evaluarea scufundării în orice punct de la suprafață.

CAPITOLUL 3

SCUFUNDĂRI CONTINUE

Scufundările continue sunt acele deformări ale suprafeței care au un profil întins al albiei de scufundare și care se extind progresiv odată cu extinderea suprafeței exploatate. Ele sunt o consecință inevitabilă a activității miniere. Inițial au fost definite în „teoria verticalității” de Coulomb, Toillez, Gonot, Rziha și Fayol (Peele, 1952). Sunt notabile cercetările ulterioare efectuate de Richardson (1907), Young și Stoek (1916), Rice (1923), Rutledge (1923), Crane (1925, 1929, 1931) și Allen (1934). Motivația aflată în spatele acestor studii a fost dată de pagubele produse structurilor, mijloacelor de comunicare și terenurilor agricole.

Pentru că rocile nu sunt perfect elastice și nu se deformează omogen, apariția unei scufundări la suprafață este direct legată de adâncimea de exploatare. Cu cât stratul exploatat se află la adâncime mai mare, cu atât este necesară o perioadă mai mare de timp pentru ca deformarea să ajungă la suprafață. Acest fenomen, cunoscut sub numele de subsidență (fig.3.1), este frecvent observat în zonele unde este exploatat cărbune la adâncime mică. Efectele continuă să se manifeste chiar și după încetarea exploatării (Arad, Arad, Goldan ș.a., 2008).

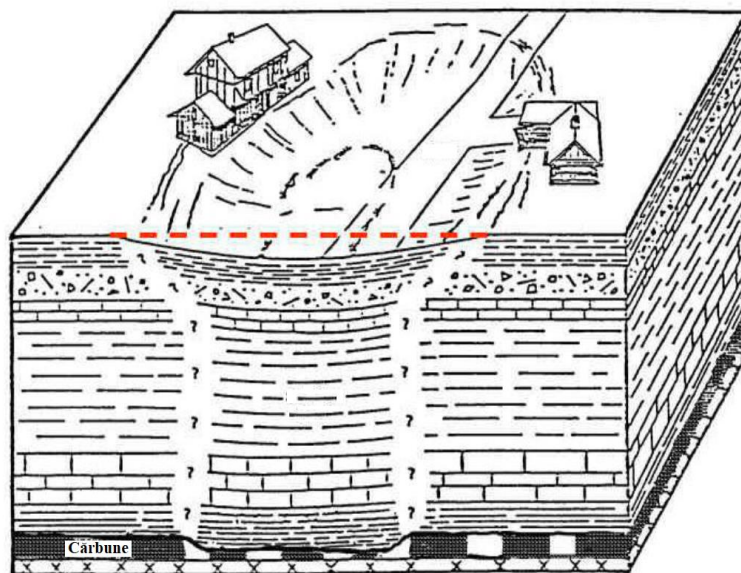


Fig.3.1. Scufundarea terenului de la suprafață,

Scufundările apar îndeosebi în urma exploatării stratelor de cărbune (Goldan ș.a., 2012) sau a altor zăcămintele de substanțe minerale utile de formă tabulară.

Metodele de exploatare aplicate pe scară largă la exploatarea cărbunelui sunt: metoda de exploatare cu camere și pilieri și metoda de exploatare cu front lung de abataj.

3.1. APARIȚIA ȘI MANIFESTAREA SCUFUNDĂRILOR CONTINUE

În vederea aplicării metodei de exploatare cu abataje cu front lung (Goldan, 2002a; Goldan, Cozma, Vătăjelu, 2005b), stratul de cărbune se pregătește în panouri (fig.3.2).

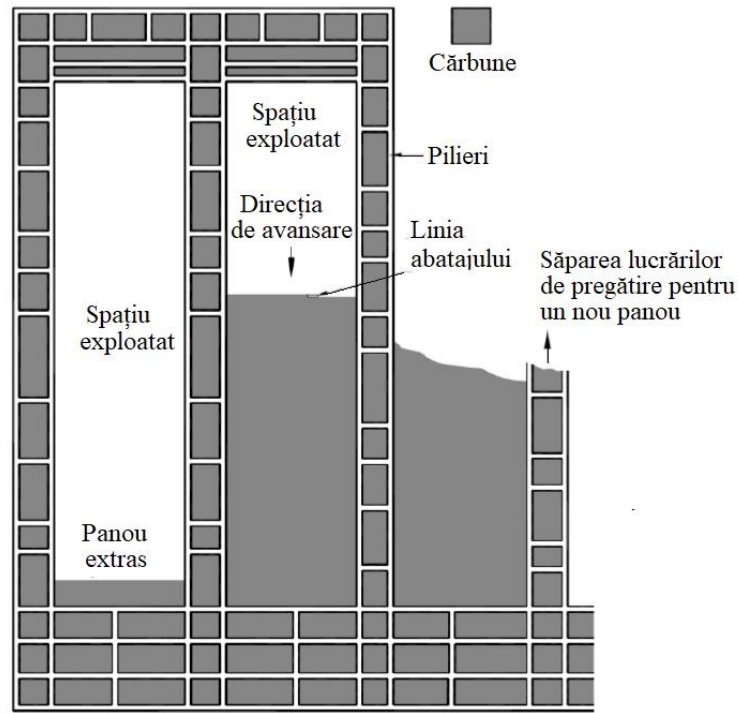


Fig.3.2. Pregătirea stratului în panouri.

Atunci când exploatarea stratelor de cărbuni se face cu abataje cu front lung (fig.3.3), factorii determinanți ai stării de tensiuni și deformații din jurul abatajelor sunt: starea naturală

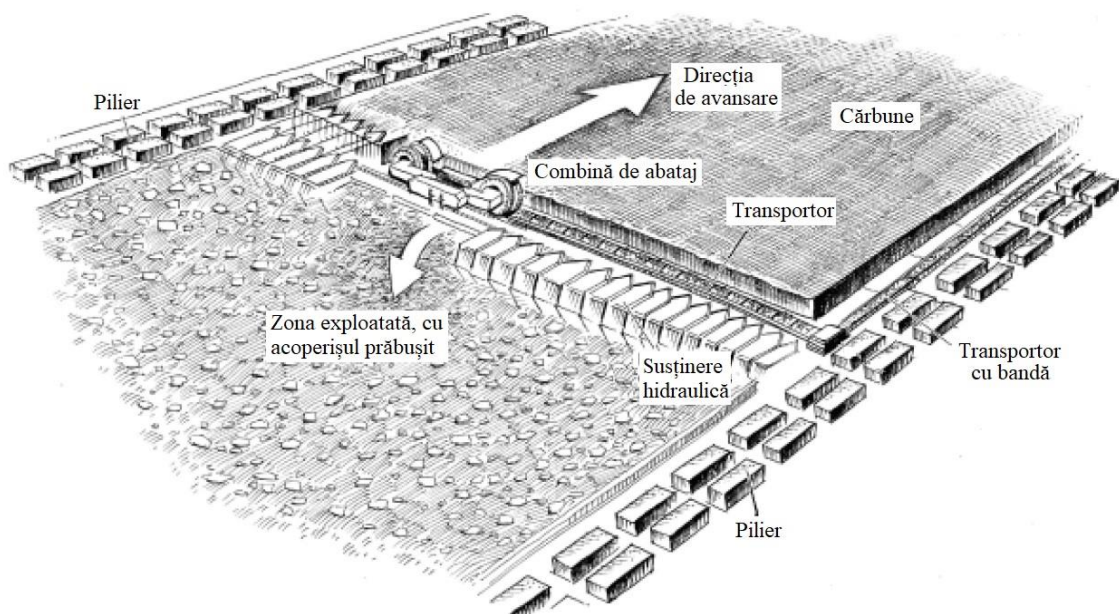


Fig.3.3. Abataj cu front lung (Arch Coal Inc, 2010).

de tensiuni; dimensiunile excavației create în urma exploatării (lungimea frontului de abataj, extinderea porțiunii exploatare din câmpul de abataj, grosimea exploatare a stratului); adâncimea la care este situat abatajul; caracteristicile geomecanice ale cărbunelui și rocilor înconjurătoare (Oncioiu, Cozma, Onica, Goldan ș.a., 1996, 1997, 1998); tipul și caracteristicile susținerilor din abataj și susținerilor lucrărilor miniere de pregătire; viteza de avansare a frontului de abataj; prezența și poziția spațială a altor excavații în apropierea frontului de abataj (câmpuri de abataj, strate în exploatare sau deja exploatare etc.).

Procesul de mișcare a rocilor începe cu încovoierea stratelor situate deasupra abatajului și prăbușiri ale acoperișului direct. Deplasarea stratelor subminate se produce sub forma unor desprinderi succesive ale stratelor inferioare de cele superioare și încovoierrea lor pe normala la stratificare (Băncilă-Afrim, Goldan, Florea, 2006).

Pe măsură ce frontul de abataj avansează, se pun în mișcare noi porțiuni ale pachetului de strate subminat și, în cazul în care spațiul exploatat este de dimensiuni mari, procesul de deplasare a masei de roci ajunge la suprafață (Onica, Cozma, Goldan ș.a., 2006b).

În funcție de gradul de deranjare a rocilor de deasupra spațiului exploatat (Peng & Chiang, 1984), se pot distinge trei zone (fig.3.4):

- zona de surpare (prăbușire);
- zona de fracturare, în care se pierde continuitatea stratelor;
- zona deformațiilor continue (încovoieră lină).

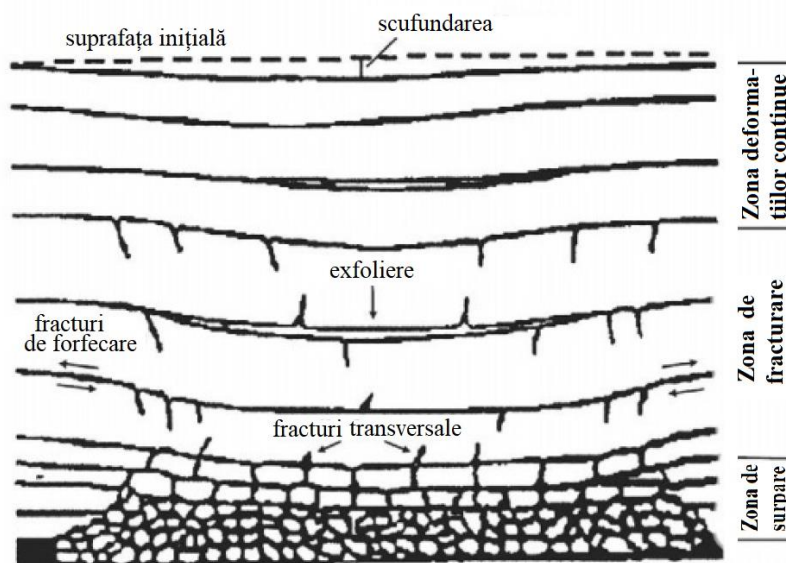


Fig.3.4. Deformarea terenului de la suprafață în urma exploatării subterane (adaptare după Peng & Chiang, 1984).

Zona de surpare este zona în care stratele se prăbușesc pentru acoperirea golului creat prin extragerea stratului de cărbune. Înălțimea acestei zone este de două până la opt ori mai mare decât grosimea stratului exploatat. În zona de fracturare rocile își pierd coeziunea și sunt intens fracturate, motiv pentru care blocurile sunt separate de fracturi verticale și de fisuri, cauzând formarea de goluri între strate (Onica, Cozma, Goldan, 2003).

În zona deformațiilor continue nu apar fracturi, acestea fiind înlocuite de deformații plastice. Și în această zonă se pot dezvolta goluri între strate. Această zonă ajunge până la suprafață și poate fi considerată un mediu continuu.

Zona de surprare, aflată în imediata apropiere a acoperișului direct, are influența cea mai mare asupra tavanului abatajului.

3.2. DEZVOLTAREA STĂRII DE TENSIUNI ÎN JURUL ABATAJULUI

Grosimea acoperișului direct (fig.3.5) depinde de mai mulți factori, între care grosimea stratului, metoda de exploatare și proprietățile rocilor. În cazul metodelor de exploatare utilizate în prezent rocile din acoperișul stratului exploatat se surpă odată cu avansarea abatajului (Cozma & Goldan, 2003).

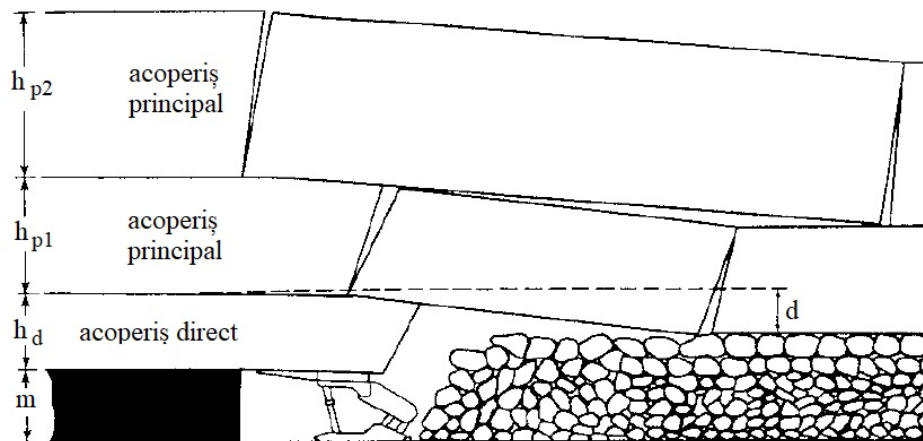


Fig.3.5. Comportamentul acoperișului deasupra și în spatele abatajului (Peng & Chiang, 1984).

Procedeele de dirijare a presiunii are o influență decisivă în stabilitatea rocilor din jurul excavațiilor și chiar în stabilitatea terenului de la suprafață (în funcție de volumul excavației și de adâncimea la care se află stratul exploatat).

Astfel, procedeele de dirijare a presiunii miniere care încearcă să restabilească echilibrul într-un timp cât mai scurt determină o degradare minimă a terenului și obiectivelor. Din punct de vedere al protecției terenului se poate spune că procedeul cel mai eficient de dirijare a presiunii este cel cu rambleerea totală a spațiului exploatat cu materiale ce dețin proprietăți de cimentare, iar cel mai distructiv procedeu de dirijare a presiunii miniere este cel cu surprarea rocilor înconjurătoare (Onica, Cozma, Goldan, 2006c).

În cazul în care dirijarea presiunii miniere se face prin rambleere totală, primele două zone pot să lipsească, iar în cazul în care adâncimea de exploatare este mică (sub 100 m), zona a treia poate să dispară.

În timp ce abatajul se deplasează de-a lungul direcției de avansare apar mai multe faze distincte ale solicitărilor. Prima începe cu prăbușirea imediată a acoperișului pe o arie mare, urmată imediat de ruperea și prăbușirea acoperișului principal și de celelalte (fig.3.6).

Distanța pe care se produce prima rupere este notată în figură cu L_0 . În faza a doua presiunea este preluată de susținere, după care se produce ruperea pe distanța L_p . Ruperea acoperișului se produce periodic, în funcție de creșterea presiunii.

Fig.3.7 ilustrează distribuția tensiunilor verticale în jurul unui singur front de abataj în interpretarea lui Whittaker (1974) și acceptată în ultima vreme de tot mai mulți cercetători.

Tensiunea verticală este zero în frontul de abataj, însă crește rapid în fața frontului. Distanța la care este atins maximul variază în funcție de proprietățile rocilor și de condițiile in situ.

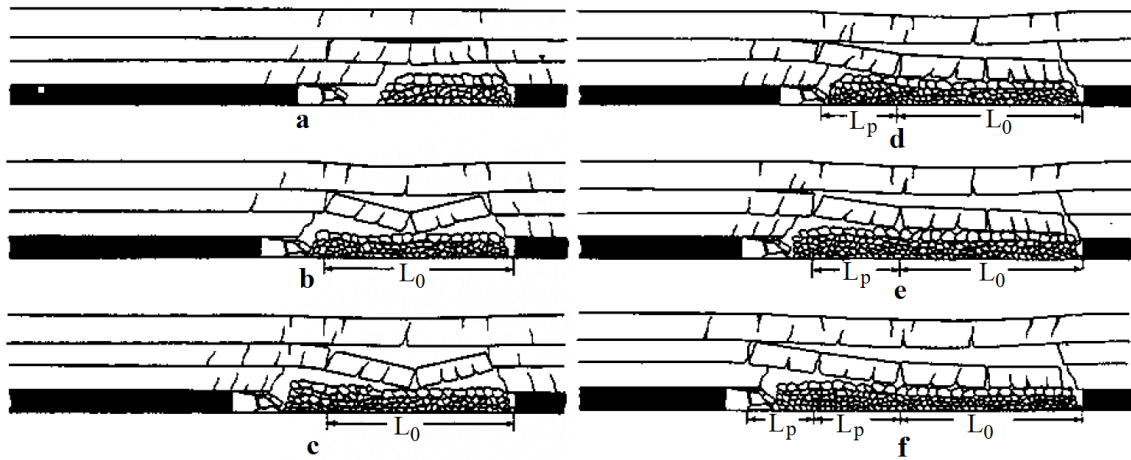


Fig.3.6. Fazele prăbușirii acoperișului (Peng, 1986).

În fig.3.7 se poate observa cu ușurință că tensiunea verticală în zona surpată crește odată cu distanța față de abataj și față de lateralele acestuia. Când golul creat se umple în urma prăbușirii rocilor din acoperiș, apare tensiunea de suprasolicitare p .

În urma cercetărilor efectuate, mai mulți autori apreciază diferit distanța pe care acționează tensiunile de reazem și valoarea acestora. Peng (1986) consideră că extinderea zonei tensiunilor de reazem este egală cu adâncimea măsurată de la suprafață până la nivelul abatajului, iar acestea încep să crească pe o distanță de 30 m în fața frontului, atingând valoarea maximă la 1-6 m față de front. De asemenea, se apreciază că spre centrul frontului de abataj lățimea zonei tensiunilor de reazem este de $(0,35 \div 0,5)H$, iar valoarea maximă a acestora este de $(0,2 \div 6,4) \gamma_a \cdot H$ (unde H este adâncimea măsurată de la suprafață, iar γ_a – greutatea specifică aparentă medie a rocilor înconjurătoare).

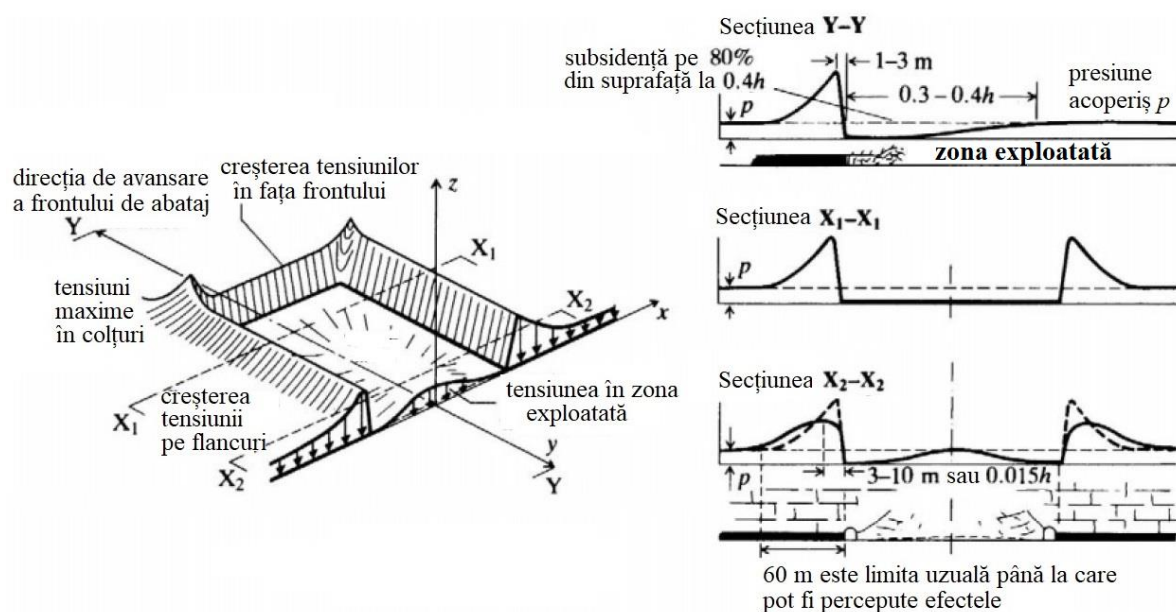


Fig.3.7. Tensiunea verticală distribuită în plan în jurul abatajului (Whittaker, 1974).

Everling și Jacobi (Jeremic, 1985) constată că pentru un front cu lungimea de 200 m extinderea zonei tensiunilor de reazem devine importantă numai după o avansare a exploatării cu 200 m. Dejean (Piguet, 1983) consideră că tensiunile maxime sunt plasate la o distanță de 2-7 m de linia frontului, iar reducerea acestora spre valoarea tensiunilor inițiale se realizează pe o lungime de 15-35 m. După Whittaker (Wardle, 1993), maximul tensiunilor de reazem se află la 1-3 m față de front, iar Josien (1974) este de părere că pe primii doi metri în fața frontului cărbunele este detensionat, iar pe următorii 8 m acționează maximul tensiunilor de reazem.

Analiza cu elemente finite efectuată de Park & Gall (1989) a dus la rezultate similare celor ilustrate în fig.3.7. Acestea, precum și alte studii au anticipat că în situ tensiunile care apar în fața frontului de abataj sunt de șase până la opt ori mai mari decât cele din front.

Imediat după tăierea frontului de cărbune, dimensiunea zonei de fracturare a cărbunelui este de cca. 3-5 m, iar tensiunile de reazem pot atinge valori mai mari de $(2,5\div 3) \cdot \gamma_a \cdot H$. Pe măsura trecerii timpului, această zonă se extinde progresiv spre interiorul masivului de cărbune și odată cu ea se deplasează și tensiunile maxime de reazem. Fenomenul de distrugere a compactării cărbunelui din jurul abatajului, datorită trecerii acestuia din starea de solicitare triaxială în starea biaxială și chiar uniaxială, este cu atât mai pronunțat cu cât acesta este mai friabil și timpul de stagnare a abatajului este mai mare (respectiv viteza de avansare a abatajului este mai redusă).

Concentrarea tensiunilor în fața frontului de abataj are ca efect creșterea sarcinilor pe susținerea lucrărilor miniere de pregătire, fracturarea prealabilă a rocilor din acoperișul direct și desprinderea cărbunelui din front.

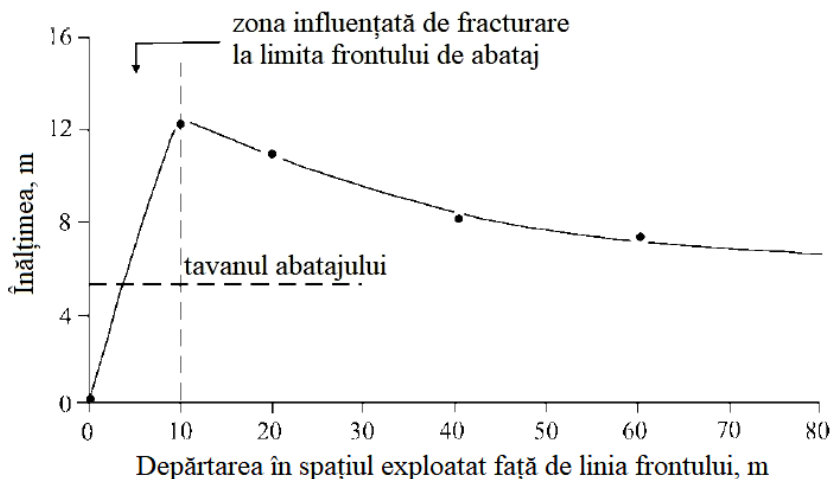


Fig.3.8. Variația tensiunii verticale în spațiul exploatat.

Fig.3.8. ilustrează variația distribuției tensiunilor verticale odată cu distanța. În acest caz, creșterea maximă a tensiunii verticale apare la aproximativ 10 m de laterala abatajului, în spațiul exploatat, și se manifestă în paralel cu linia frontului de abataj. Kelly ș.a. (1996) consideră că diferențele semnificative față de modelul tradițional au două cauze: (1) tensiunea principală în situ este orizontală, de 2,4 ori mai mare decât cea verticală și este aproape paralelă cu galeriile de pregătire, ceea ce produce o descreștere a tensiunii în spațiul exploatat; (2) forfecarea rocilor de-a lungul planelor de stratificație reduce capacitatea de reazem în lungul abatajului.

3.3. DISTRIBUȚIA TENSIUNILOR ÎN ACOPERIȘ

Exploatarea în subteran modifică foarte mult echilibrul tensiunilor în masivul de rocă. O cotă parte are și dispunerea panourilor, precum și ordinea de extragere. Modificări ale tensiunilor creează și apariția golurilor rezultate în urma surpării stratelor din acoperiș. În general, concentrarea tensiunilor verticale crește odată cu creșterea lungimii panourilor, dar apar schimbări și în distribuția tensiunilor orizontale. Fig. 3.9 ilustrează acest lucru.

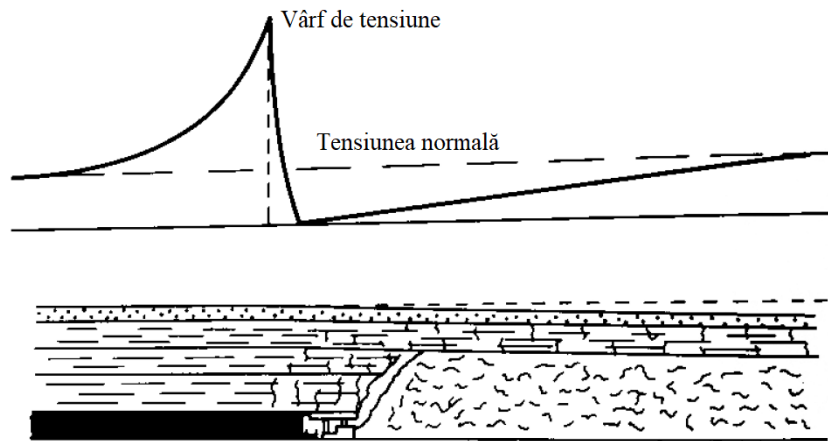


Fig.3.9. Distribuția tensiunilor verticale.

În stratul de cărbune tensiunea crește foarte repede în apropierea frontului de abataj, vârful de tensiune fiind atins cu câțiva metri în fața abatajului. Pe linia frontului, cât și pe lateralele abatajului, tensiunea este zero. Odată cu creșterea distanței în fața frontului tensiunea revine la normal.

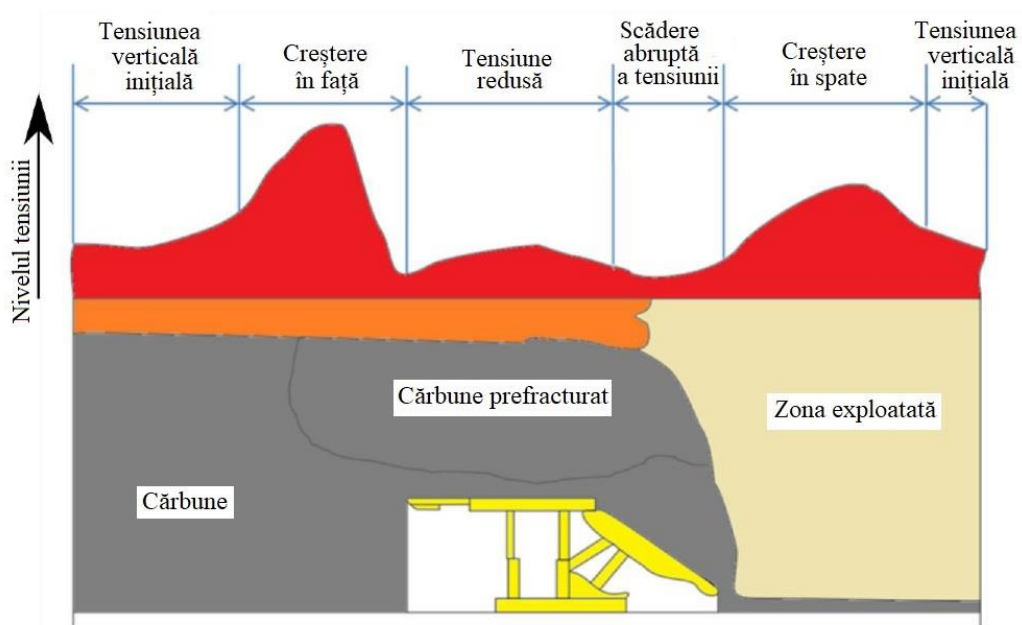


Fig.3.10. Tensiunea în rocile din acoperiș (adaptare după Alehossein & Poulsen, 2010).

O distribuție mai realistă este arătată în figura 3.10. În zona neafectată din fața frontului de abataj, numită „cărbune virgin”, și în cea din spațiul exploatat starea de tensiuni

se apropie de normal. Imediat în fața frontului tensiunea atinge un maxim, în timp ce pe abataj se apropie de zero. O creștere a acesteia apare în zona exploataată situată imediat în spatele abatajului.

Așa cum este arătat în figura 3.11, poziția tensiunii maxime depinde de tăria și de rigiditatea rocii.

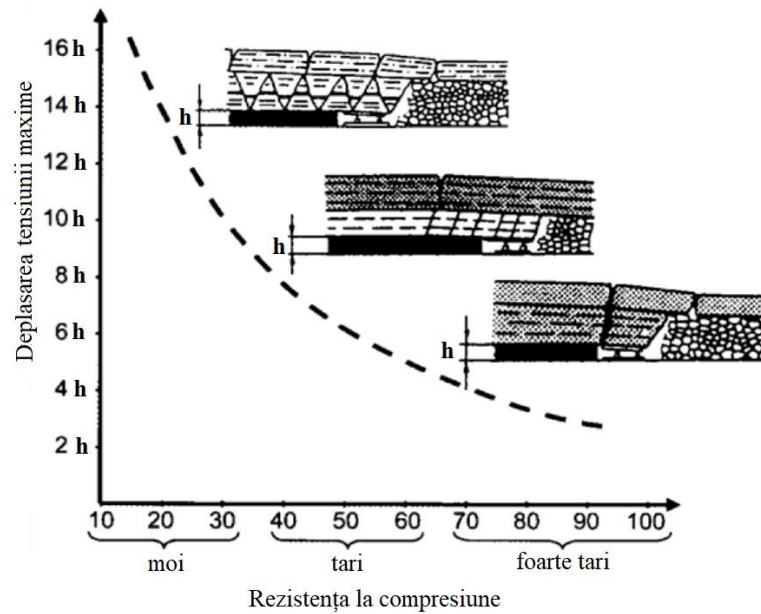


Fig.3.11. Distribuția tensiunii maxime în funcție de tăria rocilor (Junker ș.a., 2006).

Pentru roci foarte tari maximul presiunii este atins în fața frontului de abataj, la o distanță de acesta de $(3\div 6)\cdot h$, unde h este grosimea stratului. Pentru roci moi maximul este atins tot în fața frontului, dar se situează la o distanță de $15h$ față de acesta.

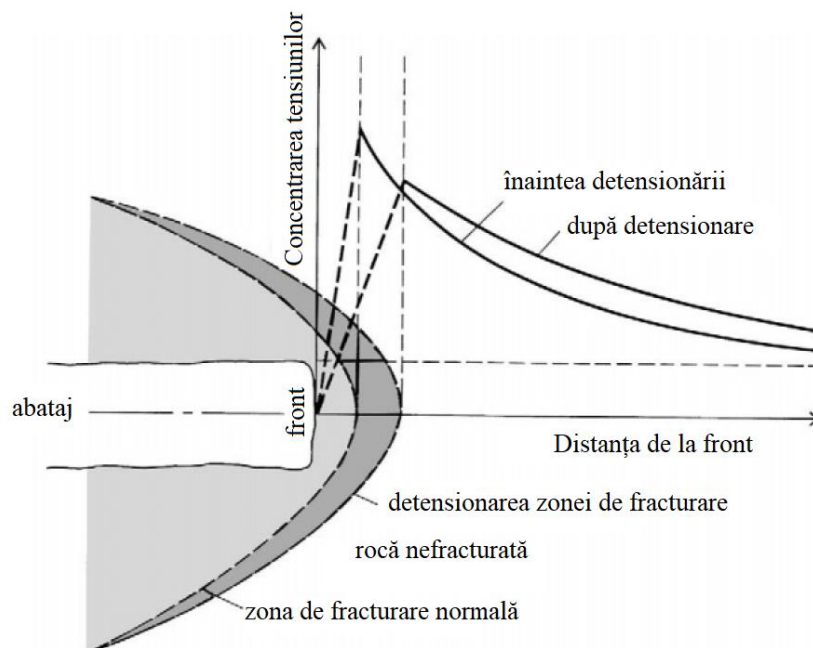


Fig.3.12. Concentrarea tensiunilor înainte și după detensionarea frontului (Roux ș.a., 1957).

În vederea evitării apariției loviturilor de acoperiș, Roux ș.a. (1957) au introdus conceptul de detensionare. În acest sens, ei propun forarea în frontul de abataj a mai multor găuri cu diametrul de 51 mm și lungimea de 3 m. Fracturile create în rocă au redus nivelul tensiunilor în masivul din fața abatajului (fig.3.12). S-a constatat că în acest fel au fost reduse incidența și gravitatea acestor fenomene.

3.4. FRACTURAREA ACOPERIȘULUI ȘI A VETREI

3.4.1. Fracturarea acoperișului direct sau a bancului de cărbune

În majoritatea cazurilor, stratele din acoperiș se pot prăbuși în spatele abatajului. Zona surpată este, în general, puternic fragmentată. Înălțimea h_s a acesteia este limitată de coeficientul de afânare k al rocilor surpate și de grosimea m a stratului exploatat și, după unii autori (Peng & Chiang, 1984), se calculează cu relația:

$$h_s = \frac{m}{k-1} \quad [\text{m}] \quad (3.1)$$

Coeficientul de afânare este utilizat pe scară largă la calcularea înălțimii zonei de surpare. Valoarea lui crește odată cu tăria rocii surpate. Cu cât coeficientul este mai mic, cu atât va fi mai mare înălțimea zonei surpate.

(Palchik, 2002) consideră că în roci de tărie mică înălțimea zonei de surpare poate să fie de 4,1-11,25 ori mai mare decât înălțimea stratului de cărbune extras. Conform cercetărilor sale, coeficientul de afânare este dependent nu doar de tăria rocii, ci și de modul de aranjare (ordonată sau nu) a fragmentelor de rocă surpată.

Drept urmare, pentru roci foarte dezagregate coeficientul de afânare ($1,06 < k < 1,165$) este mai mic decât pentru cele mai puțin dezagregate, iar în ce privește raportul h_s/m situația este inversată, adică raportul are valori mai mari pentru roci dezagregate ($h/m=6,7-15,6$).

În China, spre exemplu, a fost dezvoltată o relație de calcul empirică pentru aprecierea dimensiunii zonei de surpare în funcție de caracteristicile geometrice și geologice ale stratelor. Pentru stratele de cărbune orizontale sau cu înclinare foarte mică înălțimea zonei de surpare poate fi calculată astfel:

$$h_s = \frac{100m}{a \cdot m + b} \pm c \quad (3.2)$$

în care m reprezintă grosimea stratului exploatat sau suma grosimii stratelor atunci când se exploatează un pachet de stratele, a și b sunt coeficienți care depind de geologia stratului, iar c este abaterea (tab.3.1).

Tab.3.1. Parametri pentru prognozarea înălțimii zonei surpate.

Tăria rocii	σ_{rc} , MPa	Tipul rocii	Parametri		
			a	b	c
Tare	>40	Gresie cuarțoasă, calcar, marnă nisipoasă	2,1	16	2,5
Tărie medie	20-40	Gresie, marnă, marnă nisipoasă	4,7	19	2,2
Moale	10-20	Argilit, gresie argiloasă,	6,2	32	1,5
Moale, dezagregată	<10	Argilit moale, argilă, argilă nisipoasă	7,0	63	1,2

Trebuie făcută precizarea că relația este valabilă pentru extragerea unui singur strat cu grosimea de 1-3 m sau a unui pachet de strate a căror grosime însumată să nu depășească 15 m.

Spre deosebire de fracturile existente în acoperișul direct, fracturile din bancul de cărbune de la tavan au fost cercetate cu mai multă atenție pentru că surparea cărbunilor din banc se produce greu. Se crede că în cărbunele din banc există patru zone: zona elastică, zona de deformare, zona de fracturare și zona de sfărâmare (fig.3.13).

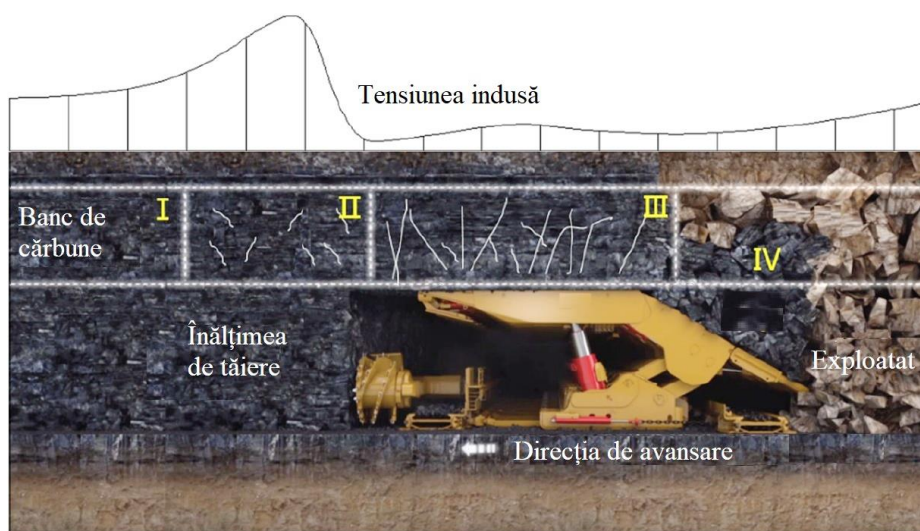


Fig.3.13. Model conceptual de abataj:

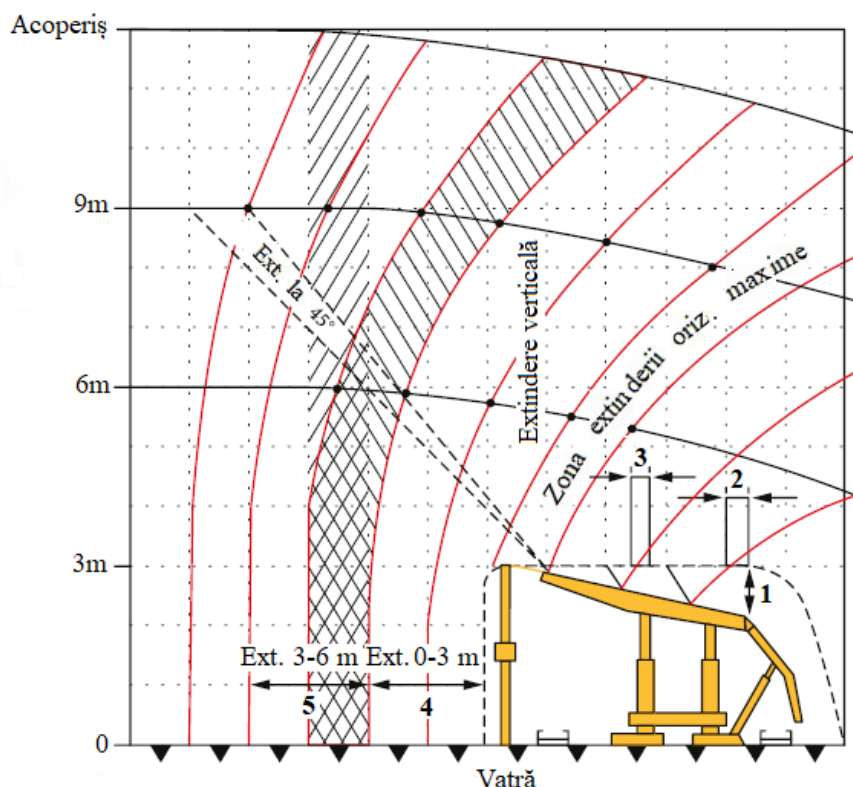
I – zona elastică; *II* – zona de deformare; *III* – zona de fracturare; *IV* – zona de sfărâmare.

Zona elastică este situată în afara zonei perturbate, iar tensiunea rămâne la valoarea sa inițială, cărbunele din această zonă fiind în stare de elasticitate. În zona de deformare cărbunele din banc este compactat datorită presiunii crescute din fața frontului. Crăpăturile neperpendiculare pe direcția de avansare ar putea să se închidă și să apară dilatația orizontală din cauza tensiunii orizontale relativ scăzute. În zona fracturată cărbunele din banc este spart în fragmente mari din cauza nivelului ridicat al tensiunii și al repetării procesului de încărcare-descărcare a susținerii. În zona de sfărâmare cărbunele se va sparge în bucăți mai mărunte (Qian, Shi, Xu, 2010).

Trebuie remarcat că în fig.3.13 este reprezentat un model conceptual pentru cărbunele din banc, dar acesta variază în funcție de mai mulți factori, precum caracteristicile stratului de cărbune, caracteristicile rocilor înconjurătoare, dimensiunile panoului și ale abatajului, înclinarea stratului, preexistența planelor de fisurare și prezența apei subterane (Vakili & Hebblewhite, 2010; Le ș.a., 2017; Rafiee ș.a., 2018).

În timpul primelor cercetări efectuate în Franța între anii 1960 și 1970 a fost elaborat modelul de flux de cărbune și de deplasări corespunzătoare prezentat în fig.3.14. Experiențele au arătat clar că deformarea cea mai mică se produce în fața frontului de abataj, apoi crește rapid în urma abatajului. Multe cercetări efectuate în minele chinezești au avut concluzii similare. Măsurătorile cu privire la mișcarea cărbunelui din bancul superior efectuate în cadrul unui strat cu grosime de 16,8-20 m au arătat că deplasarea cărbunelui în fața frontului de abataj are loc la o distanță egală cu de 8 ori înălțimea de tăiere, în acest caz înălțimea fiind de 5 m (Wang, J. ș.a., 2015). Deformația orizontală domină deplasarea în față a frontului de

abataj. Deplasarea verticală joacă un rol major în spatele frontului de abataj. Aceleași observații efectuate de mai mulți autori (Li ș.a., 2000; Vakili & Hebblewhite, 2010; Zhang &



Caracteristici						Rezultatele măsurătorilor					
Mina	Abataj	Strat	Adâncime (m)	Grosime (m)	Înălțime tăiere (m)	1	2	3	4	5	Extindere totală %
Darcy	D	4	800	12.3	2.8	1155	254	120	0.38	3.35	20
Rozelay	T.3b	2	310	12	2.4	660	160	38		2.1	9
Ricard	2	1	840	4.5	2.5	587	131		0	0.5	

Fig.3.14. Deformarea și deplasarea bancului de cărbune (Galvin, 2016):

Numărul măsurătorilor reprezintă: 1 – convergența, mm; 2 – convergența/m de avansare a abatajului; 3 – deplasarea acoperișului înaintea avansării; 4 – extinderea 0-3 m; 5 – extinderea 3-6 m.

Wu, 2000) au dus la obținerea unui profil similar. Morfologia fracturilor în banc variază în funcție de înălțimea acestuia (Xie & Zhao, 2016). Fracturile verticale predomină în fața frontului de abataj, în timp ce fracturile orizontale sunt predominante în spatele frontului de abataj și sunt asociate cu înălțimea abatajului (Yan & Wu, 1996).

3.4.2. Fracturarea vetrei

Fracturile din vatră nu au fost studiate în aceeași măsură cu acelea din acoperiș, în ciuda faptului că acestea reprezintă cauze semnificative ale întârzierii procesului de producție. Motivul este că, de cele mai multe ori, măsurarea ruperii vetrei este dificil de efectuat datorită operațiilor din abataj (Peng, 2006). Au fost identificate trei mecanisme de rupere a vetrei (Aghababei ș.a., 2016). Primul mecanism este datorat faptului că presiunea exercitată pe

susținere depășește capacitatea de preluare a vetrei. Al doilea mecanism este reprezentat de flambarea rocilor din vatră din cauza deplasării excesive a stratului către spațiul exploatat. Al treilea mecanism este legat de comprimarea vetrei ca urmare a alunecării mai multor blocuri situate în vatră. Se consideră că primul și al doilea mecanism produc ruperea primară, în timp ce al treilea mecanism produce ruperea secundară a vetrei (Nemcik, 2003). Ruperea primară a vetrei este cauzată de concentrarea tensiunilor în fața frontului de abataj, în timp ce ruperea secundară apare ca urmare a redistribuirii tensiunilor și deplasării lor în spatele susținerii în timpul expunerii vetrei.

Observațiile efectuate indică două tipuri de ruperi primare ale vetrei, asociate cu două tipuri de fracturări (Indraratna ș.a., 2000): forfecare de-a lungul planelor din vatră, care cauzează fracturi orizontale și formarea fracturilor înclinate paralele cu frontul de abataj. De cele mai multe ori ruperea primară apare pe măsură ce se acumulează tensiunile; cu toate acestea, se observă și o rupere secundară după fiecare avansare a abatajului. Observațiile asupra deplasării și fracturării vetrei (Su & Wei, 2018) arată că fracturile verticale au un rol dominant în zonă. Fracturarea vetrei este ilustrată în fig.3.15.

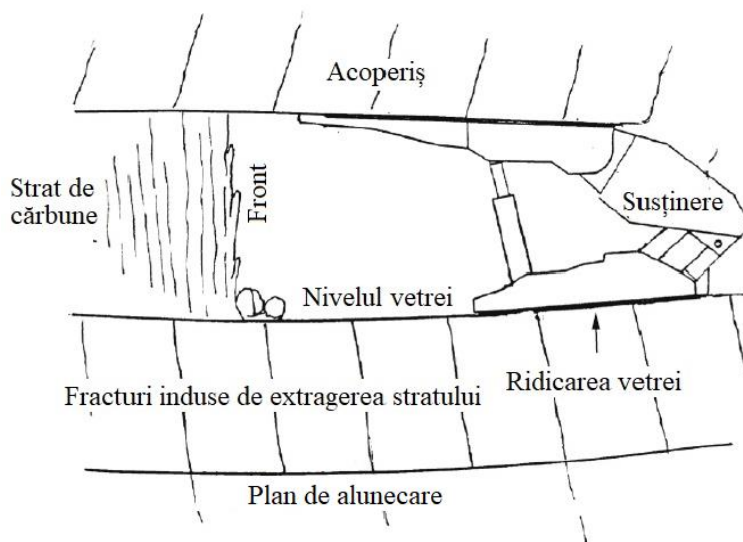


Fig.3.15. Ridicarea vetrei după ruperea primară și apariția rupei secundare.

Multe observații arată că zona de fracturare din vatră are forma ilustrată în fig.3.16.

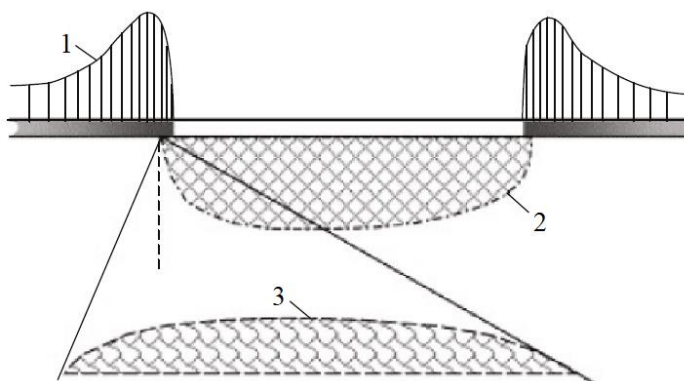


Fig.3.16. Zona fracturată din vatra abatajului: 1 – tensiunea de reazem; 2 – zona fracturată; 3 – tensiunea in situ

Zona de rupere se dezvoltă rapid în vatră în spatele frontului de abataj și apoi rămâne la același nivel. Din cauza desfășurării continue a operațiilor în abataj nu sunt disponibile detalii privind fracturarea în fața frontului. Cu toate acestea, a fost posibilă obținerea unui profil prin extrapolare. Fracturile din frontul de abataj au putut fi măsurate datorită suprafeței netede și a bunei iluminări a frontului. În condiții apropiate fracturile din vatră au un profil similar ca urmare a distribuției tensiunilor. Prin urmare, dacă există suficiente date, distribuția fracturilor nu este dificil de realizat. Pentru observarea fracturilor din vatră s-a utilizat pe scară largă foto-endoscopul (Yin ș.a., 2016; Lai ș.a., 2006), metodă costisitoare și care necesită mult timp din cauza numărului mare de imagini necesare pentru identificarea fracturii, ceea ce explică numărul redus de studii efectuate în acest domeniu. În majoritatea cazurilor aceasta se axează doar pe adâncimea fracturii.

Morfologia fracturii variază cu înălțimea bancului de cărbune (Xie & Zhao, 2016). În partea de jos a bancului predomină spărțurile orizontale, dar pot exista și fracturi verticale și înclinate. În schimb, în partea superioară a bancului sunt omniprezente fracturile verticale. În timpul acestui proces a fost urmărită și distanța dintre fracturi. Numărul fracturilor verticale crește în fața frontului și scade în spatele frontului. Observațiile au putut oferi doar o descriere calitativă a distribuției fracturilor din banc, deoarece rețeaua de fracturare este prea complexă pentru a oferi și informații cantitative.

3.5. EFECTE SECUNDARE ALE FENOMENELOR GEODINAMICE

Accidentul produs în 15.11.2008 la mina Petrila poate constitui subiectul unui studiu de caz asupra fenomenului geodinamic care l-a precedat (Arad, Goldan ș.a., 2009b).

Abatajul frontal nr.431 era situat în blocul II, stratul 3, la orizontul -250, având o înălțime de 2,5 m și o grosime a bancului de cărbune subminat de 12-12,5 m. Abatajul avea lungimea de 40-42 m, înclinarea stratului fiind de 40°. La nivelul abatajului nr.433, aflat în felia superioară, stratul de cărbune avea înclinarea de 55°, ceea ce a dus la mărirea pasului de prăbușire a acoperișului și intensificarea desprinderii pachetelor de formațiuni după stratificație (Arad, Onica, Goldan ș.a., 2009). Metoda de exploatare aplicată era în felii orizontale cu banc de cărbune subminat (Arad & Goldan, 2009a; Cozma & Goldan, 2002; Goldan ș.a., 2005b; Goldan ș.a., 2007a).

Pentru a înțelege interacțiunea dintre cele două abataje trebuie calculat decalajul optim necesar între fronturile de abataj. În acest sens, Borisov (1980) a efectuat o serie de cercetări pe modele din materiale echivalente. Chiar dacă rezultatele cercetărilor sale se refereau la abataje situate în strate apropiate, acestea pot fi adoptate și pentru cazul de față (fig.3.17).

Tensiunea din fața frontului, $\sigma_{max 1}$, poate depăși de 2-4 ori tensiunea inițială verticală σ_0 la 6-8 m în fața frontului de abataj. După tasarea rocilor surpate în spatele frontului de abataj, tensiunea normală σ_{z1} atinge valoarea maximă de $(1,3-1,5) \cdot \sigma_0$, după care se stabilizează. La 10-12 m în fața frontului de abataj din felia superioară este transmisă în felia inferioară tensiunea maximă $\sigma_{max p}$, a cărei valoare atinge $(1,5-2) \cdot \sigma_0$. În spatele frontului de abataj din felia superioară se atinge un maxim al tensiunilor σ_{z1} , care transmite în felia inferioară maximul $\sigma_{max z}$, a cărui valoare poate să atingă $1,2 \cdot \sigma_0$. Tensiunea de reazem $\sigma_{max 2}$ va atinge $(2-4) \cdot \sigma_0$. Aceste tensiuni se amplifică la apropierea fronturilor de abataj și afectează lucrările din felia inferioară.

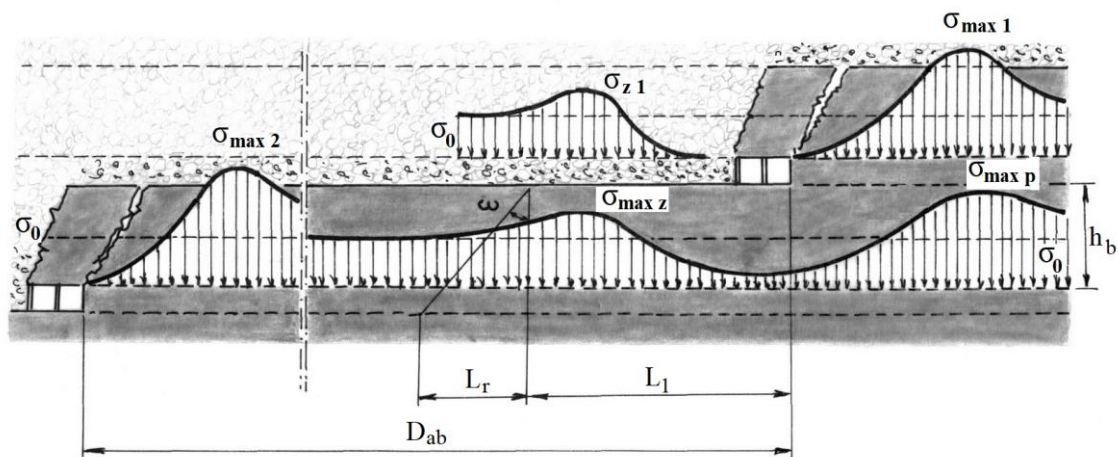


Fig.3.17. Influența reciprocă a fronturilor de abataj (Onica ș.a., 2005).

Pentru a nu se influența reciproc cele două abataje, este necesar ca decalajul dintre ele să respecte condiția (Borisov, 1980):

$$D_{ab} \geq L_1 + L_r \quad (3.3)$$

unde: L_1 reprezintă distanța de unde încep să se stabilizeze tensiunile în spatele primului front de abataj; L_r – distanța de reazem, ce ține seama de lungimea pe care se dezvoltă tensiunile de reazem din fața frontului situat pe felia inferioară ($L_r = 30-40 \text{ m}$).

De asemenea, se consideră că decalajul minim dintre două fronturi succesive trebuie să fie mai mare decât distanța L_r :

$$D_{\min} \geq L_r \quad (3.4)$$

Șeviakov (1953) propune ca decalajul dintre două fronturi de abataj succesive să fie:

$$D_{ab} = h_b \cdot \text{ctg } \omega + L_1 \quad (3.5)$$

unde: h_b este înălțimea bancului subminat aferent feliei inferioare, m; ω – unghiul de mișcare a rocilor (cărbunelui), grade.

Dacă se ține seama de unghiul θ de rupere a bancului subminat în fața frontului de abataj din felia inferioară și de tensiunile dezvoltate în spațiul exploatat pe felia superioară (fig.3.18), decalajul dintre fronturi poate fi calculat cu formula:

$$D_{ab} = h_b \cdot \text{ctg } \theta + L_r \quad (3.6)$$

În urma calculelor se obține decalajul minim între abataje de 32 m. Decalajul existent în acel moment între cele două abataje era de 34 m, ceea ce denotă că acest criteriu a fost îndeplinit. În ce privește criteriul unghiului de rupere, distanța dintre cele două abataje trebuia să fie, conform calculelor, de cel puțin 32 m, ceea ce denotă că și acest criteriu a fost

îndeplinit. Tot îndeplinit a fost și criteriul de extindere a mișcării rocilor surpate, conform căruia decalajul între cele două abataje trebuia să fie mai mare de 31 m.

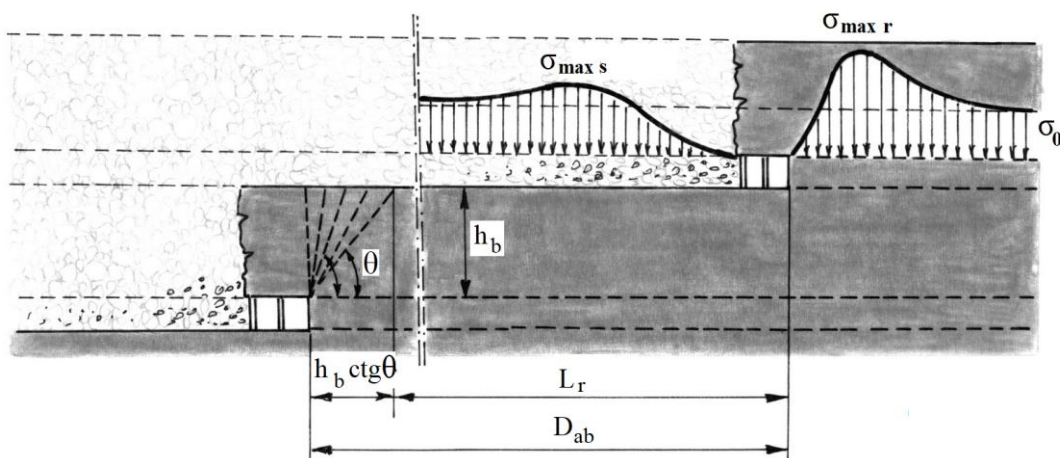


Fig.3.18. Decalajul între fronturile de abataj în funcție de unghiul de rupere al cărbunelui.

Conform cercetărilor efectuate de Miletici (1968), rezistența aerodinamică a spațiului exploatat depinde de adâncimea de exploatare, modul de dirijare a presiunii miniere și are valoare maximă începând de la distanța de 700 m față de abataj. În cazul de față, o etanșizare suficientă a spațiului exploatat se putea obține doar dacă decalajul între cele două fronturi de abataj era de cel puțin 700 m. Nefiind îndeplinită această condiție, nu a avut loc o tasare corespunzătoare a rocilor din spațiul exploatat, iar între cele două abataje s-a produs o scurtcircuitare a debitului de aer, ceea ce a dus la declanșarea fenomenului soldat cu pierderi de vieți omenești și pierderi materiale.

În timpul lucrărilor de abataj, cărbunelui aflat în zona șcarpei abatajului nr.433, felia a III-a i s-a creat posibilitatea să ajungă într-o fază latentă de autoîncălzire, proces al cărui mecanism va fi descris în continuare.

Consecințele oxidării și autoîncălzirii cărbunelui pot fi încadrate într-un interval larg, începând cu pierderea puterii calorifice și a calităților de cocsificare până la inițierea unor focuri și explozii (Goldan & Băbuț, 2001) care, în special în minele de cărbune, pot conduce la evenimente cu consecințe dezastruoase (Goldan, 2008).

Datorită importanței sale practice, autoîncălzirea cărbunelui a fost studiată pe scară largă încă de la sfârșitul secolului trecut. Este bine cunoscut faptul că autoîncălzirea conduce la o creștere a temperaturii în masa de cărbune în care a fost generată. Producerea acestui proces are loc la o temperatură apropiată de cea a mediului ambiant (Goldan ș.a., 2005a). În anumite circumstanțe, creșterea de temperatură este rapidă și însemnată ca mărime, astfel încât se ajunge la combustie deschisă sau conduce la efecte explozive.

În prezent, se admite pe scară largă că autoaprinderea cărbunelui se datorează în principiu adsorbției și absorbției oxigenului de către cărbune, reacția produsă fiind exotermă, cu un pronunțat caracter fizico-chimic (Goldan, 2002b).

Explicarea mecanismului oxidării cărbunelui se bazează pe teoria reacțiilor în lanț a lui N. Semenov, în care substanța cărbunoasă cu structură macromoleculară, constituită din hidrocarburi ciclice cu nuclee condensate, interacționează prin catenele laterale cu oxigenul adsorbit și formează compuși peroxidici metastabili. Aceștia disociază ușor, formând pe

catenele laterale grupe funcționale cu oxigen mult mai stabile, fenolice, carboxilice, carbonilice, eliberându-se în acest proces cantități mici de căldură.

În urma formării radicalilor liberi cu reactivitate mare, care sunt capabili de interacțiune chiar și cu valențe saturate prin consum redus de energie de activare, se produce autocataliza (Goldan ș.a., 2006; Goldan ș.a., 2007b). Ca urmare, în produsele de reacție se formează noi radicali liberi predispuși în continuare la alte reacții. În acest fel se antrenează tot mai multe molecule în procesul de oxidare, iar lanțul de reacție se ramifică în urma apariției de noi valențe libere, provocând accelerarea procesului și a dezvoltării de căldură, astfel încât autocataliza poate să culmineze cu autoaprinderea cărbunelui (Goldan ș.a., 2004a).

În timpul procesului de oxidare a cărbunelui viteza de degajare a căldurii variază în funcție de cantitatea de oxigen consumată, existând o relație liniară între căldura generată și consumul de oxigen (Goldan ș.a., 2003; Goldan ș.a., 2004b).

În ultima perioadă au fost stabilite teoriile de stare staționară ale inițierii termice pentru numeroase tipuri de cărbuni, în care temperatura internă este uniform distribuită din punct de vedere spațial și variațiile transferului convectiv de căldură sunt controlate. Ca urmare, s-au stabilit relații între mărimea masei și temperatura mediului ambiant astfel încât să faciliteze prognozarea pe scară largă a mărimilor critice.

Distribuția de temperatură staționară neuniformă este descrisă de ecuația:

$$-k \cdot \frac{d^2T}{dx^2} + \frac{j}{x} \cdot \frac{dT}{dx} = q(T) = RQ \quad (3.7)$$

în care parametrul j ia valorile 0, 1, 2 în funcție de natura sistemului.

Probabilitatea de producere a reacției este dată de ecuația lui Arrhenius :

$$R = \rho A \exp(-E/RT) \quad (3.8)$$

Prin specificarea condițiilor la limită problema este complet definită, dar, datorită neliniarității termenului care descrie generarea căldurii, soluția analitică nu a fost determinată pentru astfel de ecuații. În orice caz, s-a stabilit că, dacă $E/RT_a \gg 1$, poate fi utilizată o aproximare în vederea rezolvării ecuației.

Ca urmare, se obține ecuația de formă adimensională:

$$\frac{d^2v}{dz^2} + \frac{j}{z} \cdot \frac{dv}{dz} = \delta e^v \quad (3.9)$$

unde:

$$v = (E / RT_A^2)(T - T_A) \quad (3.10)$$

$z = x/r$, iar δ este un parametru adimensional descris astfel:

$$\delta = \frac{E}{RT_A^2} \cdot \frac{r^2 Q \rho A}{k} \exp\left(\frac{-E}{RT_A}\right) \quad (3.11)$$

cu condițiile la limită:

$$\frac{dv}{dz} = 0 \quad \text{pentru} \quad z = 0 \quad \text{\textit{și}} \quad \frac{-dv}{dz} = av_s \quad \text{pentru} \quad z = \pm 1 \quad (3.12)$$

unde $a = hr/k$ este numărul Biot.

Soluțiile ecuației (3.10) sunt de forma:

$$v = v(\delta, a, z) \quad (3.13)$$

\text{și} constau în termeni adimensionali dintr-o familie de distribuții staționare de temperatură, fiecare membru fiind caracterizat de o pereche de valori a \text{și} δ .

Valoarea lui δ_c depinde de configurația sistemului \text{și} de condițiile la limită \text{și} poate fi estimată pentru un domeniu larg. Ecuația (3.10) se poate rescrie astfel:

$$j = 3 R_0^2 / R_s^2 - 1 \quad (3.14)$$

în care cele două dimensiuni caracteristice R_0 \text{și} R_s sunt razele Semenov:

$$R_s = 3v/s \quad (3.15)$$

$$\frac{1}{R_0^2} = \frac{1}{4\pi} \iint \frac{1}{r^2} d\omega \quad (3.16)$$

Majoritatea rezultatelor se obțin în ipoteza că:

$$\varepsilon_A = R \frac{T_A}{E} = 0 \quad (3.17)$$

Corecțiile pentru valorile finite ale lui a pot fi efectuate cu ajutorul ecuației:

$$\frac{1}{\delta_c(R_0, a)} = \frac{j+7}{6(j+3)} + \frac{e}{1+j} \cdot \frac{1}{a} \quad (3.18)$$

în care raza Semenov este lungimea utilizată pentru definirea lui a astfel:

$$a = hR_s/k$$

În această analiză nu a fost inclusă viteza de difuzie a oxigenului în interior. Prin reunirea ecuațiilor căldurii \text{și} masei, comportamentul sistemului se poate descrie astfel:

$$\delta(n) = \frac{E}{RT_A^2} \cdot \frac{r^2 Q_g \rho A(n)}{k} \exp\left(\frac{-E}{RT_A}\right) \quad (3.19)$$

în care n reprezintă viteza de reacție, iar $\delta(n)$ este numărul Frank-Kamenetskii pentru $n > 0$. Valorile critice ale lui $\delta(n)$, $\delta_c(n)$ pot fi obținute din valorile maxime ale raportului $\delta_c(n)/\delta_c$ în funcție de:

$$\xi = \frac{E}{RT_A^2} \cdot \frac{Q_g D C_0}{k} \quad (3.20)$$

Pentru inițializarea în aer $n = 0,7-1$ și, de obicei, este mult mai mare decât 10. În aceste condiții, autoîncălzirea este afectată de limitarea aportului de oxigen.

Integrarea numerică a ecuației pentru autoîncălzire conduce la concluzia că fenomenul recunoscut din punct de vedere fizic se produce doar pentru $B > 25$, unde:

$$B = \frac{E}{RT_A^2} = \frac{Q}{c} \quad (3.21)$$

Aprinderea apare atunci când $\delta > \delta_c$. Pentru condiții critice, ecuația (3.18) se poate rescrie astfel:

$$\ln\left(\frac{\delta_c T_A^2}{r^2}\right) = M - \frac{E}{RT_A} \quad (3.22)$$

În principiu, utilizând tehnici fizico-chimice cunoscute, energia de activare E și factorul A se pot obține prin determinarea vitezei de reacție pentru reacțiile de oxidare exotermică la diverse temperaturi. Căldura de reacție Q variază în funcție de temperatura de oxidare și de extinderea reacției.

3.6. MODELAREA RUPERII ACOPERIȘULUI

3.6.1. Modelarea fizică în laborator

Modelarea fizică s-a dovedit a fi un instrument util pentru a ilustra, în mod intuitiv, propagarea fisurilor, procesul de surpare, precum și mișcarea stratelor din acoperiș și a întregului masiv de roci. În acest sens au fost dezvoltate modele fizice la scară redusă capabile să simuleze fracturarea și mișcările stratelor din acoperiș produse la scară mare, dar este dificilă ilustrarea exactă a procesului complex de fracturare. Majoritatea modelelor fizice nu pot reproduce cu exactitate crearea unei zone de surpare neregulată (fig.3.19, a). Observațiile efectuate în subteran (fig.3.19, b) arată în mod clar că materialele din zona superioară a golului creat sunt puternic fragmentate în bucăți neregulate de dimensiuni variate.

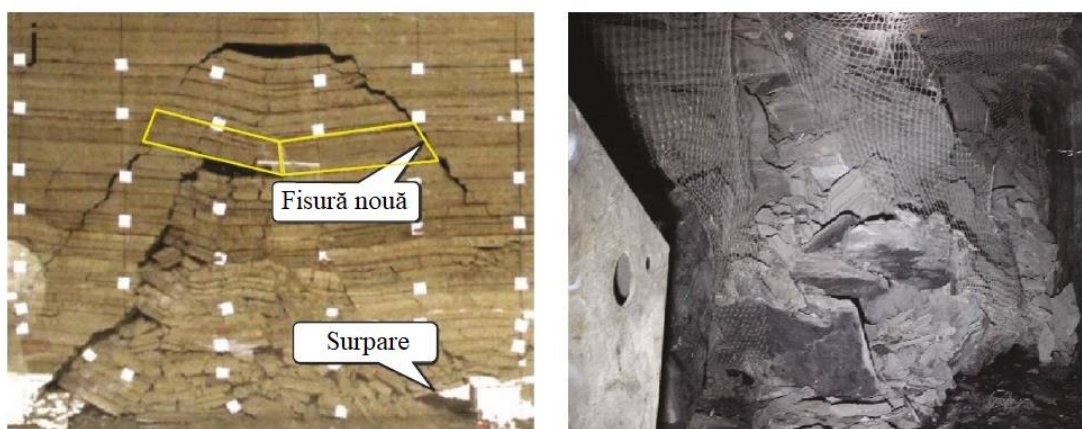


Fig.3.19. Comparația modelului fizic cu realitatea: a – forma regulată a fragmentelor din modelul fizic; b – observarea zonei de surpare într-un strat de cărbune cu grosimea de 2,5 m.

În condiții nefavorabile acoperișul direct nu se poate rupe în fragmente, dar se prăbușește pe vatră în bucăți care se vor împrăștia (Haifeng, Baoyuan, Lin, 2011). Fragmentele de formă regulată indică un coeficient de afânare mai mic al materialului surpat, modelul fizic putând duce la o supraestimare a mărimii golului creat și implicit a înălțimii de fracturare. Modelele fizice la scară pot simula procesul de fracturare și de creare a golului subteran. Pentru construirea modelului se utilizează un amestec de nisip, ghips și rocă sfărâmată, deoarece poate reda întregul proces care se desfășoară în bancul de cărbune și în acoperiș. Modelul fizic se construiește în concordanță cu condițiile geologice și miniere din abataj. Procesul de surpare, tensiunile și deformațiile asociate bancului de cărbune sunt ilustrate în figura 3.20. Este clar că bancul de cărbune s-a deformat în fața frontului de abataj. Pe măsură ce avansează abatajul deformația crește, fiind favorabilă fragmentării cărbunelui. Cărbunele din banc se surpă imediat în spatele susținerii.

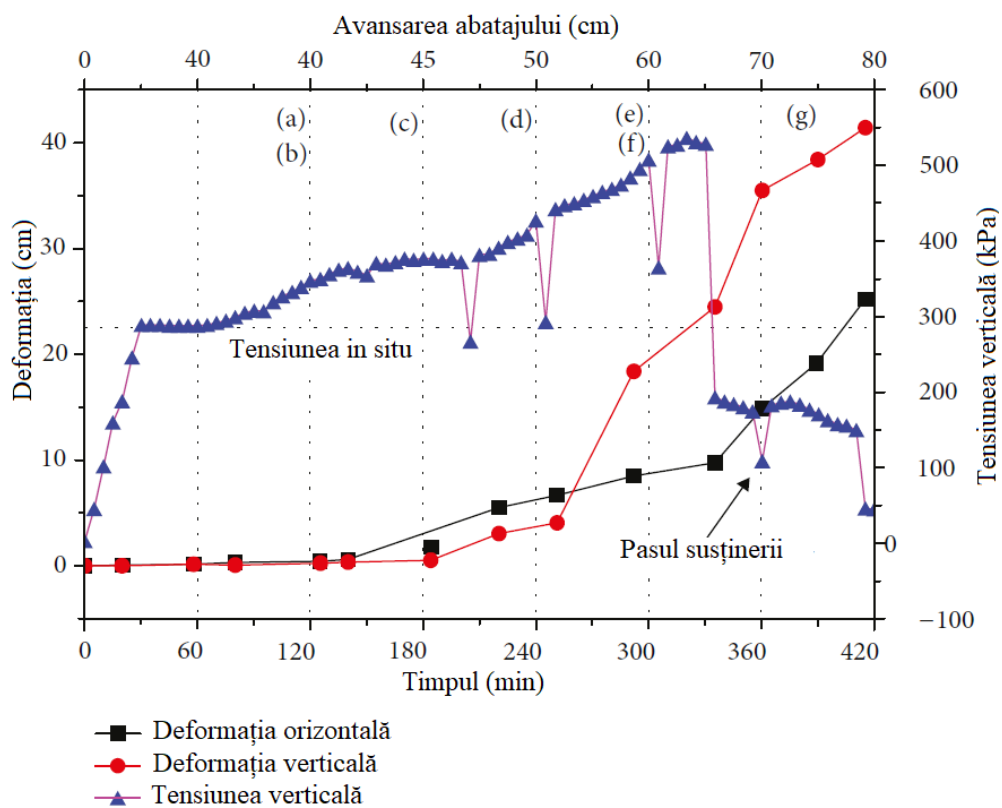


Fig.3.20. Rezultatele obținute pe modelul la scară redusă.

Se poate observa că modelul fizic a reprodus cu succes procesul de surpare, cu trecerea acoperișului de la forma intactă la cea granulară.

În majoritatea cazurilor, modelarea fizică nu ia în calcul tensiunile orizontale. Pe de o parte, nu este ușor să aplici tensiuni orizontale unui model, iar pe de altă parte acestea pot cauza instabilitatea modelului dacă acesta este subțire (20-30 cm, de obicei). Un model fizic și simularea numerică au demonstrat că o concentrare a tensiunilor orizontale poate fi o cauză importantă a prăbușirii acoperișului (Kang ș.a., 2018). Prin urmare, modelul 2D poate simula doar condițiile simplificate din probleme 2D, ceea ce înseamnă că nu poate reproduce cu acuratețe profilul fracturării din 3D. Pentru a depăși aceste limitări au fost concepute modelele 3D, care simulează fracturile produse de abataj în masivul de rocă (Li, 2013; Wang, C. ș.a.,

2004; Wang, H. ș.a., 2015). Totuși, este foarte dificilă obținerea fracturilor în interiorul modelului. De aceea, deformarea masivului de roci și modificările tensiunilor continuă să fie parametrii monitorizați pentru caracterizarea performanței masivului de roci.

3.6.2. Modelarea numerică

Simulările numerice au devenit populare în ultima vreme pentru studierea fenomenului fracturării. Deși modelele continue sunt utilizate pe scară largă, ele nu sunt potrivite pentru reprezentarea fracturilor deoarece dimensiunea elementului ar trebui să fie foarte fină pentru a ilustra dezvoltarea fracturării, în special pentru excavații mari, cum ar fi un abataj în retragere. În plus, modelele continue necesită un algoritm foarte bine dezvoltat pentru a reprezenta cu exactitate procesul. În schimb, acestea pot simula fracturile produse prin distribuirea tensiunilor sau prin forfecare. Utilizând modele FLAC 2D se pot reproduce cu succes tensiunile de întindere și de forfecare în abataj. În simulări mecanismul de rupere a fost reprezentat de tensiunea la rupere și de benzile de forfecare. Modelul FLAC 2D poate fi utilizat cu succes la studiul ruperii vetrei (Nemcik, 2003).

În raport cu spațiul exploatat apar fracturi cu înclinare de 70-90° față de acesta. Mișcarea și ruperea bancului de cărbune poate fi studiată cu ajutorul modelului 3D propus de Yasitli și Unver (2005). Ei au ajuns la concluzia că la 1,5 m deasupra susținerii cărbunele din banc este complet fracturat.

Modelele discontinue pot fi o bună alegere pentru rezolvarea problemei. Acestea pot reprezenta bine mecanismul dezvoltării fracturilor în bancul de cărbune. Dezvoltarea fracturilor produse de abataj poate fi reprezentată la scară largă prin introducerea blocurilor Voronoi sau triunghiulare într-o regiune mică de interes. Factorii care afectează surpabilitatea cărbunelui din banc au fost investigați în detaliu (Onica, Cozma, Goldan ș.a., 2007b).

Blocurilor din model li s-au atribuit proprietăți privind duritatea (moale-tare) pentru a urmări ruperea rocii intacte. Simulările au arătat că stratul este supus ruperii prin forfecare, ceea ce e în concordanță cu rezultatele obținute la simularea 2D. Pentru evaluarea urmărilor s-a calculat tensiunea creată în bancul de cărbune. S-a observat că tensiunea creată în bancul de cărbune a crescut progresiv pe măsura apropierii abatajului de zona monitorizată și a scăzut după trecerea abatajului de această zonă. Vârful de tensiune se află la mică distanță în fața frontului de abataj. Discontinuitățile sunt ușor de urmărit la modelele discrete sau la cele hibride. Pentru simularea procesului de surpare a masei de roci și a subsidenței suprafeței se utilizează modele hibride continui/discontinui, care au abilități similare metodei cu elemente discrete (DEM) în ce privește reprezentarea modului de dezvoltare a fracturilor. Pentru descrierea comportamentului fracturilor create de abatajul cu front lung poate fi folosită cu succes metoda hibridă.

La modelele hibride sau la cele DEM este ușor să se țină cont de discontinuități. Pentru reprezentarea explicită a proprietăților geometrice ale rețelelor de fracturi se utilizează frecvent modelul DFN (discrete fracture network).

O alternativă viabilă la scară mică poate fi utilizarea unui model sintetic al masivului de rocă (SRM). Pentru reprezentarea masivului intact este utilizat modelul particulelor lipite, iar pentru a reprezenta rețeaua discontinuităților in situ este utilizat modelul legăturilor fine (SJM) și modelul rețelei de fracturi discrete (DFN), așa cum este ilustrat în fig.3.21.

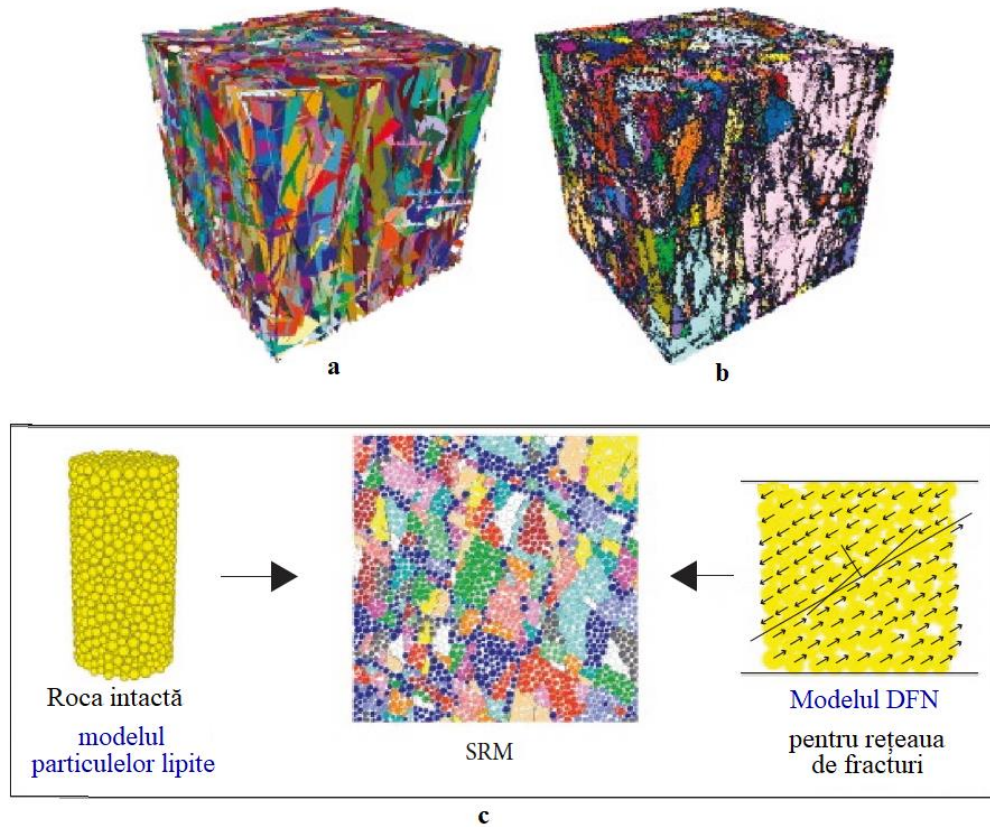


Fig.3.21. Modele de reprezentare:

a – modelul rețelei de fracturi discrete (DFN); *b* – modelul SRM corespunzător;
c – componentele de bază ale SRM reprezentate în modelul DFN.

Astfel, răspunsul masivului de rocă este determinat de comportamentul combinat al materialului intact și al celui cu discontinuități. Aplicarea unui astfel de model a arătat procesul real de dezintegrare a masivului de roci în concordanță cu observațiile privind dimensiunea fragmentelor de roci la simularea surpării.

3.6.3. Modelarea și simularea ruperii acoperișului

Ruperea acoperișului se produce în momentul în care tensiunile aplicate depășesc rezistența masivului de rocă. Mai mulți cercetători sugerează că motivul real al ruperii acoperișului este reprezentat de distribuția tensiunilor. Numeroase ruperi de acoperiș au fost atribuite tensiunilor orizontale mari. În acest sens, o mare influență au caracteristicile rocilor, în special rezistența la rupere, frecvența ruperii acoperișului fiind mai ridicată în rocile slabe. De asemenea, stabilitatea mai poate fi redusă de apariția discontinuităților în masivul de rocă. Ea scade odată cu creșterea grosimii stratelor care compun acoperișul (Peng, 2008).

Acoperișul din argilă expus ventilației și totodată ciclurilor repetate de umezire-uscare devine mai sensibil și ca urmare se poate prăbuși mai rapid. Sensibilitatea poate crește și atunci când roca din acoperiș este compusă din strate alternative de gresie/nisip între care se intercalează roci cărbunoase care se descompun ușor.

Barczak (1992) distinge patru mecanisme de rupere a acoperișului (fig.3.22).

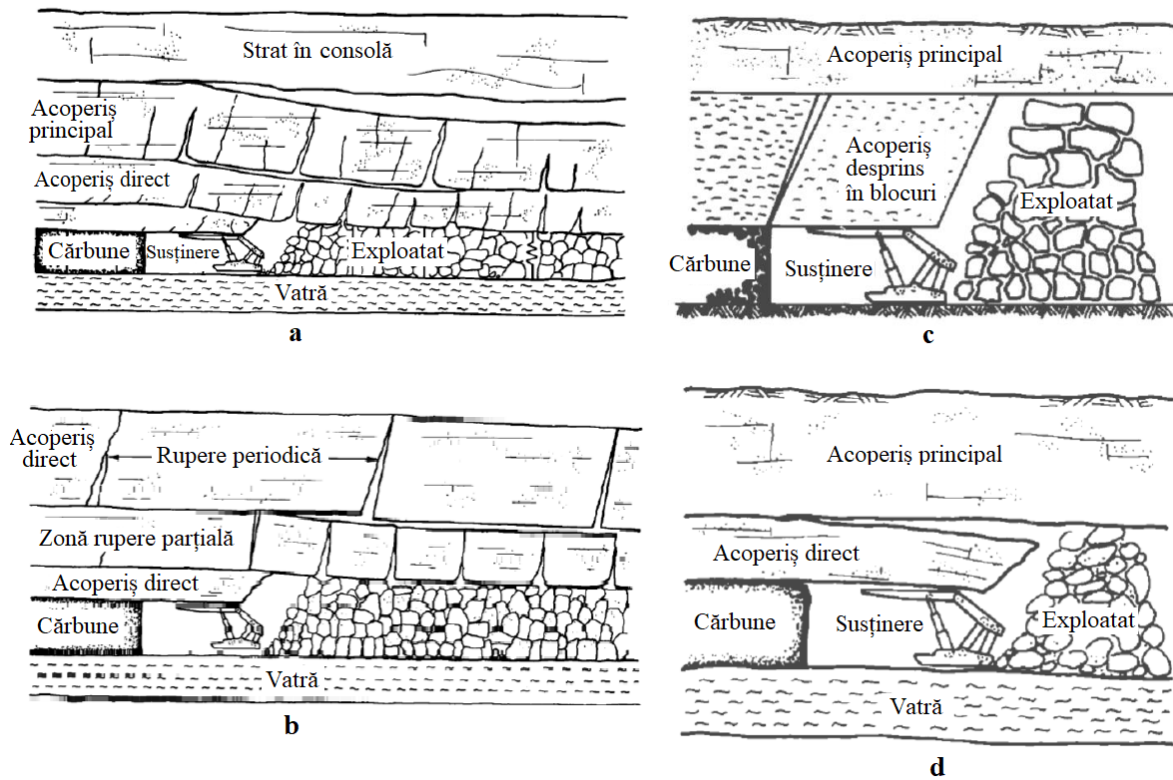


Fig.3.22. Moduri de rupere a acoperișului: *a* – convergența acoperișului principal; *b* – rupere periodică; *c* – desprinderea acoperișului direct; *d* – încovoierea acoperișului direct.

În geomecanică, pentru analiza stabilității deschiderilor subterane se utilizează în mod curent modelele fizice. Figura 3.23 arată două astfel de modele (Jakobi, 1976; Ju & Xu, 2015).

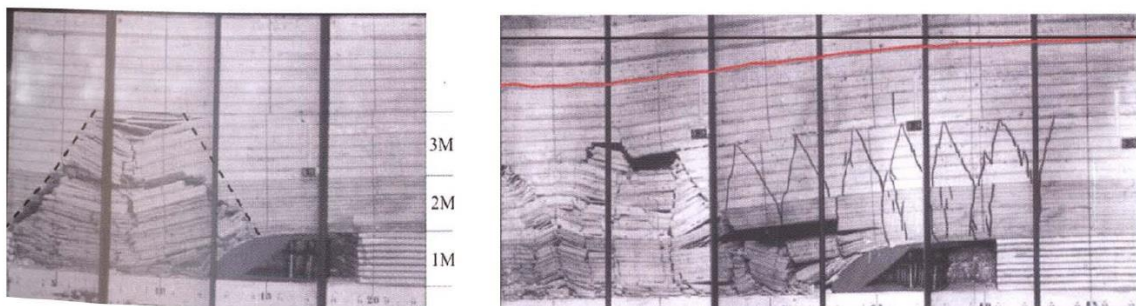


Fig.3.23. Modele ale prăbușirii acoperișului la scară mică.

Imaginea din stânga prezintă deformări tipice și dispunerea fisurilor la scurt timp după începerea excavării. În imaginea din dreapta se pot observa fracturile periodice dezvoltate complet în urma abatajului cu front lung. Pe baza acestor modele se pot obține parametri precum unghiul de rupere sau lungimea și grosimea blocurilor desprinse periodic din acoperișul direct. De asemenea, în model pot fi incluse și elementele de susținere pentru a analiza performanța și influența lor. Totuși, trebuie să se țină cont că setarea modelului ocupă destul de mult timp și că este necesară luarea atentă în considerare a parametrilor materialului. O alternativă este folosirea tehnicilor de modelare (FDM, FEM sau DEM).

Fig.3.23 prezintă două stadii ale simulării a unui proces de rupere a acoperișului. Masivul de rocă este reprezentat prin blocuri deformabile Voronoi. Fracturile se pot propaga de-a lungul marginilor și pot duce la dezintegrare completă. O astfel de procedură este adecvată pentru simularea proceselor de fracturare și deteriorare, inclusiv pentru redistribuirea tensiunilor, în special în stratele din acoperiș.

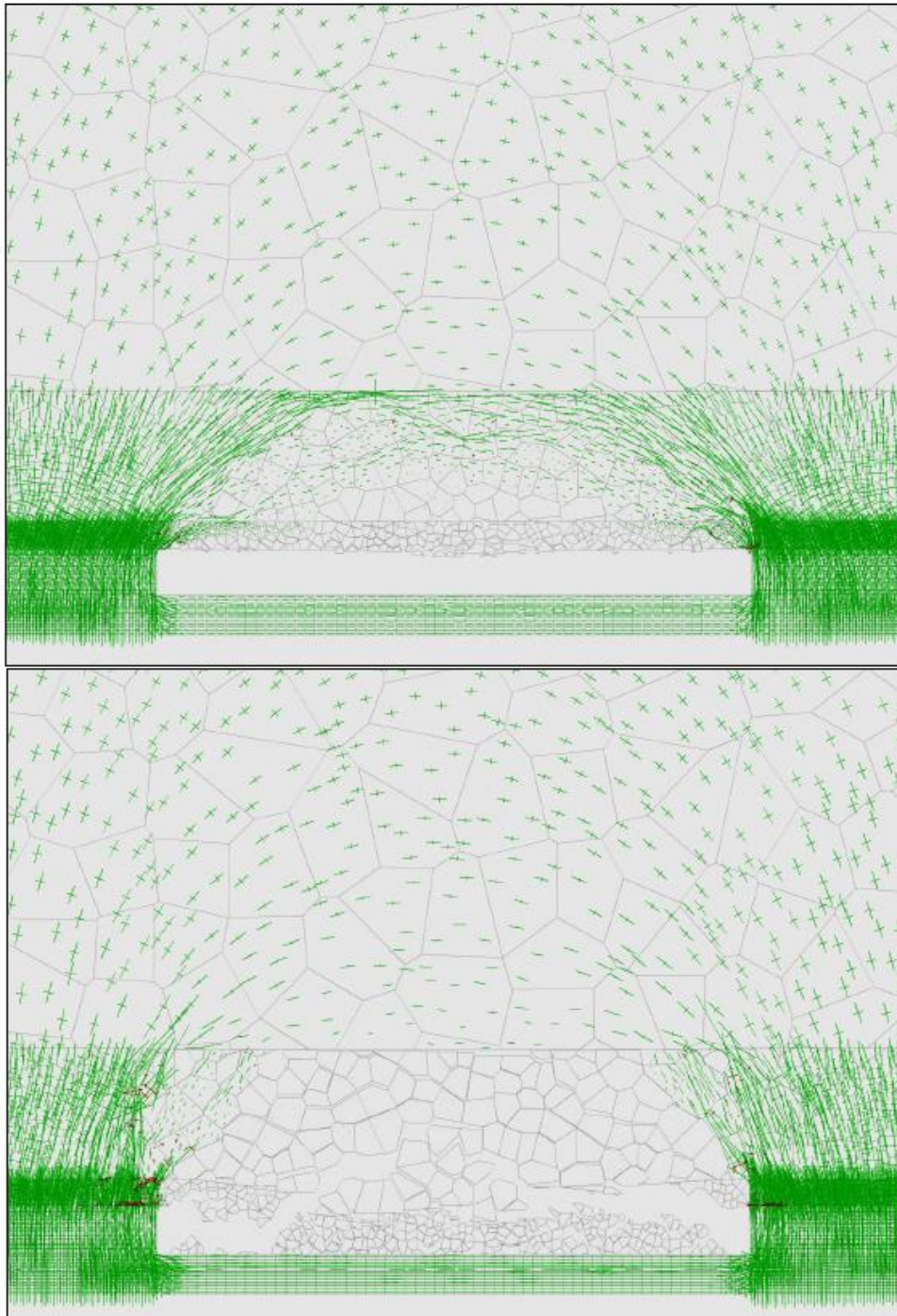


Fig.3.24. Simularea DEM a unui abataj cu front lung cu prăbușirea acoperișului.

În fig.3.24 este prezentat rezultatul simulării a două stadii ale prăbușirii acoperișului în cazul unui abataj cu front lung.

Pe baza rezultatelor se poate alege susținerea abatajului. În modelele numerice se poate introduce susținerea abatajului pentru a analiza interacțiunea dintre ea și masivul de rocă și pentru a determina sarcina reală pe susținere, inclusiv distribuția corespunzătoare a tensiunilor. Fig 3.25 arată modelul specific după introducerea susținerii în el.

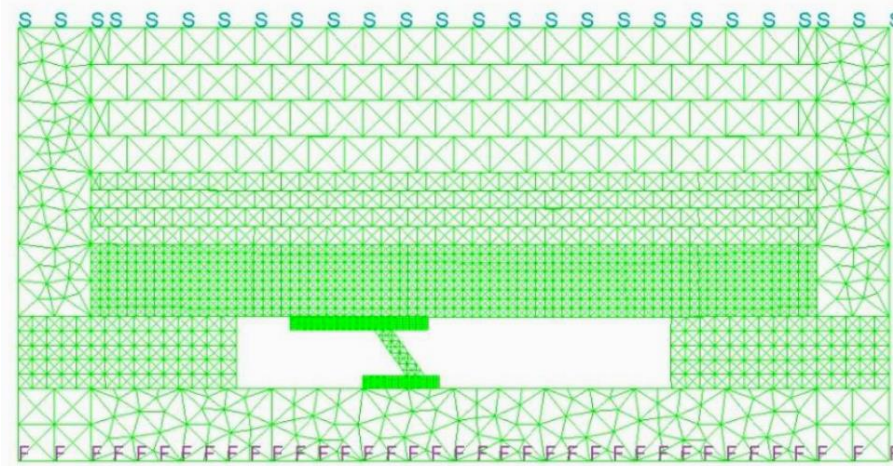


Fig.3.25. Modelul cu susținere hidrolică.

Fig.3.25 ilustrează distribuția tensiunii pe scut și transmiterea ei către talpă.

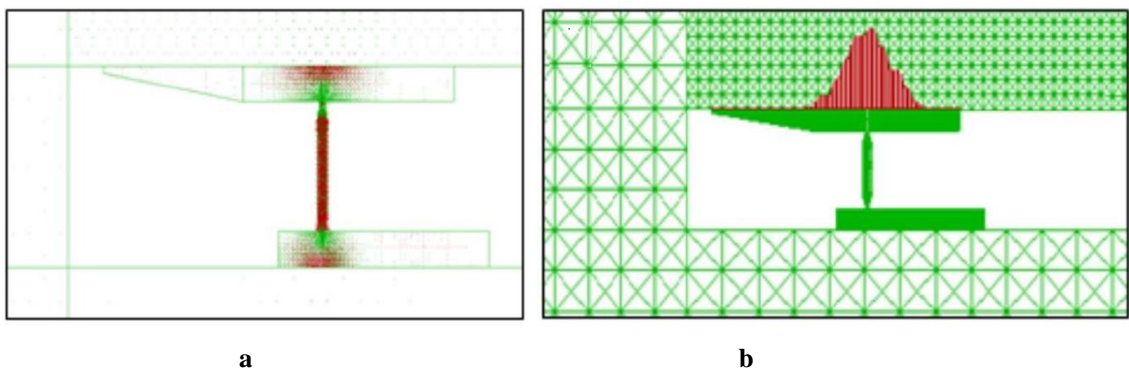


Fig.3.26. Distribuția tensiunilor: *a* – pe susținere; *b* – în rocile din acoperiș.

Fig.3.26 ilustrează interacțiunea între susținere și masivul de rocă.

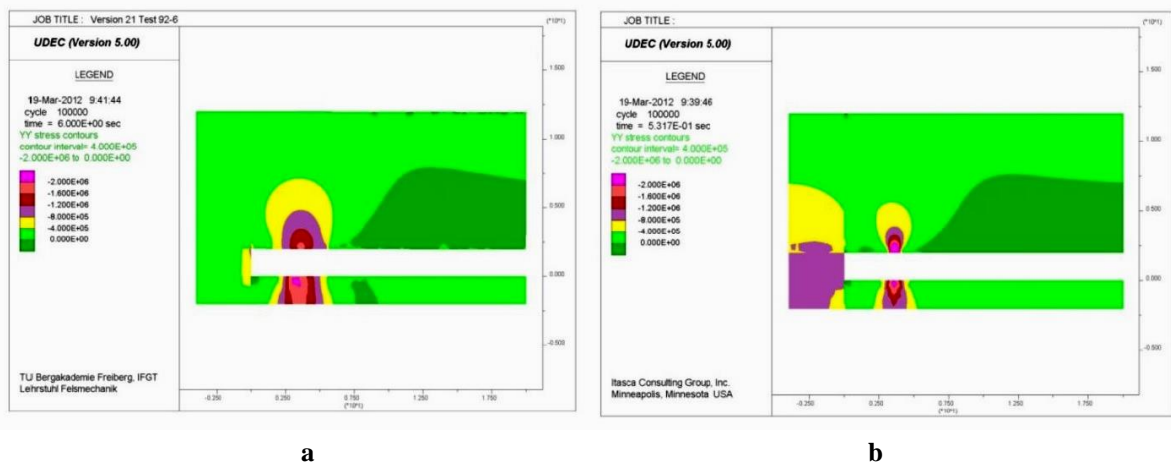


Fig.3.27. Distribuția tensiunilor verticale: *a* – în roci slabe; *b* – în roci tari.

3.6.4. Modelarea cu UDEC (Universal Distinct Element Code)

UDEC este utilizat pe scară largă la studiul prăbușirii rocilor în spațiul exploatat cu abataj cu front lung (Vakili & Hebblewhite, 2010; Kwasniewski, 2008; Gao ș.a., 2014), modelele anterioare fiind limitate în folosirea materialelor elastice. Mai recent, Le ș.a. (2018) au prezentat un model UDEC la scară largă utilizând roci plastice. Aceeași tehnică a fost utilizată pentru elaborarea modelului actual, însă la o scară mai mică.

Modelul a fost elaborat pentru un strat de cărbune cu înclinarea de 3° , situat la adâncimea de aproximativ 200 m. Tensiunea orizontală este, în medie, de două ori mai mare decât tensiunea verticală. În model stratul de cărbune are grosimea de 7 m, grosimea acoperișului este de 40 m, iar rocile acoperitoare au grosimea de 203 m. Modelul are o lungime de 600 m, având în centru o excavație cu lungimea de 120 m (fig.3.28).

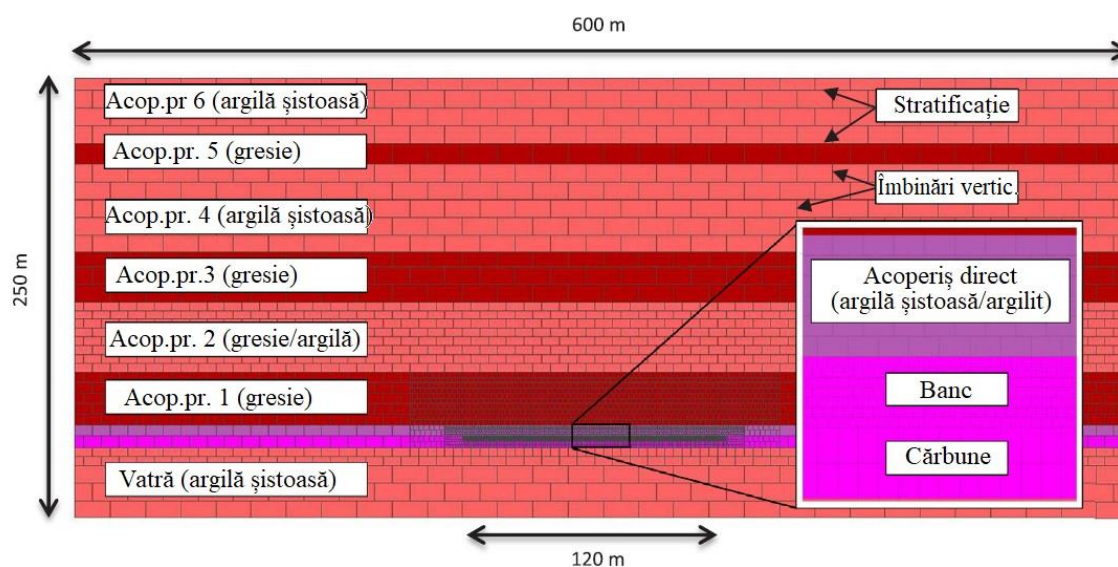


Fig.3.28. Configurația modelului UDEC.

Rocile intacte din zonele de interes au fost simulate utilizând materiale cu rezistență mică, iar discontinuitățile au fost modelate utilizând modelul Coulomb. Sarcinile calculate sunt arătate în fig.3.29. Cerința preliminară pentru stabilirea unui criteriu de evaluare este reprezentată de identificarea și cuantificarea unor parametri cu impact semnificativ asupra surpării cărbunelui. Pentru o prognozare cât mai exactă trebuie luați în considerare parametrii geotehnici existenți la proiectarea minei. Un studiu critic (Le T.D. ș.a., 2017) consideră că parametrii geotehnici principali pot fi clasificați în trei grupe: caracteristicile stratelor din acoperiș, caracteristicile stratului de cărbune și tensiunea inițială din masiv înainte de a fi atacat. Caracteristicile stratelor din acoperiș includ rezistența rocilor care le compun, grosimea lor și planele de stratificație, care pot influența capacitatea de surpare. Avansarea frontului de-a lungul panoului contribuie de asemenea la mișcările acoperișului. Între caracteristicile stratului, tăria acestuia influențează direct ruperea lui și, în consecință, capacitatea de surpare. Modulul elastic al cărbunelui influențează deformarea bancului și, în final, surparea. Rezistența la întindere este diminuată de discontinuitățile prezente în stratul de cărbune, configurația geometrică a acestora și rezistența la forfecare având un rol important în surparea cărbunelui.

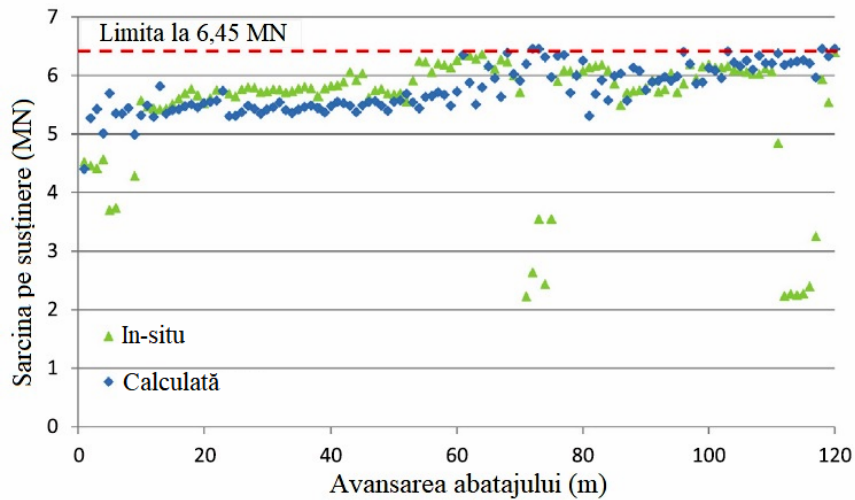
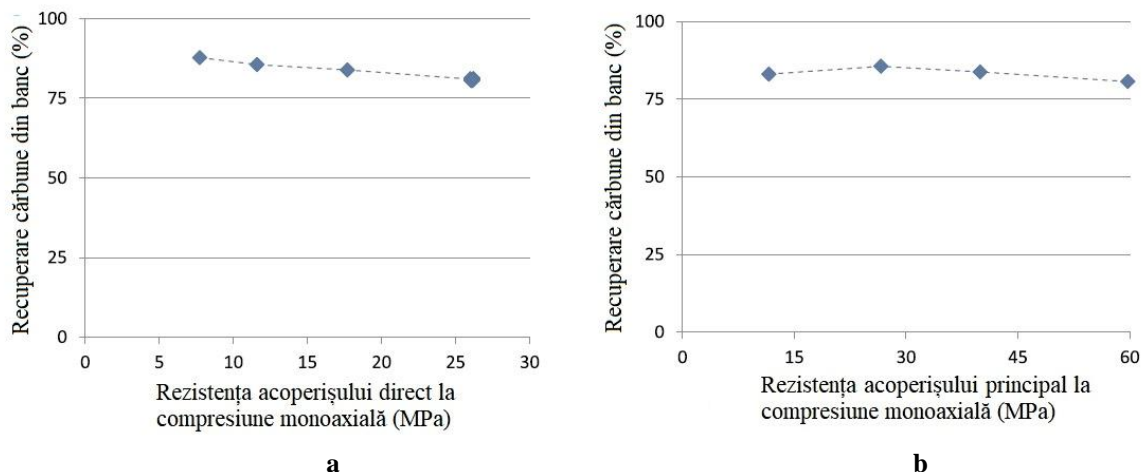


Fig.3.29. Sarcina pe susținere calculată și in-situ.

Pentru rocile din acoperișul direct au fost luate în calcul patru valori diferite ale rezistenței la compresiune monoaxială, de la rocă moale până la rocă tare. Variația rezistenței rocilor a fost obținută prin schimbarea coeziunii sau unghiului de frecare. În fig. 3.30, *a* este ilustrat impactul rezistenței rocilor din acoperișul direct asupra capacității de surpare a cărbunelui. Se poate observa ușor că procentul de recuperare a cărbunelui descrește pe măsura creșterii rezistenței acoperișului direct. Aceasta poate fi explicată prin faptul că, odată cu creșterea rezistenței, acoperișul direct poate să rămână intact în consolă pe o porțiune mai mare după avansarea abatajului. El poate întârzia transferul sarcinilor date de greutatea proprie și de cea a stratelor de deasupra bancului de cărbune. Așadar, creșterea rezistenței de rupere a acoperișului direct duce la scăderea gradului de recuperare a cărbunelui din banc.

Fig.3.30. Impactul rezistenței acoperișului asupra procentului de recuperare a cărbunelui din banc: *a* – acoperiș direct; *b* – acoperiș principal.

Și în cazul acoperișului principal simularea a fost făcută pentru roci cu patru tipuri diferite de rezistență la compresiune monoaxială fig.3.30, *b*), de la rocă moale la rocă tare. În primul caz, în care rezistența stratelor a fost mică, se observă că acoperișul nu a rămas în consolă și stratele s-au surpat ușor (fig.3.31). În ultimele trei cazuri, când stratele au fost suficient de rezistente pentru a rămâne în consolă, acoperișul principal a fost mai stabil, iar

stratele s-au prăbușit în plăci mari. Sarcinile au fost transferate mai mult pe bancul de cărbune decât pe frontul de abataj și, în consecință, a scăzut procentul de recuperare a cărbunelui din banc.

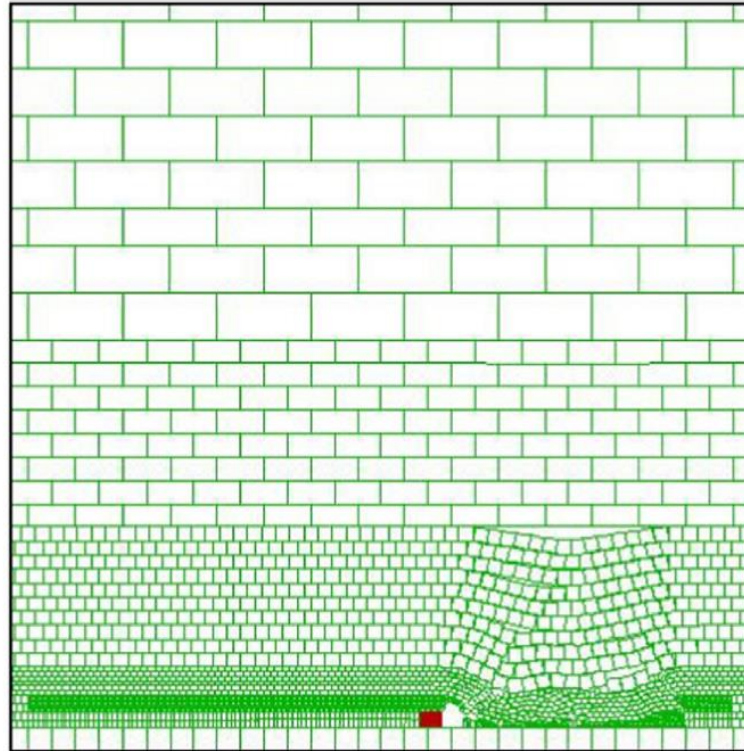


Fig.3.31. Surparea stratelor din acoperișul principal.

Pentru a putea observa cum este influențat procentul de recuperare a cărbunelui din banc, în model au fost luate în calcul pentru cărbune cinci rezistențe diferite la compresiune monoaxială (fig.3.32). După cum se observă în figură, procentul de recuperare scade odată cu creșterea rezistenței cărbunelui, deoarece ruperea lui devine mai dificilă.

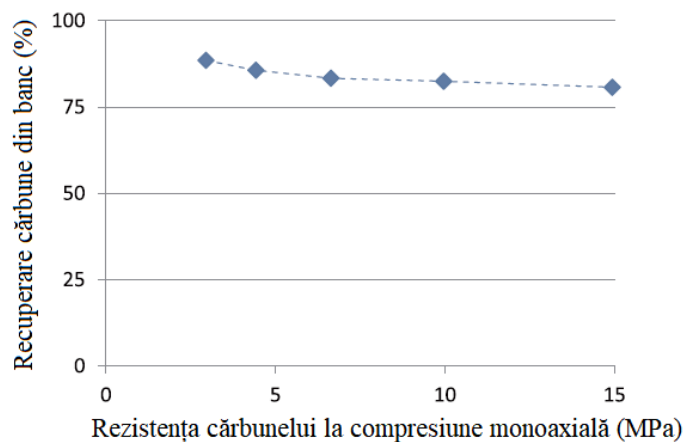


Fig.3.32. Impactul rezistenței cărbunelui asupra procentului de recuperare din banc.

În modelul întocmit au fost luate în considerare patru module de elasticitate pentru cărbune și în funcție de acestea s-a stabilit procentul de recuperare a cărbunelui din banc

(fig.3.33). Se poate vedea că procentul de recuperare a cărbunelui din banc are un trend descrescător pe măsura creșterii modulului de elasticitate. Aceasta deoarece o creștere a modulului de elasticitate va duce la creșterea rigidității cărbunelui și implicit la îngreunarea recuperării lui. Trebuie remarcat că un cărbune mai rigid are o capacitate mai bună de absorbție a tensiunilor și se va rupe mai greu.

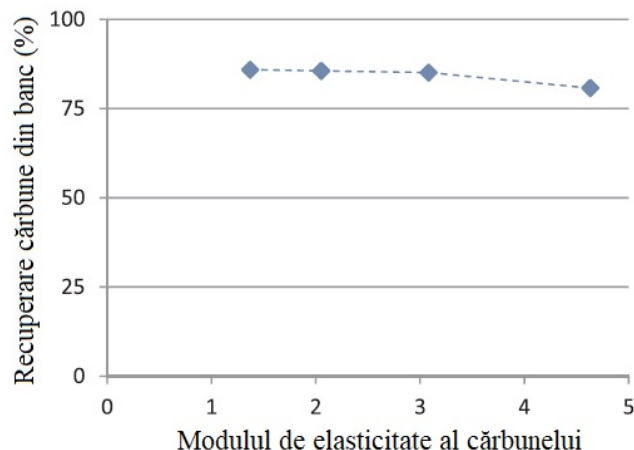


Fig.3.33. Impactul modulului de elasticitate asupra procentului de recuperare din banc.

De asemenea, au fost luate în considerare patru unghiuri de frecare ale discontinuităților din cărbune. În fig.3.34 se poate observa cum procentul de recuperare a cărbunelui descrește pe măsura creșterii unghiului de coeziune. Aceasta denotă că în cazul unui strat gros de cărbune discontinuitățile puternice reduc capacitatea de surpare a cărbunelui din banc și invers.

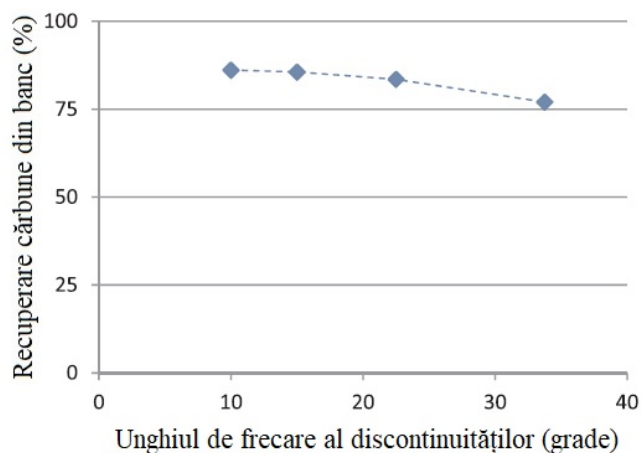


Fig.3.34. Impactul frecării discontinuităților asupra procentului de recuperare din banc.

Creșterea grosimii bancului de cărbune duce la reducerea procentului de recuperare a cărbunelui. Unul dintre motive este dat de faptul că un banc de cărbune gros are nevoie de un spațiu mult mai mare pentru a se rupe și a cădea pe vatră. Înălțimea de tăiere a fost aceeași în cazul tuturor celor patru modele. Așadar, procentul de recuperare a cărbunelui din banc scade pe măsura creșterii grosimii bancului (fig.3.35).

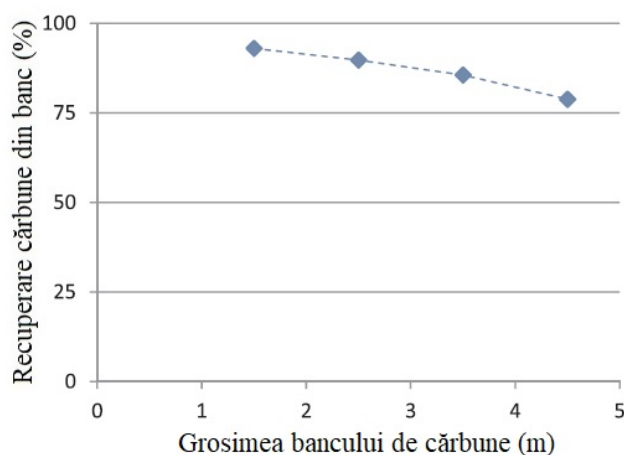


Fig.3.35. Impactul grosimii bancului asupra procentului de recuperare.

Pentru a evalua impactul tensiunii inițiale au fost luate în calcul cinci adâncimi diferite la care se află stratul, în condițiile menținerii aceluiași valori ale tensiunilor orizontale și verticale dinaintea atacării stratului pentru toate variantele. Așa cum se observă în fig.3.36, procentul de recuperare urmează un trend ascendent pe măsura creșterii adâncimii. Tendința poate fi explicată prin faptul că o adâncime mai mare duce la o tensiune mai mare. Implicit, creșterea tensiunii a facilitat o mai ușoară rupere a bancului și, ca urmare, creșterea procentului de recuperare a cărbunelui. Va crește tensiunea de sprijin, în timp ce tensiunea orizontală este diminuată ca urmare a redistribuirii, reducându-se astfel capacitatea portantă de-a lungul frontului de abataj.

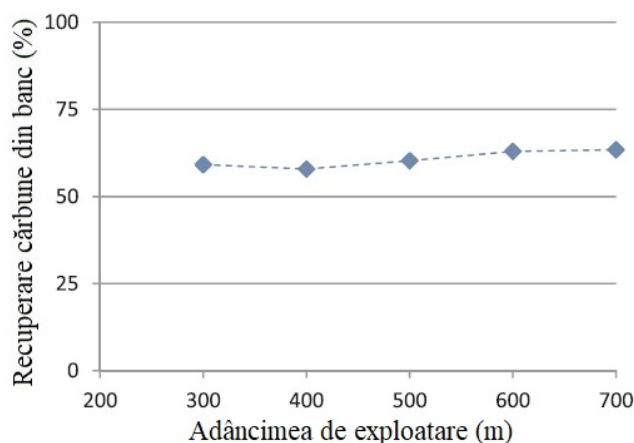


Fig.3.36. Impactul adâncimii asupra procentului de recuperare.

S-a efectuat o analiză de regresie multiplă pentru dezvoltarea unei ecuații predictive privind posibilitatea de surpare a cărbunelui din banc. În acest sens au fost propuși mai mulți parametri (rezistența acoperișului direct, rezistența cărbunelui, modulul elastic, grosimea bancului de cărbune etc.) pentru cazul în care efectele asupra surpării bancului se pot generaliza și pot fi explicate mecanic.

Deoarece impactul pare să fie linear, s-a considerat că modelul cel mai potrivit ar fi o regresie lineară multiplă, care ar trebui să formeze o ecuație simplificată, ușor aplicabilă în etapa de fezabilitate.

Ecuația de regresie este:

$$I_{csc} = 140,89 - 0,225 \cdot \sigma_c - 0,693 \cdot \sigma_{c \text{ cărbune}} - 1,028E - 57,568 \cdot S_{iv} - 0,333 \cdot \varphi_{dc} - 4,85 \cdot h_b + 0,015 \cdot H \quad (3.23)$$

unde: I_{csc} – este indicatorul capacității de surpare a cărbunelui, %;

σ_c – rezistența de rupere la compresiune monoaxială a acoperișului direct, MPa;

$\sigma_{c \text{ cărbune}}$ – rezistența de rupere la compresiune monoaxială in-situ a cărbunelui, MPa;

E – modulul de elasticitate al cărbunelui, GPa;

S_{iv} – spațiul între îmbinările verticale din cărbune, m;

φ_{dc} – unghiul de frecare al discontinuităților din stratul de cărbune, °;

h_b – grosimea bancului de cărbune, m;

H – adâncimea de la suprafață, m

Parametrii din ecuația (3.23) au diferite unități de măsură și, prin urmare, coeficienții lor nu pot fi utilizați pentru compararea impacturilor relative asupra capacității cărbunelui din banc de a se surpa. Este important de remarcat că, în cazul în care stratele de cărbune sunt mai puțin fracturate sau intacte, caracteristicile cărbunelui joacă un rol mai important. Ecuația (3.23) este utilă pentru stabilirea indicatorului capacității de surpare a cărbunelui.

În urma calculelor privind indicatorul I_{csc} s-au obținut rezultatele ilustrate în fig.3.37 după clasele de surpare propuse de Jia (2001).

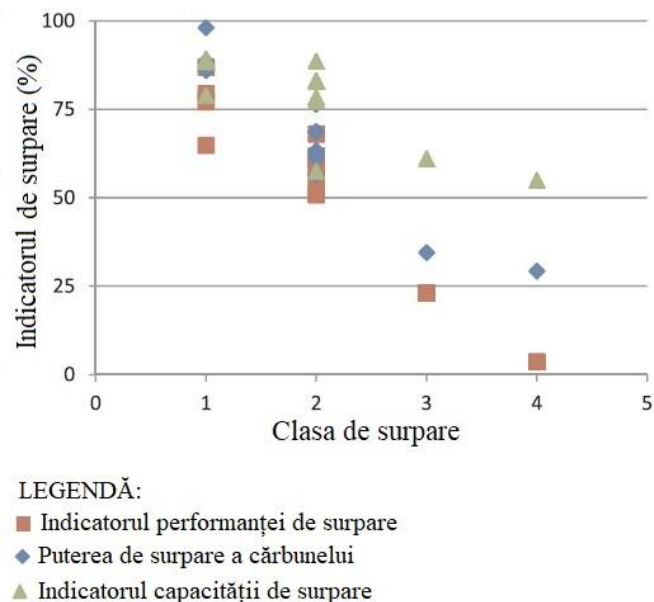


Fig.3.37. Comparație între diverși indicatori privind surparea cărbunelui.

Clasificarea Jia (2001) este recomandată doar pentru o clasificare preliminară, deoarece nu există un indicator realist pentru evaluarea capacității de surpare. Alternativa, în fig.3.38, arată că valoarea prevăzută a indicatorului capacității de surpare este cel mai bine

corelată cu datele reale, așa cum au apreciat Humphries ș.a. (2006) care, la rândul, lor au studiat această problemă. Aceasta dovedește că indicatorul anticipat al capacității de surprare este mai fiabil decât ceilalți.

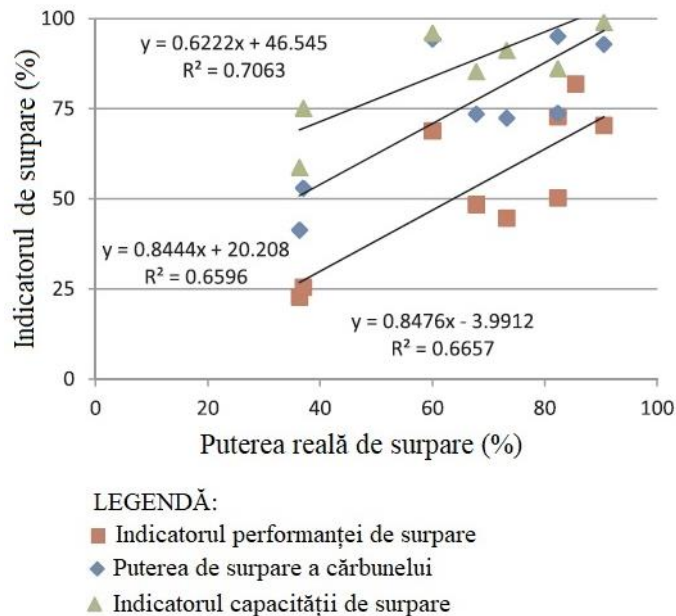


Fig.3.38. Indicatori privind capacitatea de surprare a bancului.

În modelul curent lungimea de avansare a fost considerată de 120 m, ceea ce a permis apariția atât a primeia cât și a celei de-a doua ruperi a acoperișului principal. Cu alte cuvinte, a fost demonstrată ruperea periodică a stratelor din acoperiș.

3.6.5. Analiza comparativă

În comparație cu alte metodologii, observarea vizuală este, fără îndoială, cea mai eficientă metodă de depistare a fracturilor provocate de abatajul frontal. Aceasta oferă informații utile (numărul fracturilor, orientarea lor, deschiderea), dar are dificultăți privind aprecierea dimensiunii fracturilor. Camera foto digitală și metoda de procesare permit obținerea unor imagini mari ale fracturilor. Această metodă necesită costuri ridicate și durate mari de timp, uneori fiind chiar dificil de ajuns în anumite locuri, cum sunt bancul de cărbune și spațiul exploatat.

Datorită costului redus și accesibilității mari, metoda bazată pe fotogrammetrie reprezintă un potențial bun pentru capturarea fracturilor pe suprafețe mari, așa cum este frontul de abataj. De asemenea, spre deosebire de aparatele foto, poate oferi informații despre dimensiunea fracturilor și legăturile existente între fracturi. De aceea, metoda este preferată atunci când se urmăresc fracturile închise.

Pentru experimente de laborator la scară redusă se pot folosi sisteme intensive de monitorizare care să înregistreze comportamentul rocii (tensiuni, permeabilitate, viteza de schimbare) în anumite condiții. Unele dintre măsurători sunt dificil sau chiar imposibil de efectuat. Mai mult, probele de dimensiuni mici nu au suficiente suprafețe care să reprezinte masivul de rocă, caz în care testele de laborator pot fi mai concludente.

Spre deosebire de testele la scară redusă, modelarea fizică poate oferi suficiente date cu privire la suprafețele de stratificare, susținere și chiar acviferele prezente în zonă. În multe cazuri și-a dovedit capacitatea de a modela deplasarea acoperișului și chiar dezvoltarea fracturilor. Atunci când e necesară studierea detaliată a caracteristicilor de rupere, precum dezvoltarea fisurilor în bancul de cărbune, pilier sau abataj, este preferabilă utilizarea modelelor geometrice. Dacă modelului fizic i se poate aplica și tensiune orizontală, atunci acesta poate simula într-o manieră mai realistă condițiile din teren. În comparație cu modelele 2D, modelele fizice 3D corespund mai bine condițiilor din teren, însă nu există metode certificate pentru obținerea fracturilor în interiorul modelului. Pentru modelarea fizică problema cea mai importantă este găsirea materialelor care să poată ilustra mai bine dezvoltarea fracturilor.

Datorită incapacității lor de a simula un sistem complex de fracturi, metodele numerice continue sunt o alegere neinspirată atunci când se dorește modelarea fracturilor produse de abataj. Modelele discontinue și cele hibride (continue/discontinue) sunt cea mai bună alegere în aceste situații. Dimensiunile elementelor sunt esențiale pentru simulare. De aceea este dificilă, dacă nu aproape imposibilă, construirea unui model la scară mare cu elemente foarte fine. Pentru o mai bună reprezentare, în modelele numerice pot fi introduse elemente structurale. Modelele discontinue sunt cele mai utilizate pentru simularea fracturilor produse.

CAPITOLUL 4

SCUFUNDĂRI DISCONTINUE

4.1. TIPURI DE SCUFUNDĂRI DISCONTINUE

Modificarea stării de tensiuni a masivului ca urmare a exploatării în subteran a zăcămintelor de substanțe minerale utile poate duce la perturbări semnificative ale echilibrului rocilor din acoperișul zăcământului, având ca rezultat apariția scufundărilor.

Scufundările discontinue sunt fenomene de rupere locală a rocilor, care iau naștere în zona exploatată și constau în deplasări ale suprafeței (Marian, Onica, Cozma, Goldan ș.a., 2018). În fig.4.1 sunt ilustrate mai multe forme ale acestor scufundări.

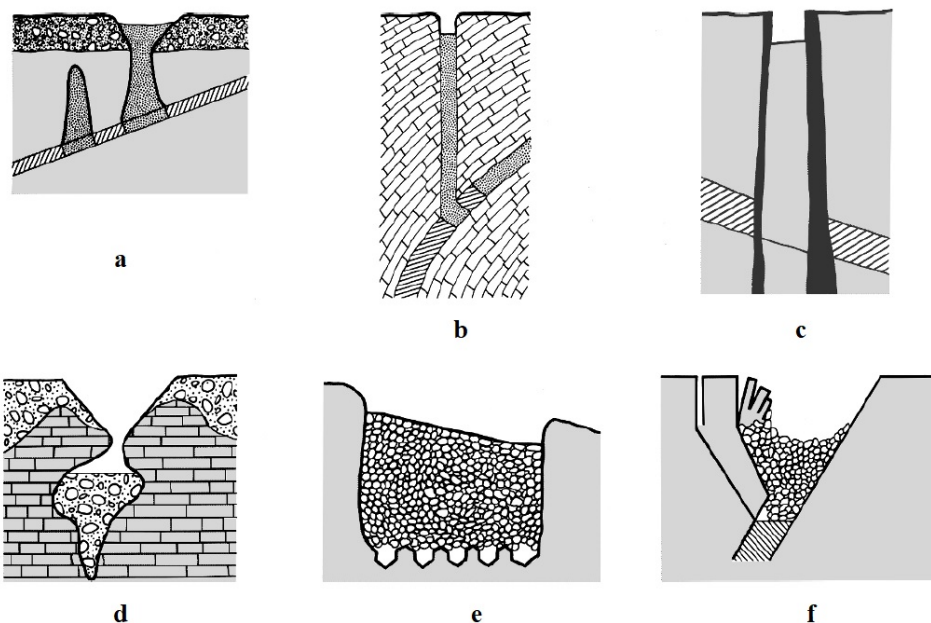


Fig.4.1. Tipuri de scufundări discontinue (Brady & Brown, 2004):
a – goluri de coroană; *b* – coșuri de surpare; *c* – scufundare dinamică; *d* – coș de surpare;
e – scufundare bloc la scară mare; *f* – scufundarea acoperișului.

Golurile de coroană (fig.4.1, *a*) apar ca urmare a surpării acoperișului lucrărilor miniere situate la adâncime mică, în zone abandonate. Pot să mai apară în urma pierderii rezistenței rocilor unui pilier de grosime mică situat deasupra unei lucrări aflate la adâncime mică.

Coșurile de surpare (fig.4.1, *b*) apar în urma migrării progresive către suprafață a unei excavații nesuținute. Este cunoscut faptul că propagarea acestora către suprafață poate fi de ordinul sutelor de metri.

Scufundările dinamice apar atunci când zăcământul exploatat are formă de dyke și este cantonat în roci slabe, uneori fisurate sau chiar surpate (fig.4.1, *c*).

Formele din fig.4.1, *d* sunt cunoscute sub numele de coșuri de surpare. Swedzicki (1999), de exemplu, definește aceste forme ca fiind scufundări cilindrice sau conice rezultate în urma deplasării pe verticală a unei mase de roci situate deasupra unei excavații subterane. El descrie nouă situații de acest gen. În cadrul fenomenelor ce privesc distrugerile miniere, termenul de coș de surpare (sinkhole) trebuie înțeles ca fiind o întrerupere în continuitatea suprafeței terenului de la zi, cu o intensitate foarte mare, datorită unor mișcări locale ale terenului cauzate de excavațiile miniere subterane.

Mecanismul exact de formare a acestora este dificil de stabilit. Jennings ș.a. (1965) au formulat un set de condiții care trebuie să fie îndeplinite pentru apariția coșurilor de surpare. Mecanismul propus de Jennings ș.a. (1965) și De Bruyn ș.a. (2000) precizează în mod expres că dezvoltarea acestor coșuri de surpare este accelerată în mod artificial de prezența în zonă a apei. În mod obișnuit, acest fenomen este strict legat de procesele naturale dezvoltate în masa de rocă (de exemplu sufuziunea), cu toate că extragerea este cauza primară, iar sufuziunea este cauza secundară a deformațiilor terenului de tip coș de surpare (Tajdus & Sroka, 2007).

În fig.4.1, *e* este ilustrată apariția acestui fenomen pe scară largă, asociat metodei de exploatare cu surparea în blocuri, iar fig.4.1, *f* ilustrează scufundarea produsă în urma surpării progresive a rocilor din acoperiș.

4.2. COȘURI DE SURPARE APĂRUTE ÎN URMA EXPLOATĂRII ZĂCĂMINTELOR DE CĂRBUNI

Scufundările discontinue de tipul coșurilor reprezintă o problemă veche în zonele în care s-au desfășurat activități miniere în subteran. Ele apar în general ca urmare a deteriorării acoperișului, care se deplasează către stratele superioare până când interceptează o zonă instabilă. În plus, în urma activității miniere poate crește nivelul apelor subterane, care duce la saturarea rocilor și în final la pierderea stabilității. Geometria coșului este dată de tipul, grosimea și înclinarea stratelor, de adâncimea exploatării, de tensiunile existente etc., iar diametrul său este cuprins între 10 și 15m.

Cauzele principale sunt adâncimea mică de exploatare și acoperișul slab, afectat de discontinuități geologice. Acestea au apărut în diferite zone pe glob, în care exploatarea cărbunelui se face cu camere și pilieri la adâncimi cuprinse între 24,4 și 101,5m.

Piggott și Eynon (1977) definesc adâncimea ca fiind mică în cazul acestor forme de scufundare dacă ea este de maxim 10 ori înălțimea lucrării miniere subterane, în speță a galeriei. Matheson și Eckert-Clift (1986) stabilesc un raport între grosimea acoperișului și grosimea stratului de cărbune, în funcție de care apreciază posibilitatea apariției coșurilor de surpare.

Pentru a înțelege exact natura și dimensiunile acestor scufundări, la nivel mondial au fost create mai multe metode pentru evaluarea riscului și prognozarea lor. Dintre acestea pot fi enumerate: metode empirice, metode semiempirice, modelarea numerică și metoda geofizică.

Coșurile de surpare apar frecvent atunci când zăcămintele de substanțe minerale utile (cărbune, cupru, sare, potasiu) au grosime limitată și sunt extrase cu metoda de exploatare cu camere și pilieri (Onica, Goldan ș.a., 2008), așa cum este ilustrat în fig.4.2.. Gradul de recuperare este maxim atunci când dimensiunea pilierilor este minim acceptată.

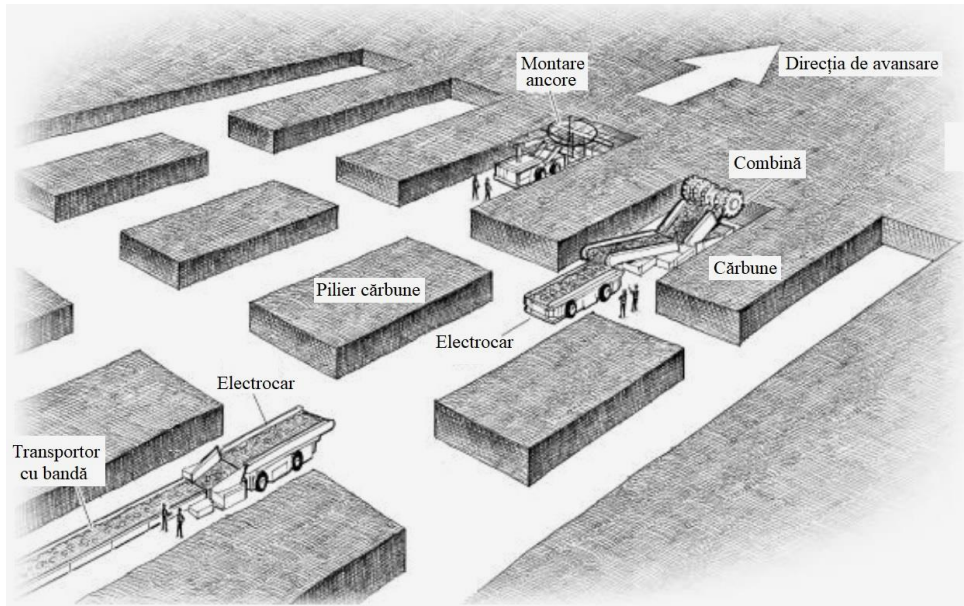
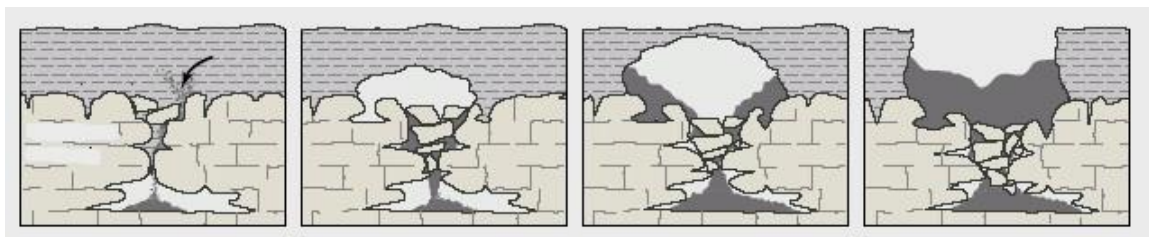


Fig.4.2. Metoda de exploatare cu camere și pilieri (Arch Coal Inc., 2010).

Deformarea terenului datorită mișcării rocilor are drept rezultat crearea unei suprafețe de scufundare al cărei centru este situat în mijlocul zonei afectate de extragerea cărbunelui (fig.4.3).



a



b

Fig.4.3. Coșuri de suprațesare: *a* – imaginea mai multor coșuri de suprațesare;
b – reprezentarea schematică a formării unui coș (Marschalko & Treslin, 2009).

Prognozarea deplasării masei de roci și a efectelor produse la suprafață reprezintă o problemă importantă atunci când activitatea minieră de extragere a cărbunelui are loc într-o zonă muntoasă (Li ș.a., 2006).

Când exploatarea subterană implică o extragere totală, rezultatul este modificarea stării de tensiune din stratele de roci. Necunoașterea exactă a acestora duce la tasarea

suprafeței de la zi și afectarea condițiilor de mediu (Goldan, 2009; Goldan, 2011). Extragerea totală se referă de obicei atât la utilizarea abatajelor cu front lung cât și la o extragere a pilierilor în cazul metodei de exploatare cu camere și pilieri. Din moment ce deformarea suprafeței este o manifestare a stratelor din acoperiș, mișcarea acestora poate fi înțeleasă mai bine prin stabilirea unor modele matematice de prognozare a subsidenței (Rao, 2004).

4.3. MODELAREA ANALITICĂ A COȘURILOR DE SURPARE

4.3.1. Modele geomecanice generale

Principala condiție de apariție a coșurilor de surpare/gropilor la suprafața de la zi este prăbușirea maselor de roci din acoperiș într-un gol subteran și crearea unei zone de surpare sau a unei zone fracturate (sau ambele), care ajunge la stratele de roci de la suprafață (Szwedzicki, 2003). Zona de surpare h_z apare atunci când deasupra excavației a luat naștere o boltă de presiune (fig.4.4) în interiorul căreia rocile au fost sfărâmate și prăbușite într-un gol (Tajdus & Sroka, 2007).

Odată cu creșterea volumului excavației subterane, zona de surpare crește până în momentul în care bucățile de roci sfărâmate reușesc să umple golul subteran (Vereș, Arad, Onica, Goldan ș.a., 2015). În situația în care înălțimea zonei de surpare este mai mare decât înălțimea excavației, forma coșului de surpare care va apărea la suprafață va fi cea din fig.4.5, *a*. În caz contrar, atunci când grosimea masivului de rocă tare este mai mare decât înălțimea zonei de surpare, deasupra acesteia va apărea o zonă de fracturare deschisă, de forma celei din fig.4.5, *b*. Dacă înălțimea golului produs și a zonei de fracturare este mai mică decât grosimea masivului de rocă, la suprafață nu vor apărea coșuri de surpare. Zona aflată între suprafață și zona de surpare este numită zonă de sprijin și se notează cu h_s .

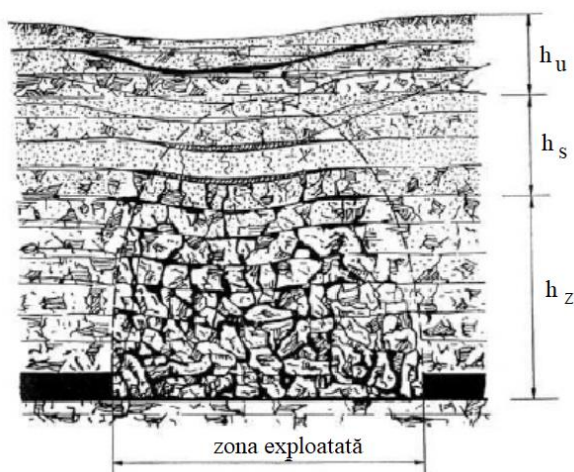


Fig.4.4. Zonele de surpare, fracturare și încovoiere create deasupra excavațiilor generate de fronturile de abataj (Mazurkiewicz ș.a., 1997).

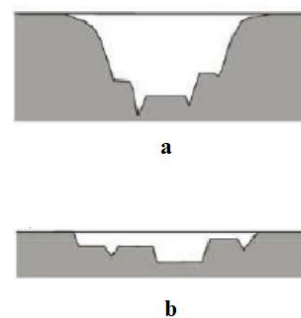


Fig.4.5. Coșuri de surpare (Ryncarz, 1992).

Factorii de bază care influențează apariția coșurilor de surpare sunt următorii: adâncimea de situare a stratului H , grosimea rocilor h_u , parametrii geomecanici ai rocilor, grosimea stratului de cărbune, timpul de existență a golurilor t și alți factori care pot activa

mişcările maselor de roci (puțuri, gropi, solicitări dinamice, strate de nisipuri mișcătoare). Unii dintre acești factori au fost luați în considerare de către cercetători pentru a determina înălțimea zonei de surpare h_z .

Tajduš și Sroka (2007) sintetizează formulele concepute de către mai mulți autori pentru determinarea înălțimii zonei de surpare (tab.4.1).

Tab.4.1. Determinarea înălțimii zonei de surpare (Tajduš & Sroka, 2007).

Nume	Ecuția				
Ritter (1879)	$h_z = \frac{L^2}{16 \cdot c}$ sau $h_z = \frac{\gamma}{8 \cdot c} \cdot \left[L + 2 \cdot g \cdot \text{ctg} \left(45 - \frac{\varphi}{2} \right) \right]^2$				
Kommerel (1912)	$h_z = 100 \cdot \frac{\Delta z}{k_d}$				
Bierbaumer (1913)	<table style="width: 100%; border: none;"> <tr> <td style="text-align: center; width: 50%;"><i>Pentru roci slabe</i></td> <td style="text-align: center; width: 50%;"><i>Pentru roci tari</i></td> </tr> <tr> <td colspan="2" style="text-align: center;"> $h_z = \frac{L}{2} \cdot \text{ctg} \varphi; \quad h_z = H \cdot \left[1 - \frac{H \cdot \text{tg} \varphi \cdot \text{tg}^2 \left(45 - \frac{\varphi}{2} \right)}{L + 2 \cdot g \cdot \text{tg} \left(45 - \frac{\varphi}{2} \right)} \right]$ </td> </tr> </table>	<i>Pentru roci slabe</i>	<i>Pentru roci tari</i>	$h_z = \frac{L}{2} \cdot \text{ctg} \varphi; \quad h_z = H \cdot \left[1 - \frac{H \cdot \text{tg} \varphi \cdot \text{tg}^2 \left(45 - \frac{\varphi}{2} \right)}{L + 2 \cdot g \cdot \text{tg} \left(45 - \frac{\varphi}{2} \right)} \right]$	
<i>Pentru roci slabe</i>	<i>Pentru roci tari</i>				
$h_z = \frac{L}{2} \cdot \text{ctg} \varphi; \quad h_z = H \cdot \left[1 - \frac{H \cdot \text{tg} \varphi \cdot \text{tg}^2 \left(45 - \frac{\varphi}{2} \right)}{L + 2 \cdot g \cdot \text{tg} \left(45 - \frac{\varphi}{2} \right)} \right]$					
Protodiakonow (1930)	<table style="width: 100%; border: none;"> <tr> <td style="text-align: center; width: 50%;"><i>Pentru roci slabe</i></td> <td style="text-align: center; width: 50%;"><i>Pentru roci tari</i></td> </tr> <tr> <td colspan="2" style="text-align: center;"> $h_z = \frac{L}{2 \cdot \text{tg} \varphi}; \quad h_z = \frac{L}{2 \cdot \mu}$ </td> </tr> </table>	<i>Pentru roci slabe</i>	<i>Pentru roci tari</i>	$h_z = \frac{L}{2 \cdot \text{tg} \varphi}; \quad h_z = \frac{L}{2 \cdot \mu}$	
<i>Pentru roci slabe</i>	<i>Pentru roci tari</i>				
$h_z = \frac{L}{2 \cdot \text{tg} \varphi}; \quad h_z = \frac{L}{2 \cdot \mu}$					
Cymbariewicz (1933)	<table style="width: 100%; border: none;"> <tr> <td style="text-align: center; width: 50%;"><i>Pentru roci granulare-coezive</i></td> <td style="text-align: center; width: 50%;"><i>Pentru roci tari</i></td> </tr> <tr> <td colspan="2" style="text-align: center;"> $h_z = \frac{L + 2 \cdot g \cdot \text{ctg} \left(45 + \frac{\varphi}{2} \right)}{2 \cdot \text{tg} \varphi}; \quad h_z = \frac{L}{\mu} + g \cdot \text{tg} \left(45 - \frac{\varphi}{2} \right)$ </td> </tr> </table>	<i>Pentru roci granulare-coezive</i>	<i>Pentru roci tari</i>	$h_z = \frac{L + 2 \cdot g \cdot \text{ctg} \left(45 + \frac{\varphi}{2} \right)}{2 \cdot \text{tg} \varphi}; \quad h_z = \frac{L}{\mu} + g \cdot \text{tg} \left(45 - \frac{\varphi}{2} \right)$	
<i>Pentru roci granulare-coezive</i>	<i>Pentru roci tari</i>				
$h_z = \frac{L + 2 \cdot g \cdot \text{ctg} \left(45 + \frac{\varphi}{2} \right)}{2 \cdot \text{tg} \varphi}; \quad h_z = \frac{L}{\mu} + g \cdot \text{tg} \left(45 - \frac{\varphi}{2} \right)$					
Segal (1934)	$h_z = \frac{1 - 2 \cdot v}{4 \cdot v} \cdot L - g$				
Slesariew (1940)	<table style="width: 100%; border: none;"> <tr> <td style="text-align: center; width: 50%;"><i>Pentru roci slabe</i></td> <td style="text-align: center; width: 50%;"><i>Pentru roci tari</i></td> </tr> <tr> <td colspan="2" style="text-align: center;"> $h_z = \frac{L^2}{4 \cdot H} \cdot \text{ctg} \left(45 - \frac{\varphi}{2} \right); \quad h_z = \frac{\gamma \cdot L^2}{16 \cdot R_r}$ </td> </tr> </table>	<i>Pentru roci slabe</i>	<i>Pentru roci tari</i>	$h_z = \frac{L^2}{4 \cdot H} \cdot \text{ctg} \left(45 - \frac{\varphi}{2} \right); \quad h_z = \frac{\gamma \cdot L^2}{16 \cdot R_r}$	
<i>Pentru roci slabe</i>	<i>Pentru roci tari</i>				
$h_z = \frac{L^2}{4 \cdot H} \cdot \text{ctg} \left(45 - \frac{\varphi}{2} \right); \quad h_z = \frac{\gamma \cdot L^2}{16 \cdot R_r}$					
Pokrowski (1948)	$h_z = \frac{3 \cdot g}{2 \cdot (k_r - 1)}$				
Cytowicz (1951)	$h_z = \frac{L + 2 \cdot g \cdot \text{tg} \left(45 + \frac{\varphi}{2} \right)}{2}$				
Saustowicz (1968)	$h_z = \sqrt{\left(\frac{g}{2} \right)^2 + \left(0,5 \cdot \left(m - 2 + (m - 1) \cdot \frac{R_r}{p_z} \right)^2 \cdot \left(\frac{L}{2} \right)^2 \right)} - \frac{g}{2}$				
Ruppeneit (1954)	$h_z = \frac{L}{2} \cdot \left\{ \left[\left(\frac{2 \cdot \gamma \cdot H}{R_r} - 1 \right) \cdot \sin \varphi + 1 \right] \cdot \exp \frac{1 - \sin \varphi}{2 \cdot \sin \varphi} - 1 \right\}$				

Mohr (1954)	$h_z = \frac{\nu \cdot L}{2 \cdot (1 - \nu)}$
Gmoszyński (1960)	$h_z = \frac{0,5 \cdot L \cdot \ln\left(\frac{\gamma \cdot H}{c}\right)}{1 + \operatorname{tg} \varphi \cdot \operatorname{tg}^2\left(45 - \frac{\varphi}{2}\right)}$
Orłow (1961)	$h_z = \frac{0,8 \cdot \sqrt[3]{H} \cdot \left[L + 2 \cdot g \cdot \operatorname{ctg}\left(45 + \frac{\varphi}{2}\right) \right]}{\mu}$
Borisow (1962)	$h_z = \frac{1,7 \cdot L \cdot R_r}{\sqrt{(2 \cdot \gamma \cdot H)^2 - 11 \cdot R_r^2}}$
Jerżanow (1962)	$h_z = \frac{1 - 2 \cdot \nu}{4 \cdot \nu} \cdot \left[L + 2 \cdot g \cdot \operatorname{tg}\left(45 - \frac{\varphi}{2}\right) \right]$
Szirow (1969)	$h_z = \frac{0,5 \cdot L + \left(K_c \cdot \frac{\lambda \cdot H}{R_c - 1} \right) \cdot g \cdot \operatorname{tg}\left(45 - \frac{\varphi}{2}\right)}{K_K \cdot \mu}$
Szirow (1973)	$h_z = 0,5 \cdot \left(\sqrt{L^2 - g^2} - g \right)$ presupunând că: $\frac{2 \cdot \gamma \cdot H}{R_c} \leq 1$
Jarosz (1977)	$h_z = g \cdot \left(\frac{3}{4} \cdot \frac{k_r + 1}{k_r - 1} + \frac{1}{2} \right)$
Arkuszewski (1978)	$h_z = g \cdot \left[\frac{4 \cdot (k_r + 1) - \pi \cdot (k_r - 1)}{2 \cdot \pi \cdot (k_r - 1)} \right]$

Simboluri: L – lățimea excavației; H – adâncimea excavației; ΔZ – convergența stratelor inferioare neexcavate; γ – densitatea; φ – unghiul de frecare interioară; μ – coeficientul lui Protodiakonow pentru rocile compacte; k_d – afânarea rocilor; c – coeficientul lui Ritter pentru rocile compacte; g – grosimea excavației; R_r , R_c – rezistența uniaxială la întindere și compresiune a masei de roci; ν – coeficientul lui Poisson; K_C – coeficientul concentrației tensiunilor de compresiune; k_r – coeficientul de afânare a rocilor; $m = 1 / \nu$ – constanta lui Poisson; p_z – presiunea verticală.

În lucrările științifice apărute de-a lungul timpului pe subiectul formării zonei de roci degradate care se creează deasupra excavațiilor miniere, au fost determinate unele ecuații pentru calculul înălțimii zonei de fracturare h_s (Sałustowicz, 1968; Gajoch și Piechota, 1973; Jarosz, 1977; Palchik, 2005). Unii autori prezintă diverse ecuații pentru determinarea înălțimii zonei de fracturare, de exemplu: Gajoch și Piechota (1973) au propus definirea înălțimii de fracturare ca fiind $h_s = (1 \div 1,5) \cdot g$; Arkuszewski (1973) a prezentat-o diferit, determinând înălțimea lui h_s ca fiind:

$$h_s = \pm \frac{a}{b} \cdot \sqrt{\frac{(L + g \cdot \operatorname{tg} \alpha)^2 \cdot \left(\left(\frac{a}{b} \right)^2 \cdot \operatorname{tg}^2 \alpha + 1 \right)}{4 \cdot \left(1 - \left(\frac{a}{b} \right)^2 \cdot \operatorname{tg}^2 \alpha \right)^2}} - \frac{g}{2} \quad (4.1)$$

unde: a , b – jumătate din lățimea și înălțimea elipsei cu centrul în interiorul excavațiilor; α – unghiul planului de alunecare de forfecare la limita excavației; Heasley (2004) a susținut că zona h_s ajunge la $42g - 60g$ (media $50g$); Kendorski, Roosendaal & Bai (1995) o determină utilizând următoarea formulă:

$$h_s = \frac{100 \cdot g}{c_3 \cdot g + c_4} \quad (4.2)$$

unde: c_3 , c_4 sunt coeficienți ce depind de litologia stratelor (tab. 4.2).

Tab.4.2. Coeficienți pentru înălțimea medie a zonei de fracturare.

Litologia stratelor	Rezistența la compresiune, [MPa]	Coeficienții	
		c_3	c_4
Tare și rezistent	>40	1,2	2
Medium rezistent	20-40	1,6	3,6
Moale și slab	<20	3,1	5

În cazul în care înălțimea definită a zonei de surpare sau de rupere depășește valoarea adâncimii excavației, atunci la suprafața de la zi va apărea un coș/groapă de surpare. Parametrii acestor coșuri de surpare pot fi determinați folosind ecuațiile analitice. De exemplu, folosind ecuațiile de mai jos, parametrii coșurilor de surpare pot fi definiți astfel:

- razele elipsei coșului/gropii de surpare (r_{11} , r_{12}):

$$r_{11} = \sqrt[3]{\frac{3 \cdot V_p \cdot \left(h_g + \frac{g}{2} \right)}{k_r \cdot \pi \cdot \operatorname{tg} \alpha}} \cdot \frac{L}{D} \quad (4.3)$$

$$r_{12} = r_{11} \cdot \frac{D}{L} \quad (4.3)$$

unde: V_p este volumul zonei excavate; h_g – grosimea masei de roci tari; α – unghiul de înclinare a coșului de surpare (același cu unghiul de așezare a materialului); L – lățimea excavației; D – lungimea excavației.

- raza cercului coșului de surpare:

$$r_l = \sqrt[3]{\frac{3 \cdot V_p \cdot \left(h_g + \frac{g}{2} \right)}{k_r \cdot \pi \cdot \operatorname{tg} \alpha}} \quad (4.4)$$

- adâncimea coșului/gropii de surpare (w_l):

$$w_l = r_{l1} \cdot tg\alpha \quad \text{presupunând că} \quad w_l \leq h_{n1} + l_p \cdot tg\alpha \quad (4.5)$$

unde: h_{n1} este grosimea rocilor argiloase moi; l_p – raza golului.

4.3.2. Modele geomecanice simple

Vor fi prezentate câteva dintre numeroasele modele geomecanice bazate pe echilibrul forțelor sau tensiunilor.

Modelul lui Liszkowski

Bazat pe modelul lui Terzaghi (1943) și al lui Protodjakonow (1926), Liszkowski (1973) a presupus că deasupra excavației se formează o zonă de surpare în formă de boltă arcuită cu înălțimea H_{Br} :

$$H_{Br} = \frac{\frac{W}{2} + M \div tg\left(45^\circ + \frac{\theta}{2}\right)}{k} \quad (4.6)$$

în care: H_{Br} este înălțimea zonei de surpare în formă de boltă arcuită; W – lățimea excavației; M – înălțimea excavației; θ – unghiul de frecare interioară; k – coeficientul de tărie a rocilor după Protodjakonov.

Coeficientul de tărie a rocilor k după Protodjakonow (1926) este un indicator general al rezistenței masei de roci și poate fi definit astfel:

$$k = \frac{\sigma_c}{10} \quad (4.7)$$

unde σ_c este rezistența la compresiune monoaxială, N/mm².

Pe baza acestui coeficient Protodjakonow a împărțit masele de roci în 15 categorii, după cum se arată în tabelul 4.3.

Tab.4.3. Clasificarea masivului de roci (după Protodjakonow, 1926)

Categoria		Tipuri de mase de roci	Coeficientul de tărie a rocilor k
I	Extra tare	cuarțit compact, bazalt	20
II	Foarte tare	riolit, rocă granitică foarte tare, granit compact, șist cuarțitic, gresie și calcar foarte tare	15
III	Tărie normală	Granit, gresie și calcar foarte compact, minereu de fier, conglomerat	10
III-a	Tărie normală	dolomit, calcar și gresie compactă, marmură	8
IV	Destul de tare	cuarțite fisurat, gresie obișnuită	6
IV-a	Destul de tare	șisturi grezos argilos, șist grezos	5
V	Tărie moderată	șist, gresie și calcar, conglomerat șistos moale	4
V-a	Tărie moderată	șist mai moale, marnă, minereu de fier mai slab	3

VI	Destul de moale	șist moale, calcar foarte moale, gresie fisurată, cretă, sare gemă, gips, pământ înghețat, cărbune, marnă	2,2
VI-a	Destul de moale	șist descompus, cărbune tare, argilă întărită, minereu de fier umed și moale	1,5
VII	Moale	argilă presată, cărbune de rezistență medie, sol argilos	1
VII-a	Moale	loess, cărbune moale	0,8
VIII	Sol	sol agricol, turbă, nisip umed	0,6
IX	Pământ	nisip, pietriș cu granulație fină, roci haldate	0,5
X	Lichid	nisip mișcător, sol noroios, sol foarte umed	0,3

H'' definește limita inferioară a zonei tensiunilor de întindere în conformitate cu Therzaghi (1943):

$$H'' = \frac{5}{2} \cdot \frac{c}{\rho \cdot g} \cdot \tan\left(45^\circ + \frac{\theta}{2}\right) \quad (4.8)$$

unde: H'' este limita inferioară a zonei tensiunilor de întindere; c – coeziunea; ρ – densitatea; g – accelerația gravitațională; θ – unghiul de frecare interioară.

Dacă zona surpată atinge sau depășește această limită, atunci există condiții de formare a coșurilor de surpare.

Modelul lui Jarosz

Jarosz (1975) a luat în considerare strate de argilă și nisip cu grosimea H'' , presupunând că se dezvoltă un coș de surpare vertical dacă există o zonă surpată în formă de boltă arcuită cu înălțimea H_{Br} care atinge aceste strate (fig.4.6).

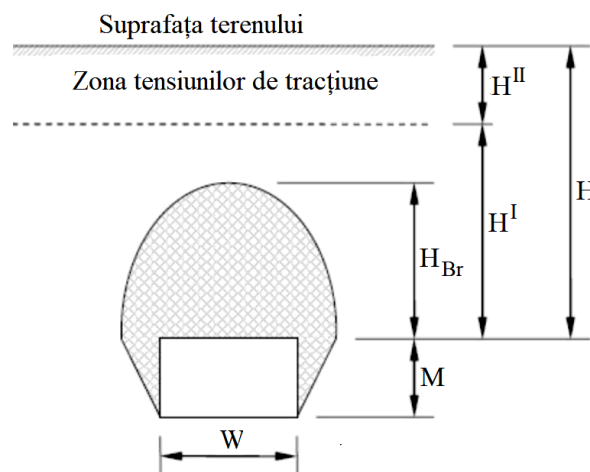


Fig.4.6. Modelul bolții arcuite de surpare.

Distanța de la acoperișul excavației până la limita inferioară a zonei tensiunilor de întindere este reprezentată de grosimea H^I . Se preconizează apariția unui coș de surpare dacă $H^I < H_{Br}$. Înălțimea H_{Br} a zonei bolții arcuite de surpare se calculează astfel:

$$H_{Br} = \frac{W}{2} \cdot \left(\frac{1}{v} - 1\right) - \frac{M}{2} \quad (4.9)$$

unde: H_{Br} este înălțimea zonei bolții arcuite de surpare; W – lățimea excavației; M – înălțimea excavației; ν – coeficientul lui Poisson.

Modelul lui Penzel

Penzel (1980) ia în considerare un corp de rupere axial simetric și pune în echilibru forțele tangențiale (forța motrice vs. rezistența la frecare). El presupune că stratele situate deasupra excavației sunt omogene. Nu ia în considerare afănarea masei de roci.

Limita de grosime H_{max} se calculează cu relația:

$$H_{max} = \frac{\frac{W}{2} - 2 \cdot \frac{c}{\rho \cdot g}}{\tan(\theta) \cdot \lambda} \quad (4.10)$$

unde: H_{max} este grosimea limită a masei de roci; c – coeziunea masei de roci; ρ – densitatea masei de roci; g – accelerația gravitațională; θ – unghiul de frecare interioară; λ – coeficientul împingerii laterale.

4.4. MODELAREA NUMERICĂ A COȘURILOR DE SURPARE

Metodele numerice utilizate frecvent pentru simularea fenomenelor de scufundare și a coșurilor/gropilor de surpare sunt: metoda elementelor finite (FEM – Finite Element Method), metoda diferențelor finite (FDM – Finite Difference Method) și metoda elementelor discrete (DEM – Discrete Element Method), inclusiv metodele bazate pe particule (PFC).

Pentru a putea folosi metodele numerice, modelul geomecanic trebuie să fie simplificat. Noile metode numerice permit studierea coșurilor de surpare și a gropilor apărute la suprafața terenului luând în considerare numeroși parametri importanți cu o influență semnificativă asupra deformării suprafeței, ca de exemplu: litologia terenului, calitatea și parametrii stratelor de roci, discontinuitățile masivului de roci, influența excavațiilor subterane asupra parametrilor maselor de roci (valorile, discontinuitățile și anizotropia). Ca urmare a numeroaselor situații apărute în teren, au apărut și moduri diferite pentru a determina mecanica ruperii rocilor din acoperișul excavațiilor subterane situate la adâncimi reduse și generarea coșurilor de surpare la suprafața terenului folosind metode numerice (Tajduš & Sroka, 2007).

În principal, aceste modele depind de metodele numerice selectate (adică metoda elementelor finite, metoda elementelor discrete, metoda diferențelor finite, metoda elementelor de frontieră) și, de asemenea, de condițiile la frontieră ale modelelor.

Unii cercetători au propus o metodă numerică bazată pe metoda diferențelor finite (FDM), prin care s-ar putea determina probabilitatea de apariție a coșurilor de surpare în cazul excavațiilor situate la adâncime mai redusă. Metoda se numește "reducerea rezistenței la forfecare" și presupune că procesul de distrugere a maselor de roci de deasupra excavațiilor conduce la scăderea valorii parametrilor de rezistență ai rocilor. Metoda stabilește planul suprafeței de alunecare în locurile din masiv unde apare imediat starea de echilibru dintre tensiunile de forfecare și rezistențele la forfecare. Analiza stabilității folosind reducerea rezistenței la forfecare este o simulare, unde coeziunea c și unghiul de frecare φ se reduc până la momentul apariției ruperii rocilor. Pentru acest tip de analiză a fost adaptat mediul elasto-plastic bazat pe criteriul plastic modificat Coulomb-Mohr.

Această metodă a fost utilizată pe scară largă în numeroase cazuri particulare, cum ar fi exploatarea minieră la zi și ingineria clădirilor, analiza stabilității pantelor și taluzurilor etc. În aceste cazuri calitatea stratelor este identificată mult mai bine. De aceea, folosind această metodă pentru a calcula stabilitatea excavațiilor miniere subterane situate la adâncime redusă, s-a presupus că valoarea factorului de siguranță este egală cu 1,7 (este mai mult decât în celelalte cazuri prezentate).

Următoarele exemple simple ilustrează potențialul tehnicilor numerice de simulare pentru a prognoza albiile de scufundare sau apariția gropilor de scufundare, bazate pe legi și parametri constitutivi geomecanici. În comparație cu metodele geodezice, bazate pe tehnici topografice, sau cu metodele empirice sau statistice, metodele numerice pot funcționa fără date preexistente, locale sau date despre coșurile de surpare. Totuși, aceste metode necesită cunoașterea caracteristicilor fizico-mecanice ale rocilor.

4.4.1. Modelarea conceptuală și numerică

Orice modelare numerică este separată în două faze succesive:

- faza I: modelul conceptual;
- faza a II-a: modelul numeric.

Prima fază constă în dezvoltarea unei strategii de modelare care include deciziile generale despre simulare și intrările.

A doua fază cuprinde programarea, alocările specifice, legile constitutive, condițiile inițiale și la limită, modelul corespunzător și evaluările.

Modelul conceptual începe cu o analiză și modelare a sarcinilor, a bazei de date disponibile și cuprinde mai multe etape: preplanificare, dimensionare, construire, monitorizare, analiză ulterioară.

În preplanificare există de multe ori doar o bază de date foarte limitată, bugetul este limitat, iar așteptările privind precizia predictivă sunt mai reduse. Prin urmare, modelarea numerică este limitată în această etapă la geometrii simplificate, legi constitutive simple și la respectarea unor etape mai puțin constructive. Această fază include, de asemenea, compararea diferitelor concepte. Scopul acestei faze este de a stabili principalele caracteristici geomecanice, detaliile proiectului, de a obține mărimea corectă a tensiunilor și deformărilor pentru o înțelegere mai profundă a proceselor geomecanice. De asemenea, se compară și se evaluează diversele metode de construcție a modelului.

Dimensionarea și planificarea detaliată necesită o bază de date importantă și cuprinzătoare. Comportamentul materialelor și interacțiunea dintre masa de rocă și structură trebuie să fie descrise în detaliu de legile corespunzătoare.

Etapa de construcție se caracterizează prin utilizarea modelării numerice în paralel cu operațiunile efectuate in situ. În această fază modelul trebuie corectat, actualizat, îmbunătățit pe baza măsurătorilor și observațiilor efectuate in situ. Modelul este utilizat pentru a explica și interpreta observațiile și poate fi utilizat pentru anticiparea efectului modificărilor pe termen scurt în timpul construcției sau pentru efectuarea unei analize a erorilor în cazul oricărui dezastru (eșec).

Fazele de monitorizare și analiză ulterioară încep în mod normal când construcția este încheiată, fiind disponibile date și observații de măsurare in situ pentru masa de rocă aflată în interacțiune.

Scopul modelării în timpul acestor faze este contraponderarea parametrilor sau analiza situațiilor de defectare. Efectuarea cercetării fundamentale sau aplicate poate avea o abordare destul de diferită și depinde foarte mult de modelare.

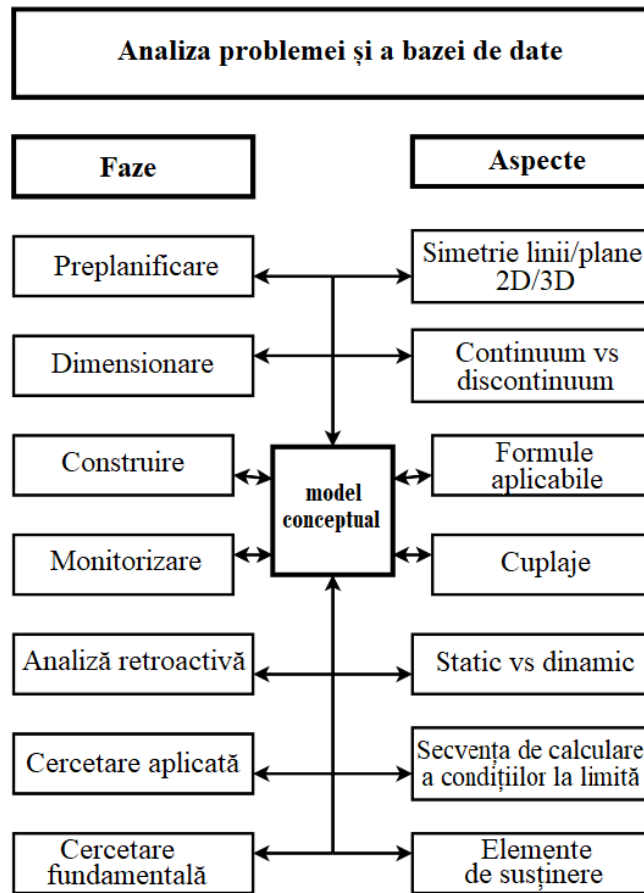


Fig.4.7. Modelul conceptual.

Dacă faza a fost definită corespunzător, trebuie luate în considerare mai multe aspecte, conform fig.4.7. În special, trebuie discutate următoarele întrebări:

- Problema trebuie modelată tridimensional sau este suficientă o abordare bidimensională? Dacă da, cum pot fi definite liniile/planurile de simetrie? În ceea ce privește simetria, nu doar geometria trebuie luată în considerare, ci și alți factori, cum ar fi starea de tensiuni, anizotropia materialului etc.
- Care este cea mai potrivită cale de a aborda modelarea: o abordare continuă sau discontinuă? Acest lucru este decisiv în alegerea software-ului corespunzător.
- Ce tip de model constitutiv este adecvat (elastic, elasto-plastic, vâsco-elasto-plastic sau altele)?
- Simularea poate fi efectuată pur mecanic sau trebuie avute în vedere cuplaje?
- Avem o problemă statică pură, inclusiv probleme cvasistatice sau este necesar să includem efecte dinamice precum propagarea undelor etc.?
- Etapele de excavare, montarea susținerii trebuie luate în considerare pentru a evalua starea de tensiuni?
- Care sunt principalele condiții inițiale și la limită?

A doua fază începe, de asemenea, cu o analiză detaliată a bazei de date și a solicitărilor cu privire la rezultatele ce ar trebui obținute și verificate. După această analiză, configurarea modelului începe cu definirea condițiilor inițiale și la limită, a secvenței de calcul, a specificațiilor legilor constitutive și a parametrilor acestora sub forma unui script de introducere sau a unui dialog orientat pe meniuri. În cazul apariției unei probleme sau ambiguități în testarea comportamentului, este util să se elaboreze modele mici și să se realizeze simulările de test până la rezolvarea problemei. Apoi se începe simularea numerică și se păstrează rezultatele modelului pentru o evaluare ulterioară. Totuși, înainte de începerea raportării, rezultatele modelării trebuie verificate cu atenție (Goldan ș.a., 2014).

Trebuie parcurse următoarele etape:

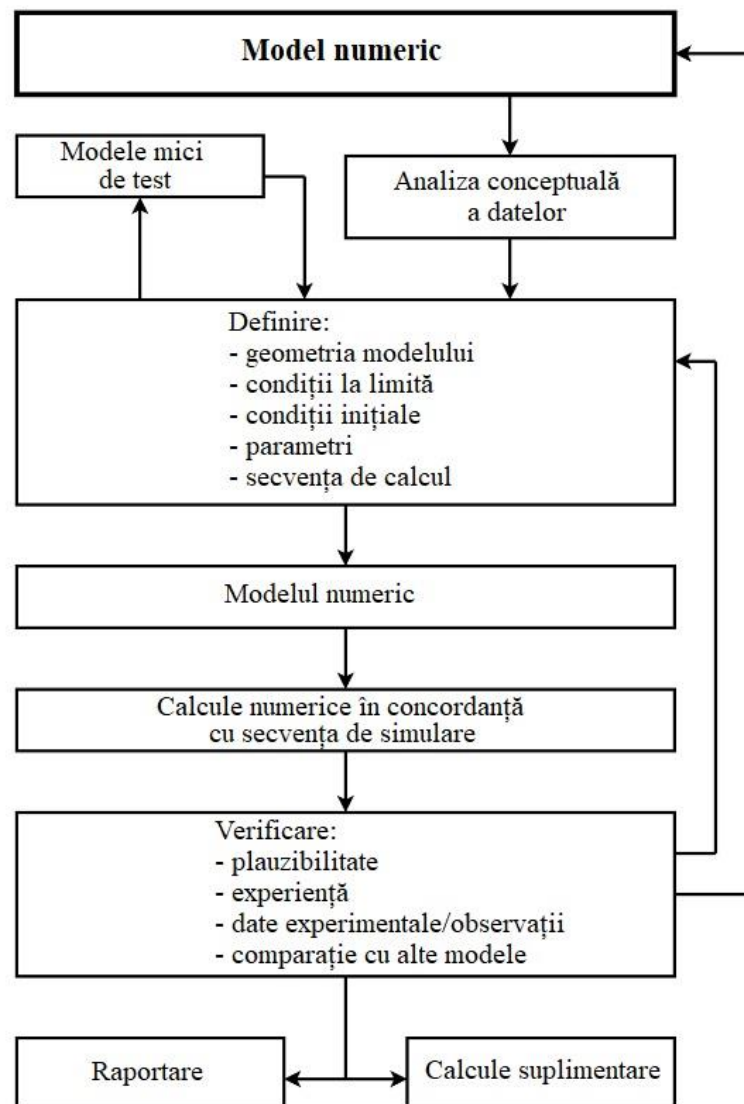


Fig.4.8. Modelul numeric.

- Verificare: valorile fizice obținute sunt fezabile în general? (Deformarea generală și starea de tensiuni sunt logice?)
- Analiza rezultatelor pe baza experienței: rezultatele modelului sunt localizate în domeniul de experiență și, dacă nu, acestea pot fi explicate logic?

- Comparație directă cu măsurători/observații in situ: această abordare este cea mai bună alegere și trebuie utilizată întotdeauna.
- Comparația cu alte metode de calcul: fie abordări alternative de simulare numerică, fie soluții semianalitice; adesea este necesară cel puțin pentru proiecte importante.

După verificarea rezultatelor proiectul fie se finalizează prin scrierea unui raport, fie urmează simulări suplimentare sub forma unui studiu de parametri, analiza sensibilității, optimizare, comparație între variante etc.

Dacă rezultatele modelării nu sunt cele scontate, trebuie verificat dacă există o eroare conceptuală (de ex. un parametru greșit, o condiție inițială greșită etc.) sau un alt tip de eroare în interiorul modelului numeric. În funcție de această evaluare se revine înapoi în interiorul programului, se fac corecțiile necesare, apoi se execută din nou toți pașii următori.

Întotdeauna este utilă efectuarea simulărilor geotehnice în paralel. În cele din urmă, acest lucru duce la eficiență economică, permițând totodată optimizarea și posibilitatea de a reacționa la situații problematice, de natura surprărilor. Dacă se aplică o astfel de strategie, modelul numeric va fi modificat pas cu pas și îmbunătățit prin ajustări, în conformitate cu observațiile și rezultatele efective ale măsurătorilor. Acest lucru permite îmbunătățirea preciziei prognozelor.

Verificarea are rolul de a demonstra că este corectă implementarea fizico-matematică a algoritmilor și modelelor dorite. În majoritatea cazurilor, acest lucru se face prin comparație cu soluții analitice sau soluții numerice numite frecvent "reper".

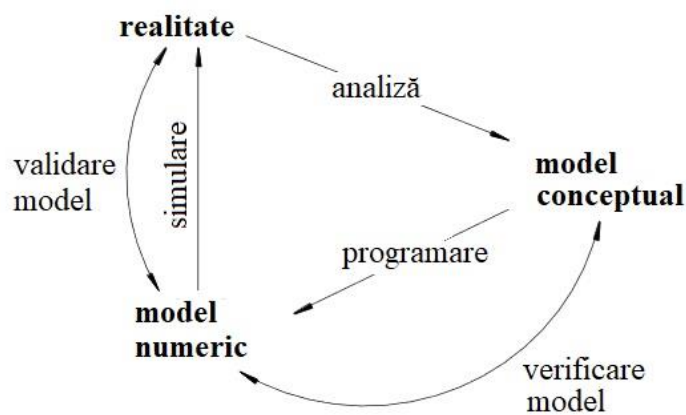


Fig.4.9. Rolul verificării și validării în cadrul simulării și dezvoltării software-ului.

Validarea este procesul prin care se determină în ce măsură modelul de bază reprezintă realitatea într-o manieră corectă din perspectiva aleasă. În majoritatea cazurilor acest lucru se realizează prin comparație cu observațiile și măsurătorile in situ sau în laborator (fig.4.10).

Dacă predicția efectuată se află în afara zonei de validare, incertitudinea se mărește și predicția poate fi chiar îndoielnică. Informații mai detaliate despre verificare și validare se găsesc în general în Trucano ș.a. (2002), Oberkampff ș.a. (2003), Thackeretal (2004), Schwer (2005) și Konietzky (2018).

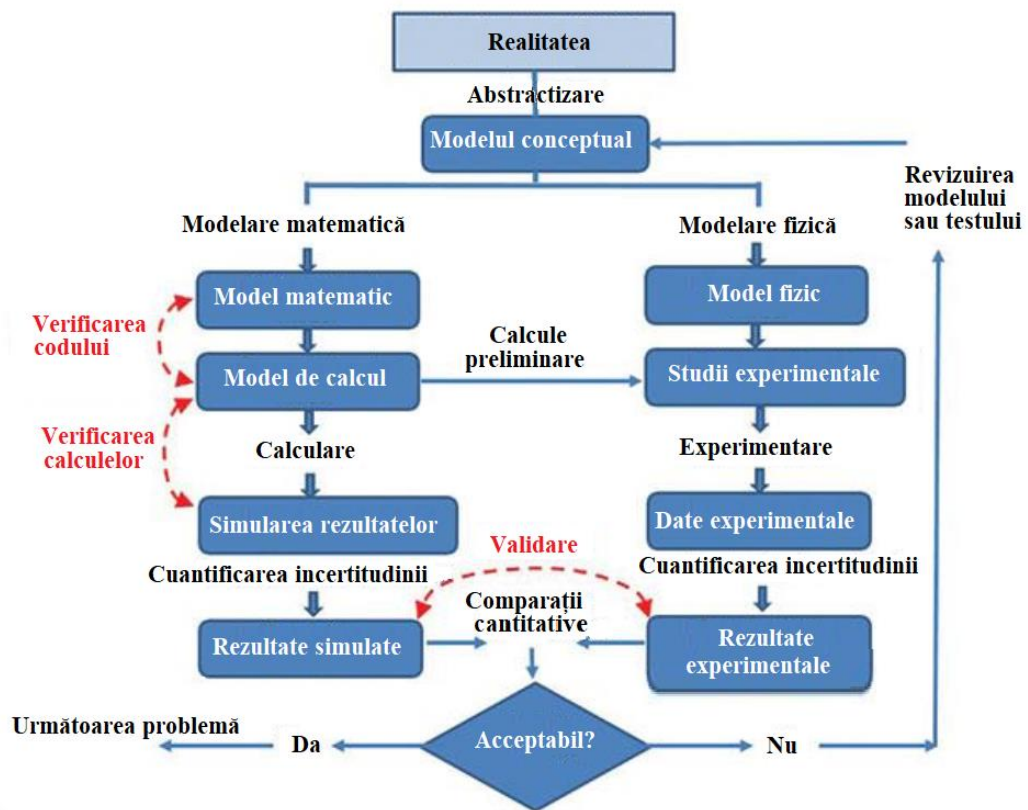


Fig.4.10. Schema logică de verificare și validare.

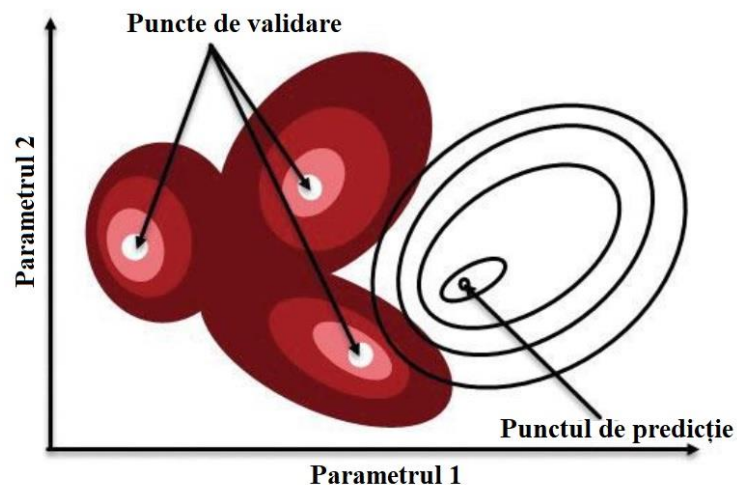


Fig.4.11. Incertitudinea în validare.

Calibrarea este procesul de ajustare a parametrilor modelului astfel încât valorile măsurate să fie reproduse într-o manieră satisfăcătoare. Cerințele preliminare sunt verificate și validate cu succes. Calibrarea se poate realiza printr-o procedură de încercare bazată pe analize in situ și teste de laborator sau prin optimizare matematică.

Modelul este testat sistematic cu diverse seturi de parametri și este evaluat în funcție de parametrii de intrare.

Analiza de sensibilitate investighează sensibilitatea ieșirilor modelului în funcție de parametri de intrare variabili. Acest studiu poate fi efectuat în funcție de parametri sau într-un mod mai sofisticat și mai eficient prin eșantionarea cu verificare statistică.

Analiza de incertitudine este o modelare probabilistică pentru a determina influența parametrilor de intrare în răspunsul modelului.

4.4.2. Ipoteza mediului discontinuu

Dezvoltarea coșurilor de surpare este un proces geomecanic discontinuu de distrugere, fracturare și transport al maselor de roci surpate. Prin urmare, abordările mecanice continue au capacități limitate în simularea acestui proces. Metodele discrete, bazate pe particule, pot fi folosite pentru a simula mai bine acest proces, așa cum se arată în exemplul de față. În acest exemplu de modelare sunt cuplate un cod de particule (PFC) și un cod continuu (FLAC) – numite metode hibride (Onica, 2001). În fig.4.11 se prezintă o etapă intermediară din timpul evoluției coșurilor de surpare; de asemenea, figurile 4.12 și 4.13, precum și tabelul 4.4, arată că o astfel de modelare este capabilă să reproducă mișcările rocilor surpate într-un mod destul de realist.

Modelarea numerică a coșurilor de surpare utilizând ipoteza mediului discontinuu a fost tratată pe larg de Caudron ș.a. (2006a, 2006b, 2008).

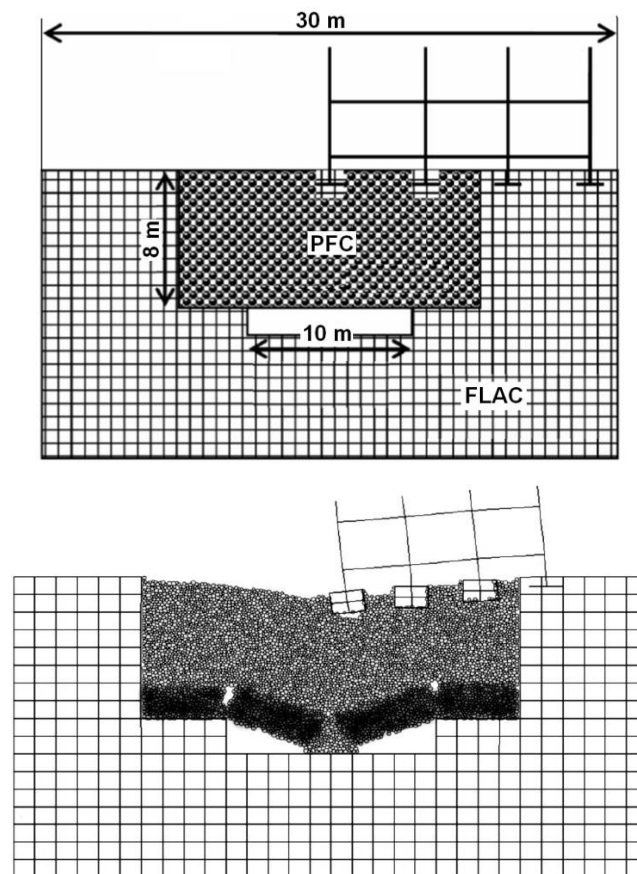


Fig.4.11. Setarea modelului pentru simularea bidimensională cuplată în mediile „continuu-discontinuu” a procesului geomecanic de formare a unui coș de surpare într-o masă de roci stratificate (Caudron ș.a., 2006a)

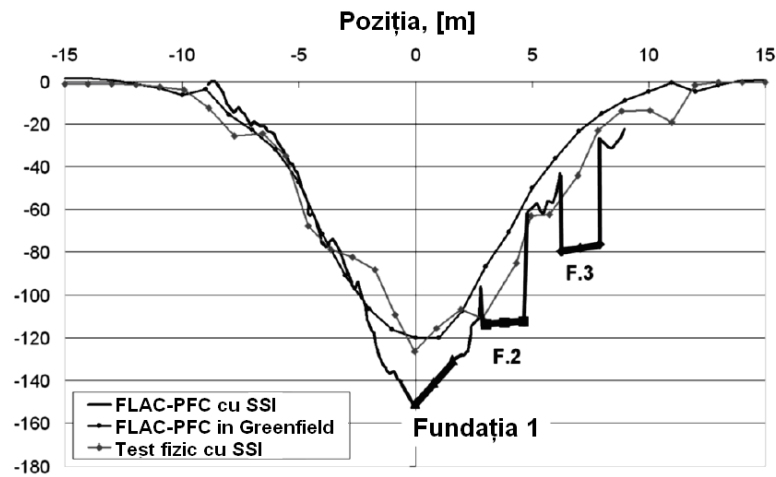


Fig.4.12. Compararea valorilor scufundărilor estimate și măsurate (Caudron ș.a., 2006a).

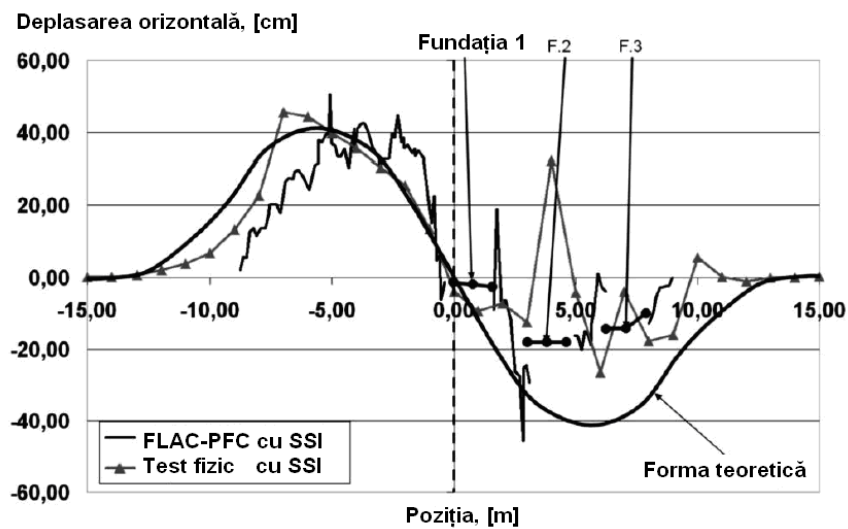


Fig.4.13. Comparație între deplasările orizontale previzionate și măsurate (Caudron ș.a., 2006a).

Tab.4.4. Comparație între valorile estimate și cele măsurate (Caudron ș.a., 2006a).

Caracteristica	Test pe modelul fizic cu SSI	FLAC-PFC in greenfield	FLAC-PFC cu SSI
S_{max}	127cm	120 cm	151cm
i	$\approx 4,5m$	$\approx 4m$	$\approx 4m$
% din $V_{excavație}$	64%	58%	54%
Înclinarea maximă	35%	24%	34%
Înclinarea maximă pe clădire	$\approx 18\%$	$\approx 15,3\%$	$\approx 11\%$
Situația (deschiderea excavației)	F ₂ -F ₃	F ₂ -F ₃	F ₂ -F ₃

4.4.3. Metoda elementelor finite

De multe ori, în timpul excavațiilor miniere efectuate în apropierea faliilor pot să apară efecte negative, ca alunecările sau coșurile de surpare. În funcție de localizarea punctului de la suprafață în care s-a produs fenomenul și a zonei de excavații, se pot deosebi trei situații:

- în cazul unei falii normale se observă că efectul zonei de influență care perturbă suprafața este redus (fig.4.14, a);
- în cazul unei falii inverse se observă că suprafața inițială a fost serios perturbată (fig.4.14, b);
- lucrările miniere sunt executate din ambele părți ale faliei, caz în care dimensiunea deformației depinde de parametrii excavației: volumul excavat, viteza de excavare, materialul de umplere a golului; cazul cel mai favorabil este atunci când stratul este exploatat simultan pe ambele părți ale faliei.

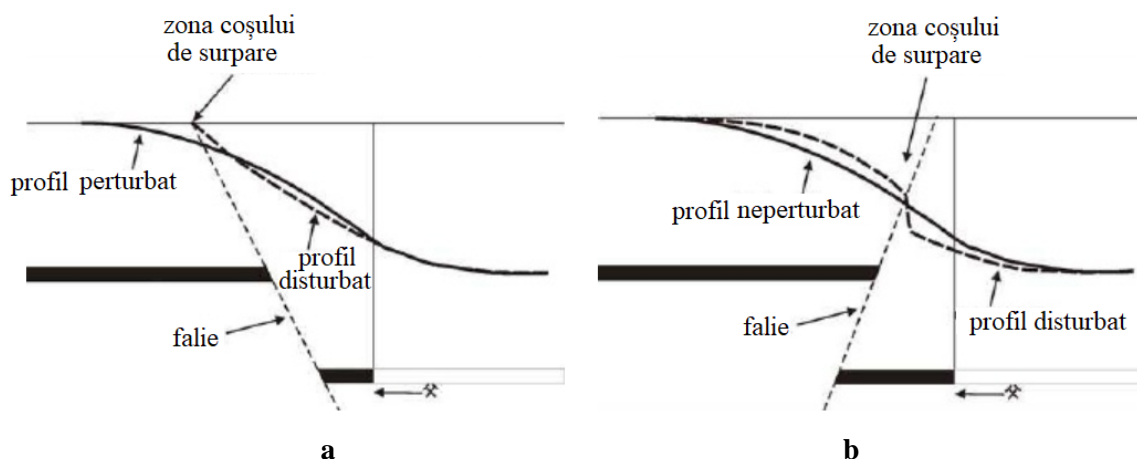


Fig.4.14. Localizarea coșului de surpare în zona faliei:

a – direcția extragerii contrară direcției saltului faliei; b – direcția extragerii similară cu direcția saltului faliei.

În cazul prezenței accidentelor tectonice în masiv, în funcție de metodele numerice alese se pot modela faliile în diferite moduri (Su & Stephansson, 1999; Yeung, Sun, Jiang, Blair, 2004; Tajduś & Tajduś, 2005). Acești autori se concentrează pe modelarea faliilor utilizând analiza cu elemente finite. În cazul acestei metode, faliile sunt modelate ca suprafețe de contact între două regiuni discretizate cu elemente finite (Tajduś & Tajduś, 2005).

A fost luat în studiu modelul cu dimensiunea 500 x 1260 m, format din 70.000 de elemente dreptunghiulare, care au fost modelate în deformație plană. În cazul acestui model exploatarea se produce la adâncimea de 400 m, cu o excavație cu înălțimea $g=3$ m și o lungime de 360 m, iar deasupra acesteia există o zonă de surpare ($h_z=7$ m). Tab.4.5 conține valoarea parametrilor utilizați în analiza cu elemente finite.

După cum se știe, din observațiile și măsurătorile efectuate în regiunea excavațiilor din zonele de falie, tipul și mărimea accidentelor depind de valoarea forței de frecare tangențială la falie. Pentru determinarea influenței frecării asupra deplasării verticale au fost efectuate calcule numerice pentru modelul de exploatare cu falii normale și inverse, cu schimbarea valorii coeficientului de frecare pe suprafața faliei în domeniul $\mu_u = 0,1 - 1,5$.

Rezultatele calculului au fost prezentate în figurile 4.15 și 4.16. Fig.4.15 prezintă profilul de scufundare al modelului pentru falia normală, opusă direcției de exploatare, iar fig.4.16 prezintă profilul modelului de scufundare pentru falia inversă, convergentă cu direcția de exploatare. Se poate observa că valoarea coeficientului de frecare μ are o influență considerabilă asupra valorilor deplasării verticale și asupra formei albiei de scufundare.

Tabelul 4.5. Valoarea parametrilor elastici utilizați în analiza cu elemente finite.

Stratele	E , [GPa]	ν
Soluri	0,5	0,4
Roci tari	3,0	0,3
Cărbune	1,0	0,3
Zona de roci surate	0,03	0,3

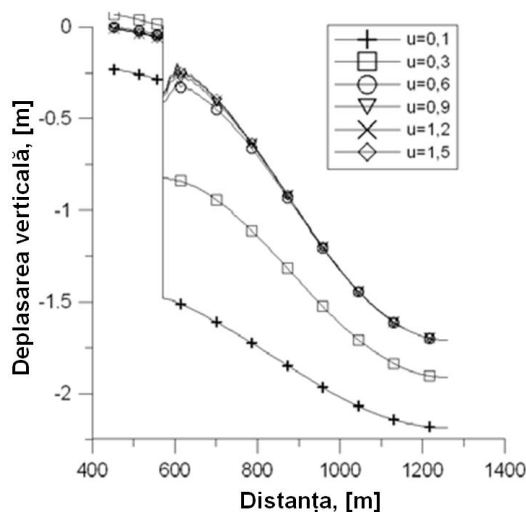


Fig.4.15. Influența coeficientului de frecare asupra albiei de scufundare în cazul faliei normale.

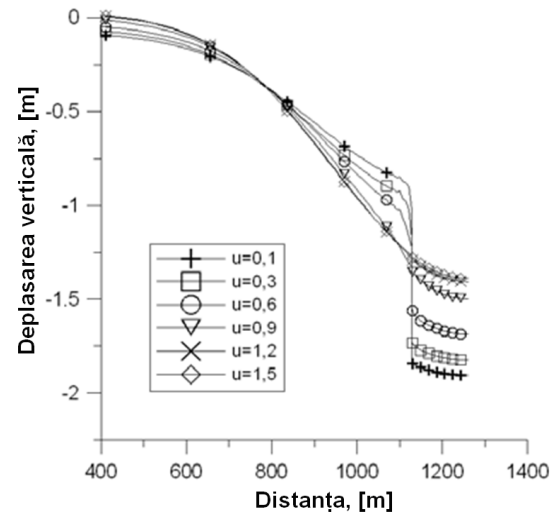


Fig.4.16. Influența coeficientului de frecare asupra albiei de scufundare în cazul faliei inverse.

Rezultatele deplasării verticale pentru acest model sunt în concordanță cu observațiile din teren și experiența practică, astfel că:

a) în urma comparării profilului albiei de scufundare perturbat de falia normală cu profilul de subsidență neperturbat (fără falie) se poate observa (fig.4.17) că:

- în cazul exploatării perturbate de falie, influența exploatării este redusă în zona de deasupra faliei și este compensată de creșterea deplasării verticale în partea inferioară;
- gropile de surpare au apărut în regiunea de afloriment a faliilor.

b) comparând profilul albiei de scufundare perturbat de falia inversă cu profilul de scufundare neperturbat (fig.4.18) se poate observa că:

- pentru exploatarea perturbată de falie cele mai mari deplasări verticale se constată în peretele suspendat din față, în comparație cu albia nederanjată de vreo falie;
- în peretele de jos deplasările verticale ale albiei de scufundare afectate de falie sunt mai reduse decât în cazul albiei nederanjate;

- pe suprafața modelului apar gropile/coșurile de surpare în regiunea de afloriment a faliei;

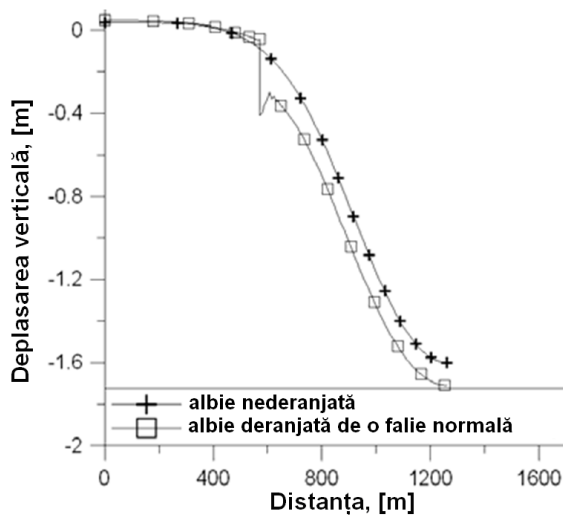


Fig.4.17. Comparație între forma albiei de scufundare nederiorată și cea a albiei de scufundare afectată de o falie normală.

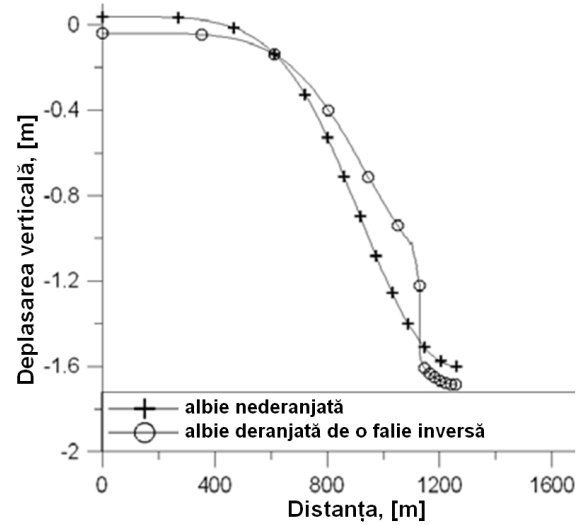


Fig.4.18. Comparație între forma albiei de scufundare nederiorată și cea a albiei de scufundare afectată de o falie inversă.

- comparând gropile de surpare de pe suprafața modelului, se poate observa că groapa de surpare pentru cazul modelului cu falie inversă este mai mare decât în cazul modelului cu falie normală (fig.4.19).

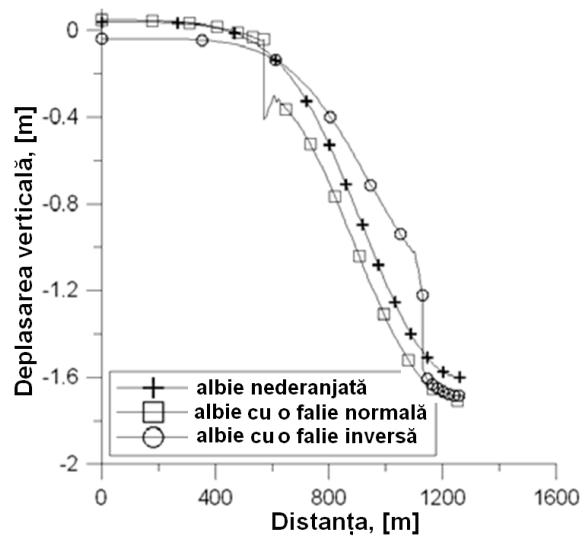


Fig.4.19. Comparație între formele albiei de scufundare în diverse situații.

CAPITOLUL 5

PROGNOZAREA DEFORMĂRII TERENULUI

5.1. FORME ALE GOLURILOR SUBTERANE DE SURPARE

Forma și dimensiunile golurilor apărute în urma exploatării subterane a zăcămintelor de substanțe minerale utile a făcut obiectul a numeroase cercetări de-a lungul anilor, având la bază un număr mare de abordări analitice și empirice pentru diverse condiții ale masivului de rocă (Onica, Cozma, Goldan, 2006a, 2006d). De asemenea, există numeroase metode de estimare a înălțimii golurilor create în urma surpării rocilor. Bell ș.a. (1988) sugerează că, în mod obișnuit, înălțimea de surpare poate să atingă de 1,3-3 ori dimensiunea stratului extras. La rândul lor, Piggot & Eynon (1978) sugerează o înălțime maximă de surpare de până la 10 ori grosimea stratului de cărbune atunci când în acoperișul acestuia se găsesc strate nisipoase. Aceasta a fost confirmată și de Whittaker & Breeds (1977), precum și de Garrard & Taylor (1988). Alți cercetători (Madden & Hardman, 1992) consideră că înălțimea de surpare este de 2,5-3 ori grosimea stratului extras.

Piggot și Eynon (1978) consideră că golul de surpare poate avea diverse forme: con, pană sau formă rectangulară (fig.5.1) și diverse dimensiuni.

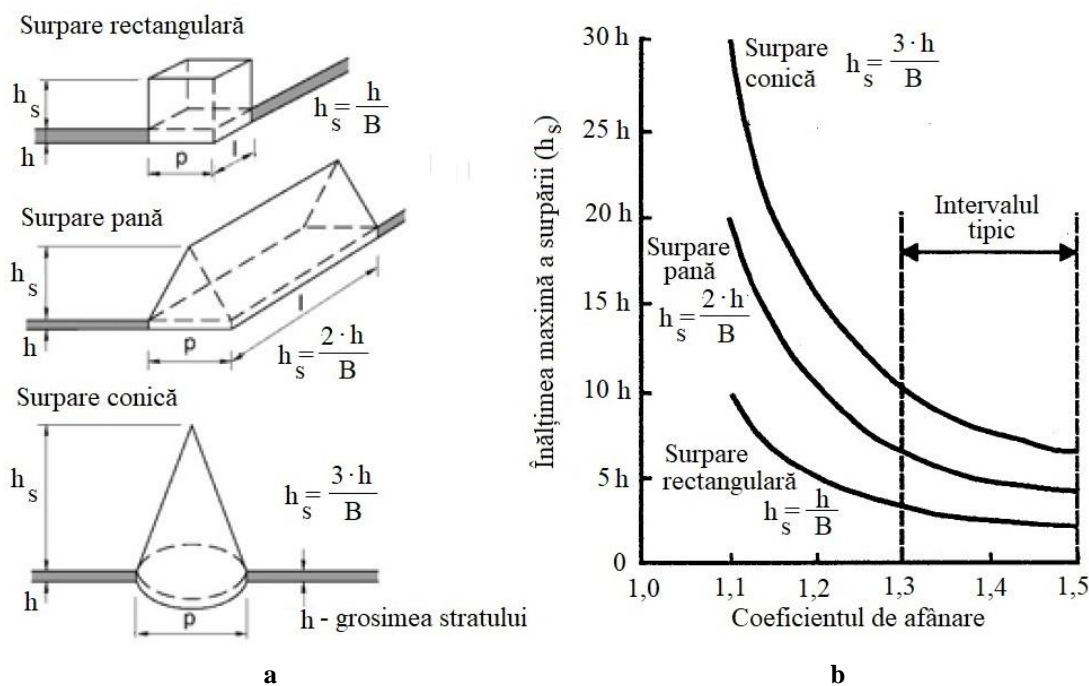


Fig.5.1. Goluri de surpare: a - forma golurilor; b - variația înălțimii golurilor.

Astfel, pentru o deschidere B a excavației miniere, înălțimea golului de surpare este funcție de grosimea h a stratului exploatat și de coeficientul de afânare k .

Pentru calculul înălțimii de surpare în cazul celor trei forme geometrice, ei furnizează relațiile:

- Pentru formă conică:

Volumul acoperișului intact

$$V_0 = \frac{\pi \cdot B^2}{4} \cdot \frac{h_s}{3} \quad (5.1)$$

Volumul zonei surpate

$$V_s = V_0 + \frac{\pi \cdot B^2}{4} \cdot h \quad (5.2)$$

dar

$$k = \frac{V_s - V_0}{V_0}$$

Prin urmare

$$k = \frac{3 \cdot h}{4} \quad \text{sau} \quad h_s = \frac{3 \cdot h}{k} \quad (5.3)$$

- Pentru formă de pană:

$$V_0 = \frac{B \cdot h_s \cdot h}{2} \quad (5.4)$$

și

$$V_s = V_0 + B \cdot l \cdot h \quad (5.5)$$

Prin urmare

$$k = \frac{2h}{4} \quad \text{sau} \quad h_s = \frac{2h}{k} \quad (5.6)$$

- Pentru formă rectangulară:

$$V_0 = l \cdot B \cdot h_s \quad (5.7)$$

$$V_s = V_0 + B \cdot l \cdot h \quad (5.8)$$

Prin urmare

$$k = \frac{h}{h_s} \quad \text{sau} \quad h_s = \frac{h}{k} \quad (5.9)$$

Se apreciază că înălțimea maximă a golului de surpare este direct proporțională cu grosimea stratului exploatat și invers proporțională cu coeficientul de afânare. Înălțimea zonei surpate pare să fie independentă de lățimea excavației, deși cu cât aceasta este mai mare cu atât va crește probabilitatea producerii unei surpări. În mod clar, cu cât golul de surpare este mai apropiat de suprafața de la zi cu atât sunt rocile mai slăbite de intemperii și stratele pe care le compun se pot prăbuși.

Garrard și Taylor (1988) consideră că în cazul abatajelor vechi care au intercalații în stratele din acoperiș înălțimea de surpare este mai mare decât atunci când în acoperiș se găsesc strate de gresii sau roci argiloase. De obicei, un strat de gresie situat deasupra acoperișului direct împiedică mărirea golului subteran.

Potrivit lui Statham ș.a. (1987), înălțimea zonei surpate atinge de trei până la șase ori grosimea stratului. Dar există și excepții în cazul stratelor înclinate care au cantități mari de roci acvifere în acoperiș, acolo înălțimea zonei surpate putând fi chiar de douăzeci de ori mai mare decât grosimea stratului, iar zona de subsidență de la suprafață având dimensiuni mari și adâncime de scufundare considerabilă.

5.2. PROGNOZAREA DEPLASĂRIILOR VERTICALE PRIN METODA FUNCȚIILOR DE PROFIL

Această metodă a fost dezvoltată de un grup de cercetători de la I.C.P.M.C. Petroșani în colaborare cu cadre didactice de la Universitatea din Petroșani și cu specialiști de la alte institute de proiectare din țară. Metoda permite prognozarea fenomenului de subsidență, calculul adâncimii de siguranță și proiectarea pilierilor de siguranță, încadrându-se în grupa metodelor funcțiilor de profil care încearcă să definească forma albiei de scufundare prin graficul unei funcții matematice (Vereș, Arad, Cozma, Onica, Goldan ș.a., 2015).

Scufundarea terenului într-un punct oarecare al albiei se poate calcula cu formula:

$$S_x = A_x \cdot S_{max} \quad (5.10)$$

unde:

$$A_x = \exp\left(-\pi \frac{x^2}{L_x^2}\right);$$

x – distanța dintre punctul curent și punctul de scufundare maximă, m;

L_x – distanța dintre punctul de scufundare maximă și marginea zonei de influență;

S_{max} – scufundarea maximă, calculată cu relația:

$$S_{max} = a \cdot m$$

în care: $a = -0,121 + 1,295 \cdot \lambda - 0,381 \cdot \lambda^2$;

m – grosimea stratului, m;

$$\lambda = \min\left(\frac{1}{l_{crt}}, \frac{1}{L_{crt}}\right);$$

l_{crt}, L_{crt} - dimensiunile critice pe direcția liniei de front și pe cea de avansare, m;

l – lungimea liniei de front, m;

L – lungimea pe direcție a câmpului de abataj, m.

Dimensiunile critice ale exploatării se calculează astfel (fig.5.2):

- lungimea critică direcțională:

$$L_{cr} = H_1 \cdot \cos \theta \frac{\cos \delta^*}{\sin(\delta^* + \theta)} + H_2 \cdot \cos \theta \frac{\cos \delta^*}{\sin(\delta^* - \theta)} \quad (5.11)$$

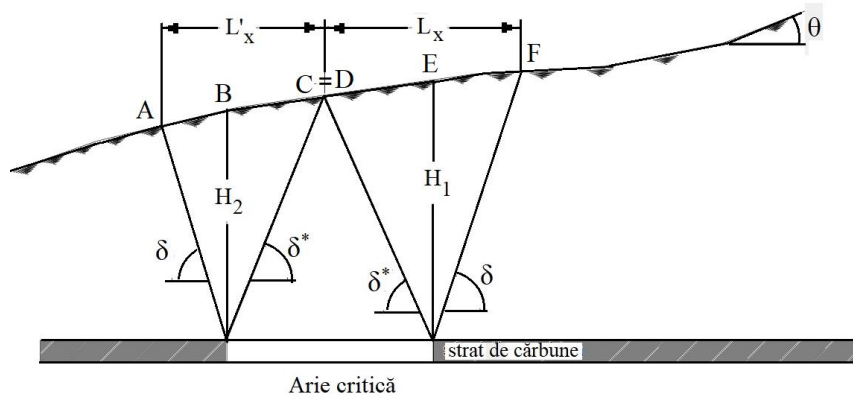


Fig.5.2. Arie critică de exploatare.

Dacă aria de exploatare este supracritică ($\lambda > 1$), scufundarea maximă se înregistrează nu numai într-un punct, ci în toată zona mediană (fig.5.3).

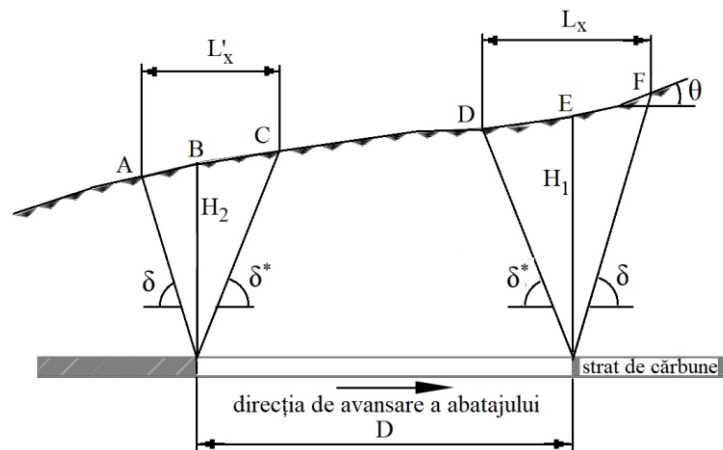


Fig.5.3. Unghiurile limită și cele ale scufundării maxime pe direcția de avansare.

Dacă aria de exploatare este subcritică ($\lambda < 1$), cu cât este mai mică valoarea coeficientului λ cu atât scufundarea produsă e mai mică decât scufundarea maximă (fig.5.4).

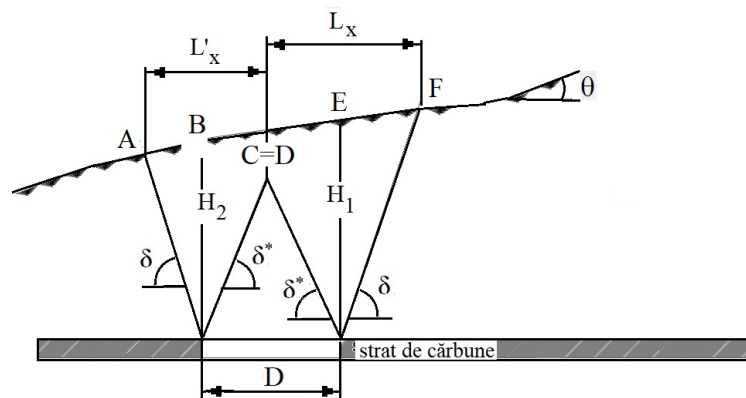


Fig.5.4. Arie de exploatare subcritică.

- lungimea critică transversală:

$$L_{cr} = H_3 \cdot \cos \varphi \frac{\cos \beta^*}{\sin(\beta^* + \varphi)} + H_4 \cdot \cos \theta \frac{\cos \gamma^*}{\sin(\gamma^* - \varphi)} \quad (5.12)$$

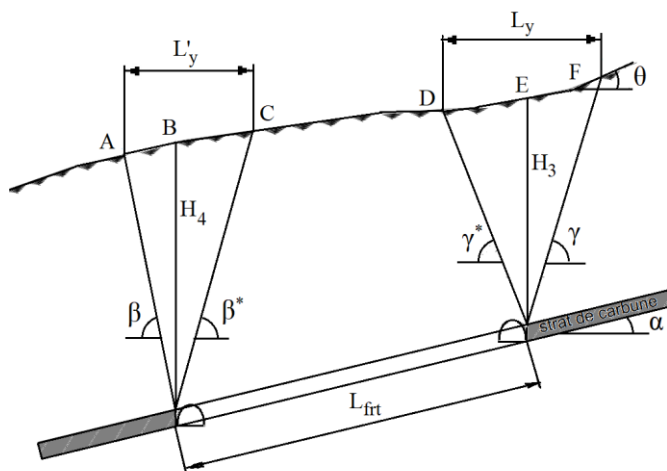


Fig.5.5. Unghiurile limită și unghiurile scufundării maxime transversal pe direcția de avansare a abatajului.

Ceilalți parametri ai curbei de scufundare se calculează astfel:

- *Înclinarea:*

$$l_x = B_x \cdot \frac{S_{max}}{L_x} \quad (5.13)$$

unde:

$$B_x = 2\pi \frac{x}{L_x} \exp\left(-\pi \frac{x^2}{L_x^2}\right)$$

- *Curbura suprafeței:*

$$C_x = c_x \cdot \frac{S_{max}}{L_x^2} \quad (5.14)$$

unde:

$$c_x = 2\pi \cdot \left(2\pi \frac{x^2}{L_x^2} - 1\right) \cdot \exp\left(-\pi \frac{x^2}{L_x^2}\right) \quad (5.15)$$

Tab. 5.1. Unghiuri limită de scufundare și unghiuri maxime de scufundare în câmpul minier Paroșeni

Unghiuri limită de scufundare	Unghi	Adâncimea [m]									
		100	200	300	400	500	600	700	800	900	1000
Unghiuri limită de scufundare	β_{10°	64	69	71	74	77	80	83	86	88	90
	γ_{10°	56	59	61	62	63	65	67	68	70	71
	δ	66	72	75	78	81	85	88	90	90	90
Unghiuri maxime de scufundare	$\beta^*_{10^\circ}$	65	67	69	70	71	72	72	73	73	74
	$\gamma^*_{10^\circ}$	55	59	64	66	67	69	69	70	70	71
	δ^*	55	60	63	65	66	68	68	69	69	70

- Raza de curbura:

$$R_x = \frac{1}{C_x} \quad (5.16)$$

5.3. PROGNOZAREA DEPLASĂRILOR VERTICALE PRIN MODELARE NUMERICĂ

5.3.1. Prognozarea prin modelare numerică 2D

Atunci când este utilizată ca o alternativă sau chiar ca o completare la tehnici empirice, modelarea numerică poate anticipa o subsidență în orice mediu dacă există cunoștințe temeinice privind stratigrafia și comportamentul rocilor. O simulare numerică realistă a procesului de extracție poate necesita un model tridimensional, dar modelele 3D sunt dificil de construit, iar o analiză complexă necesită o perioadă mai lungă de timp decât în cazul modelelor 2D.

Dacă se impun corect restricțiile, profilele de subsidență pot fi prognozate cu aproximație și cu ajutorul modelelor 2D.

5.3.1.1. Exploatarea unui singur strat

În cazul exploatării unui singur strat cu abataj frontal, prezintă interes anticiparea variației maxime a subsidenței S_{max} , care apare de obicei în mijlocul zonei exploatare (fig.5.6).

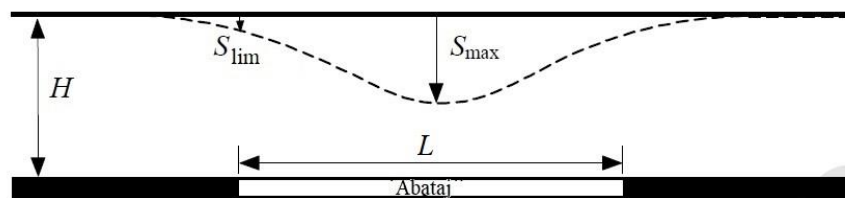


Fig.5.6. Schema extragerii unui singur strat.

Modelul numeric selectat pentru examinarea acestei probleme constă dintr-o secțiune transversală paralelă cu frontul de abataj. Condițiile inițiale ale modelului au fost: adâncimea H este 150 m, lungimea abatajului L este de 300 m, iar grosimea stratului este de 3 m (fig.5.6 și 5.7).



Fig.5.7. Condițiile inițiale ale modelului.

S-au considerat ca reprezentative două posibilități: modelul golului subteran creat după exploatare și modelul golului după surparea acoperișului. În modelul golului de exploatare se consideră că în urma exploatării rămâne un gol (fig.5.8, a) și că subsidența este indusă ca o deformăție sub efectul tensiunilor geostatice, presupunând că acoperișul și vatra pot converge, dar nu se pot suprapune. Acest model furnizează un reper pentru înțelegerea deformării excesive sub o sarcină maximă.

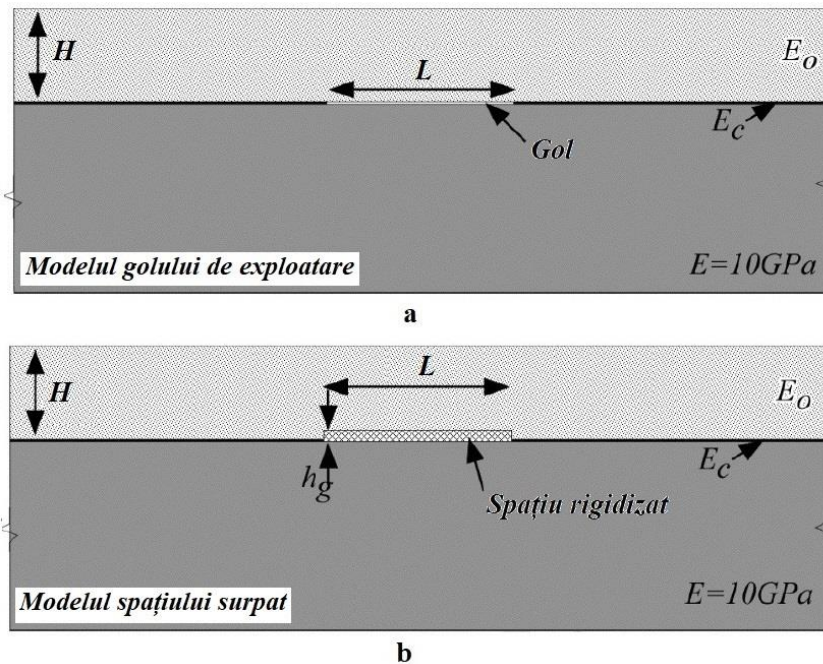


Fig.5.8. Modelele după extracția stratului: a – modelul golului de exploatare; b – modelul spațiului surpat.

În modelul spațiului surpat (fig.5.8, b) se presupune că spațiul este umplut cu un material rezistent la sarcini. Acest model încearcă să reprezinte situația de după finalizarea extracției, în care materialul din acoperiș se prăbușește astfel încât să umple golul lăsat de cărbunele extras. Contactul între spațiul exploatat după surpare și stratele înconjurătoare a fost gândit ca neavând fricțiune și suprapuneri.

Înălțimea golului de surpare creat de-a lungul abatajului se calculează cu relația (Salamon, 1990):

$$h_s = h \frac{1}{k-1} + 1 \quad (5.17)$$

unde: k este coeficientul de afănare; h – grosimea stratului, m. Se face presupunerea conform căreia convergența acoperișului și culcușului abatajului este mult mai mică decât înălțimea de extracție. În acest model $k=1,2$ și $h_s=6 \cdot h$.

Pentru a reprezenta răspunsul stratelor din acoperiș s-au considerat trei cazuri: (i) mediul continuu izotrop linear elastic; (ii) mediul continuu convențional linear elastic perfect plastic (Mohr-Coulomb); (iii) stratificația este din strate orizontale compuse din materiale izotrop linear elastice separate de suprafețe de contact fără fricțiune. Dacă la depășirea sarcinii se consideră un răspuns elastic linear, previziunile obținute sunt mai

apropiate de realitate în comparație cu rezultatele obținute prin aplicarea unor legi mai sofisticate și mai complexe.

În golul rezultat în urma extragerii, în care inițial s-au adunat roci surpate, stratele superioare au început să se curbeze ca urmare a tensiunii aplicate. În prezent nu există o convenție generală cu privire la ecuațiile care să descrie comportamentul materialului din zona surpată. Pentru simplificare s-a considerat că materialul are deformație elastică, unde modulul tangent are forma:

$$E_t = E_i + a \cdot \sigma \quad (5.18)$$

unde E_i este modulul tangent inițial, σ – tensiunea monoaxială care acționează asupra materialului surpat, iar a – constantă. În această ecuație se presupune că tasarea materialului din spațiul exploatat este unidimensională.

Valoarea parametrilor a și E_i variază semnificativ în literatură. Spre exemplu, în urma testelor de laborator efectuate pe rocile din spațiul exploatat, Pappas și Mark (1993) obțin valoarea lui E_i pentru roci argiloase și gresii în intervalul 10-15 MPa respectiv 5-6 MPa. Valorile parametrilor a și E_i obținute de Morsy și Peng (2002) prin modelare numerică sunt 355 și respectiv 31 MPa.

Scufundarea maximă măsurată în cazul lățimii de extracție supracritică este $S_{max}=55-65$ % din grosimea h a stratului exploatat. S_{lim} a fost calculată în intervalul 5-15 % din S_{max} . Subsidența înregistrată la limita albiei de scufundare a fost cuprinsă în intervalul 5-15 %. Valorile obținute astfel pot fi considerate doar informative.

Acoperiș linear elastic izotrop. Fig.5.9 prezintă subsidența prognozată pentru un singur abataj cu lățime supracritică pentru modelul golului obținut după extragerea stratului

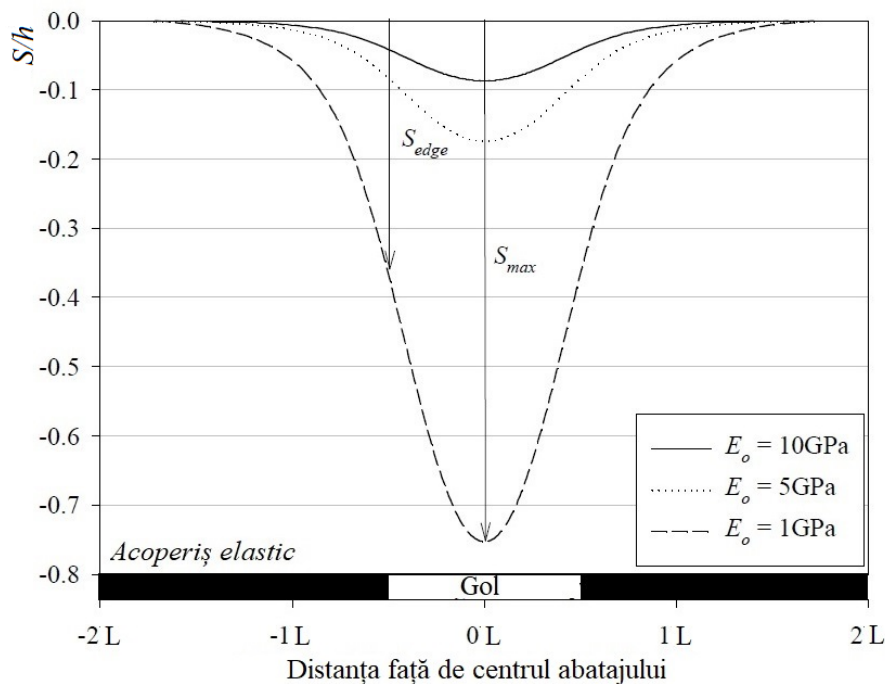


Fig.5.9. Subsidența prognozată atunci când acoperișul stratului extras este elastic – modelul golului de exploatare.

pentru cazul în care în acoperiș se află roci elastic izotrope cu modulul lui Young variabil.

Scufundarea maximă S_{max} pentru roci elastice în acoperiș este de aproximativ 9 % din grosimea h a stratului extras atunci când $E_0=10 \text{ GPa}$. Se observă creșterea subsidenței odată cu scăderea modului astfel încât $S_{max}=75 \%$ din h pentru $E_0=1 \text{ GPa}$. Raportul S_{lim}/S_{max} rămâne constant la aproximativ 47 % (Coulthard și Dutton, 1988).

Fig.5.10 arată profilul prognozat al subsidenței pentru modelul cu surparea spațiului exploatat și cu rezistența acoperișului cuprinsă între 1 GPa și 10 GPa. Mărimea asemănătoare a scufundării (aproximativ 5 % din h) demonstrează că profilul albiei este dominat mai mult de rigiditatea materialului din spațiul exploatat. Într-adevăr, prognozarea deplasărilor verticale ale suprafeței arată o compresiune maximă de 0,1 m.

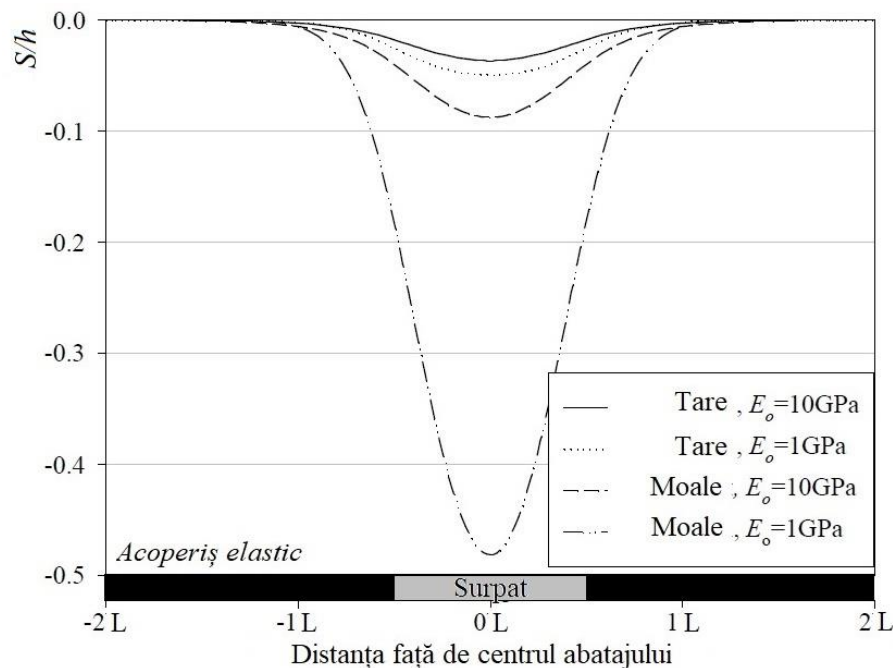


Fig.5.10. Subsidența prognoată atunci când acoperișul stratului extras este elastic – modelul spațiului surpat.

Pentru cazurile cu roci surpate moi, profilele de subsidență prezentate în fig.5.10 sunt destul de diferite. Scufundarea maximă este prognoată a fi între 9 % și 48 % din grosimea h a stratului de cărbune pentru $E_0=10 \text{ GPa}$ și respectiv $E_0=1 \text{ GPa}$. Ambele profiluri arată că în general subsidența este mult mai mare decât cea prevăzută pentru roci rezistente în surpare. Un acoperiș moale cu un material moale surpat permite comprimarea rocilor și producerea scufundării la suprafață. Acest rezultat confirmă tendința observată în toate prognozele unde s-a considerat acoperiș elastic.

Acoperiș elastoplastic. Fig.5.11 prognozează subsidența pentru modelul golului atunci când acoperișul este elastic-perfect plastic. Ruperea prin forfecare este definită de criteriul Mohr-Coulomb la o coeziune $c=2000 \text{ kPa}$ și un unghi de frecare $\varphi=30^\circ$.

Parametrii de rezistență din teorie au fost selectați pe baza constatărilor făcute de Suchowerska (2014). Scufundarea maximă S_{max} este 96 % respectiv 82 % din h pentru $E_0=10 \text{ GPa}$ respectiv $E_0=1 \text{ GPa}$. Când modulul lui Young este relativ mare se produce deformarea acoperișului prin comprimare plastică. Comportamentul diferit poate fi apreciat mai bine prin compararea subsidenței pentru acoperiș elastic-perfect plastic cu aceea pentru acoperiș

izotrop, linear elastic. Acoperișurile moi sunt mai puțin plastice decât cele rezistente. Prognoza deplasărilor verticale arată că s-a produs o mișcare descendentă a blocului de roci de formă trapezoidală de deasupra câmpului de abataj.

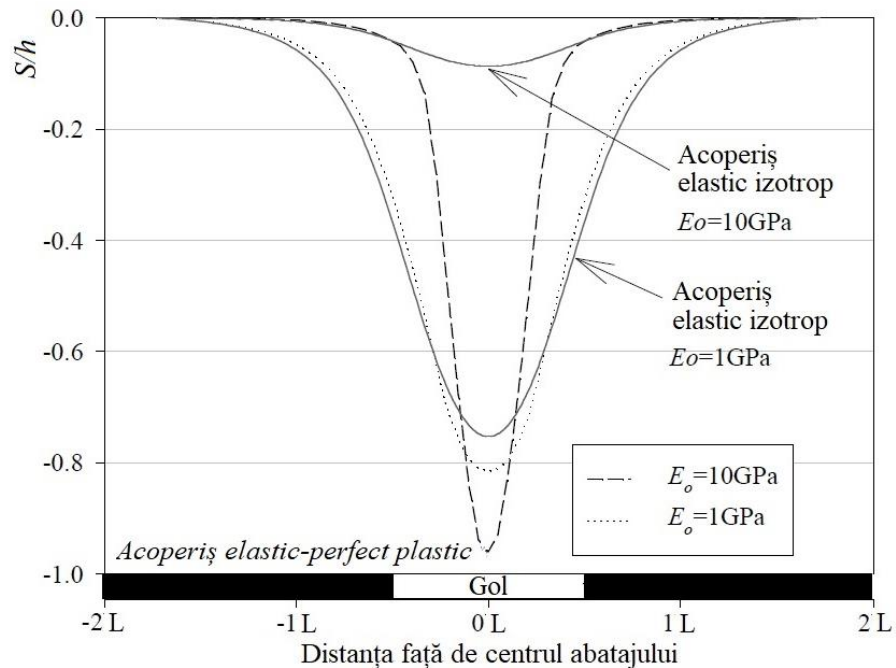


Fig.5.11. Profilul prognozat al subsidenței pentru un acoperiș elastic-perfect plastic – modelul golului de exploatare.

Fig.5.12 arată profilul subsidenței pentru modelul golului în cazul unui acoperiș elastic-perfect plastic cu $c=2000\text{ kPa}$ și $E_o=10\text{ GPa}$. Pentru material surpat rezistent profilul

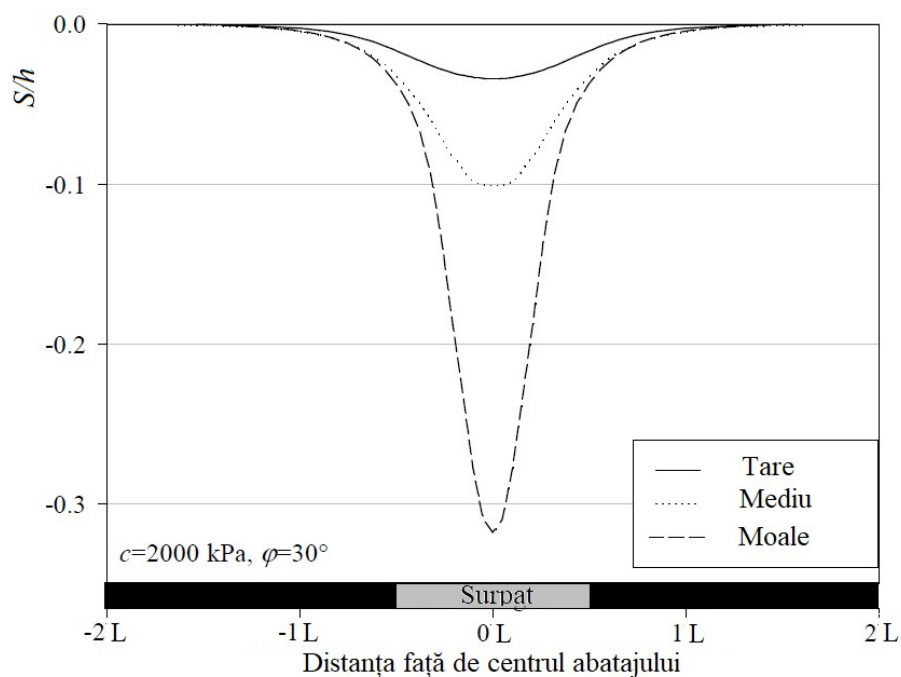


Fig.5.12. Profilul prognozat al subsidenței pentru un acoperiș elastic-perfect plastic – modelul spațiului surpat.

subsidenței corespunde cu cel prevăzut pentru acoperiș elastic izotrop.

5.3.1.2. Exploatarea unui pachet de strate

Condițiile inițiale ale modelului numeric au fost: adâncimea de exploatare H este de 150 m, grosimea fiecăruia dintre cele două strate este de 3 m, iar intercalația dintre ele este $B=40\text{ m}$ (fig.5.13, a). În acest caz a fost analizat un singur model, în care stratul din acoperiș este exploatat cu abataje conjugate, iar cel din culcuș cu un singur abataj (fig.5.13, b), aceasta fiind situația cea mai complexă.

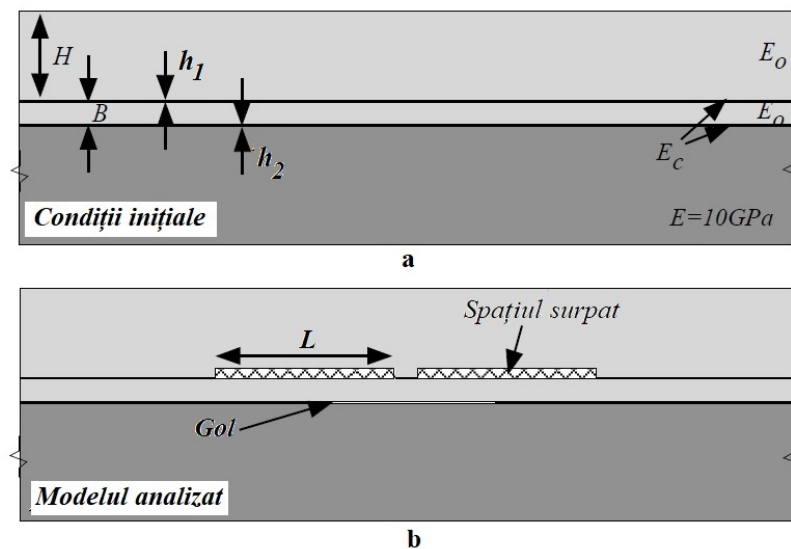


Fig.5.13. Modelul numeric: a – condițiile inițiale; b – modelul analizat.

Fig.5.14 prognozează subsidența după extragerea celor două abataje din stratul superior. Scufundarea maximă se produce în centrul fiecărui abataj din primul strat și

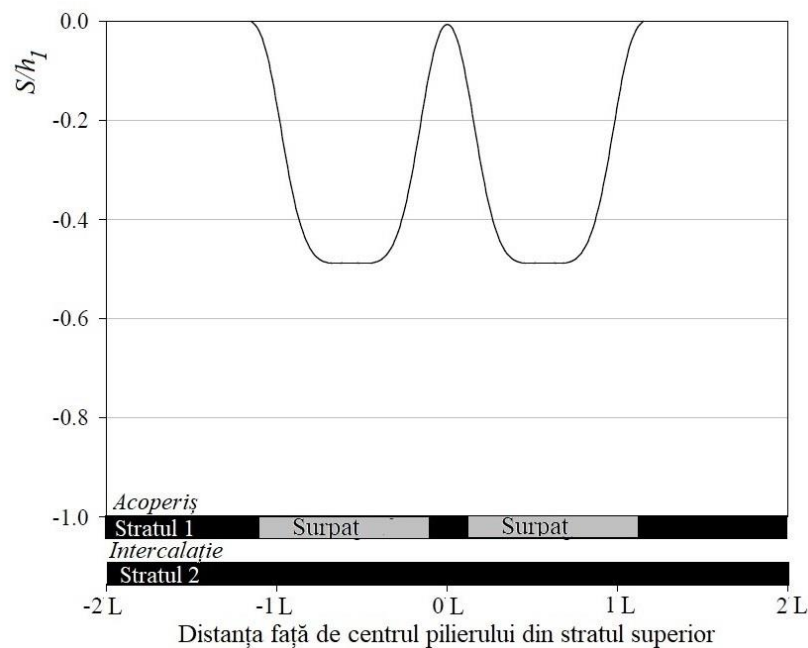


Fig.5.14. Profilul prognozat al subsidenței după extragerea stratului din acoperiș.

reprezintă 48 % din grosimea stratului. Apariția subsidenței deasupra fiecărui abataj nu duce și la scufundarea suprafeței în zona aflată deasupra pilierului.

Fig.5.15 prezintă profilul subsidenței după extragerea celui de-al doilea strat.

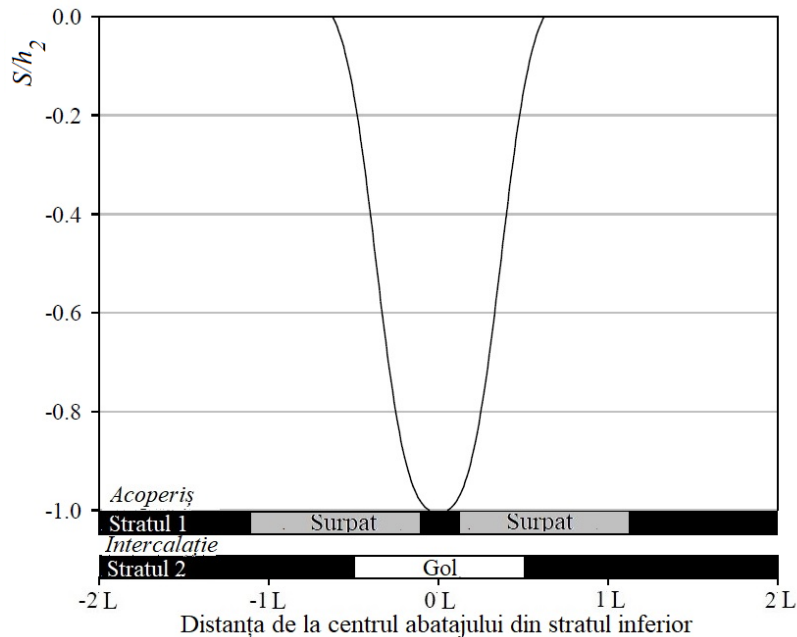


Fig.5.15. Profilul prognozat al subsidenței după extragerea stratului din culcuș.

Se observă cu ușurință că scufundarea maximă atinge 100 % din grosimea stratului din culcuș.

5.3.2. Prognozarea prin modelare numerică 3D

Subiectul prezentului studiu de caz îl reprezintă mina Provence, localizată în sudul Franței. Ea a funcționat între anii 1984 și 2004 pentru exploatarea unui strat de cărbune cu grosimea de 2,5 m situat la adâncimea de 700-1250 m. Metoda de exploatare aplicată a fost cu abataje cu front lung cu lungime variabilă, lungimea maximă fiind de 200 m. Proprietățile mecanice ale cărbunelui și ale diverselor roci sunt redată în tab.5.1 (Gaviglio, 1985).

Tab.5.2. Proprietăți mecanice ale rocilor.

Tipul rocii	E (GPa)	ν	ρ (kg/m ³)
Rognacian	1	0,25	2400
Fuvelian	8,4	0,24	2400
Cărbune	3	0,32	1500
Jurassic	17	0,25	2400

Cu ajutorul software-ului de modelare numerică FLAC^{3D} a fost construit un model al minei (fig.5.16). Grosimea pachetului de roci de cele trei vârste în care se găsește stratul de cărbune este cuprinsă între 400 și 600 m.

Dimensiunile totale ale modelului sunt de 4600 m pe axa Ox, 6200 m pe axa Oy și de 2270 m pe axa Oz. Limita superioară a modelului coincide cu suprafața solului, în timp ce

stratul exploatat se află la adâncimea H de 1000 m. Pentru a avea o precizie foarte mare acest model conține 2,5 milioane de elemente.

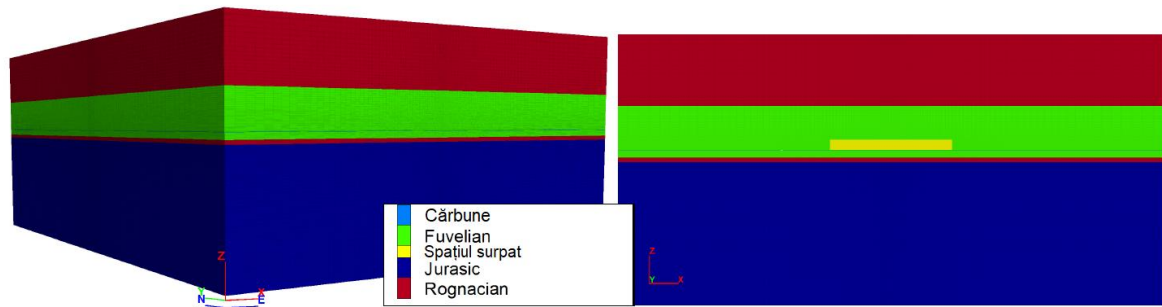


Fig.5.16. Vedere 3D și 2D a modelului cu ilustrarea spațiului surpat.

Pentru simularea spațiului exploatat au fost parcurși doi pași. În primul pas a fost estimată geometria zonei surpate, înălțimea acestei $h_{sp\ surpat}$ fiind apreciată la $32h$ (înălțimea totală a golului de exploatare și a zonei fracturate), în care h este grosimea stratului de cărbune (2,5 m). Înălțimea golului de exploatare este $h_g=4h$ (Shabanimashcool & Charlie, 2012), iar a zonei fracturate este $h_s=28h$ (Peng & Chiang, 1984). Al doilea pas constă în estimarea proprietăților mecanice ale spațiului surpat. Modulul elastic al spațiului surpat va fi apreciat cu ajutorul convergenței pe o distanță de 200 m.

Se presupune că modulul elastic E variază liniar cu înălțimea totală a zonei surpate, $32h$ (fig.5.17).

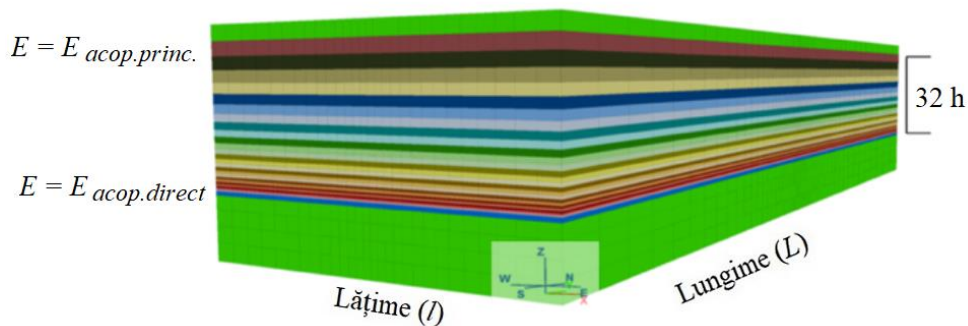


Fig.5.17. Variația modulului elastic.

Modulul de elasticitate începe de la o anumită valoare $E_{acop.direct}$ imediat deasupra deschiderii și crește linear în spațiul surpat până la $E_{acop.princ.}$ la $32h$. Ecuația de mai jos estimează $E_{sp\ surpat}$ în orice punct din spațiul surpat făcând presupunerea conform căreia coeficientul lui Poisson este $\nu_{sp\ surpat}=\nu_{acop\ princ}$ și că modulul de elasticitate al acoperișului direct este $E_{acop.direct}$. Singura valoare care poate fi modificată în acest model este $E_{acop.direct}$.

$$E_{sp\ surpat} = \frac{E_{acop\ princ} - E_{acop\ direct}}{x \cdot h} \cdot h_{sp\ surpat} \cdot h + E_{acop\ direct} \quad [\text{MPa}] \quad (5.19)$$

unde $x \cdot h = 32 \cdot 2,5 = 80$ m este înălțimea maximă a spațiului surpat, corespunzătoare modulului de elasticitate $E_{(32, h)}$. Pentru a satisface convergența între acoperiș și vatră (astfel încât

convergența = grosimea h a stratului exploatat) am constatat că $E_{acop\ direct}$ trebuie să aibă valoarea maximă de 180 MPa (fig.5.18).

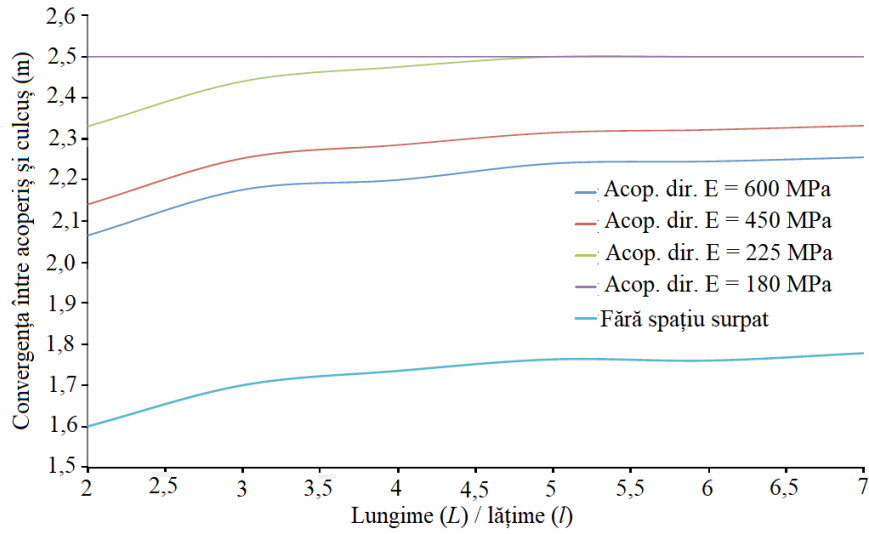


Fig.5.18. Convergența între acoperiș și culcuș.

Pentru aceasta, ecuația (5.19) va fi modificată astfel:

$$E_{sp\ surpat} = \frac{E_{acop\ princ} - 180}{80} \cdot h_{sp\ surpat} \cdot h + 180 \quad (5.20)$$

Efectele exploatării sunt arătate în fig.5.19.

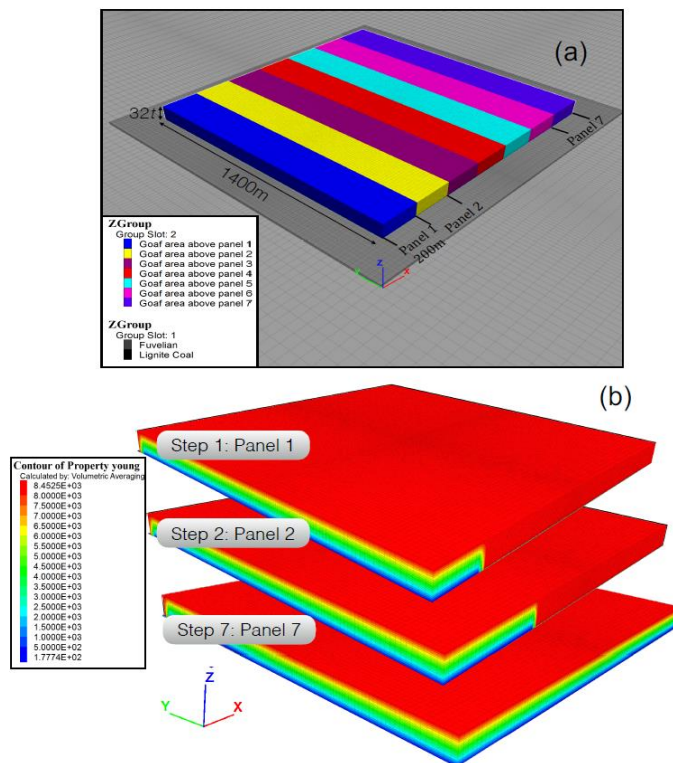


Fig.5.19. Exploatarea câmpurilor de abataj: a – ordinea exploatării; b – variația modului de elasticitate.

Modulul de elasticitate va fi modificat după excavarea fiecărui câmp de abataj. În figură este arătată variația modulului de elasticitate de la pasul 1 (primul câmp de abataj) până la pasul 7 (al 7-lea câmp de abataj). Așa cum se vede în figură, modulul de elasticitate minim este situat direct deasupra zonei exploatare.

Schema logică a procesului de modelare este redată în fig.5.20.

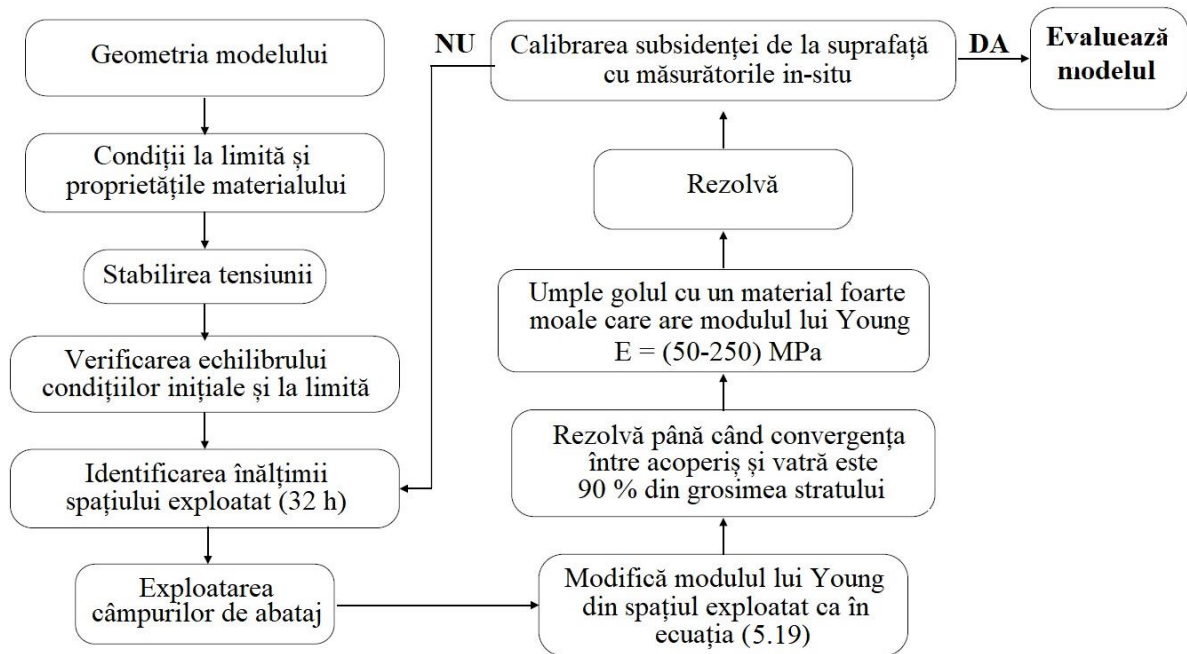


Fig.5.20. Schema logică a procesului de modelare.

Pentru a obține valoarea subsidenței la scară reală se presupune că suprafața modelului este cea de la suprafața minei. În fig.5.21 sunt prezentate comparativ profilul subsidenței obținut în urma măsurătorilor în situ și profilul subsidenței obținut prin simulare considerând că înălțimea de surpare are valoarea maximă de $32 \cdot h$ deasupra întregii zone exploatare.

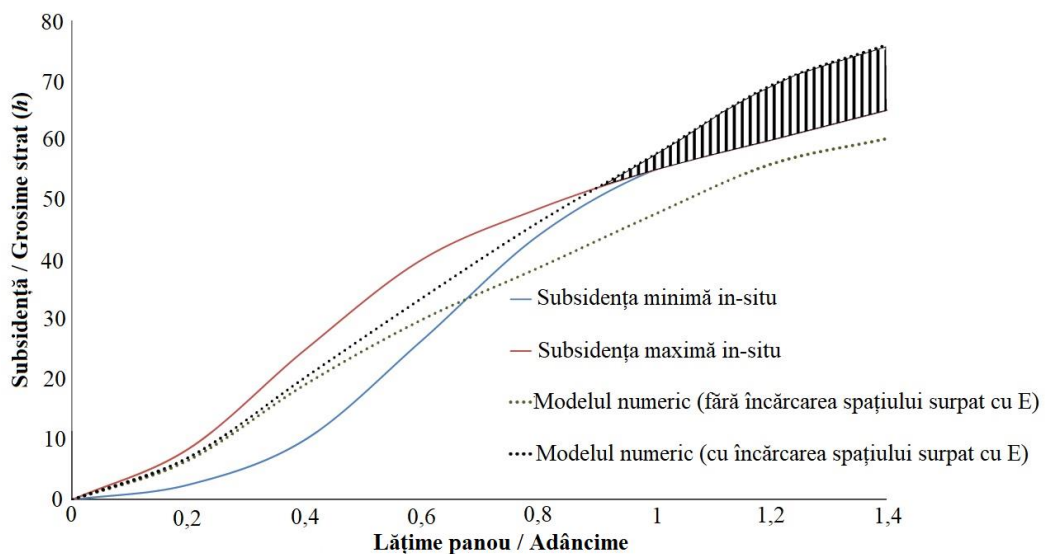


Fig.5.21. Comparație între profilul subsidenței după măsurători in situ și cel prognozat prin simulare cu înălțimea de surpare maximă.

În figură se observă clar influența modului lui Young. Cu toate acestea, modelul prognozat, cu o înălțime a spațiului exploatat de $32h$, a prezentat valori supraestimate privind scufundarea suprafeței.

Pentru punerea în acord a modelului cu realitatea, atunci când lățimea panoului depășește 1000 m se impune simularea pentru o înălțime de surpare mai mică decât cea maximă (fig.5.22). Pentru ajustarea datelor se impune ca lățimea panoului de $1 \cdot H$, $1,2 \cdot H$, $1,4 \cdot H$ să fie corelată cu înălțimea de surpare de $30 \cdot h$, $28 \cdot h$ respectiv $26 \cdot h$.

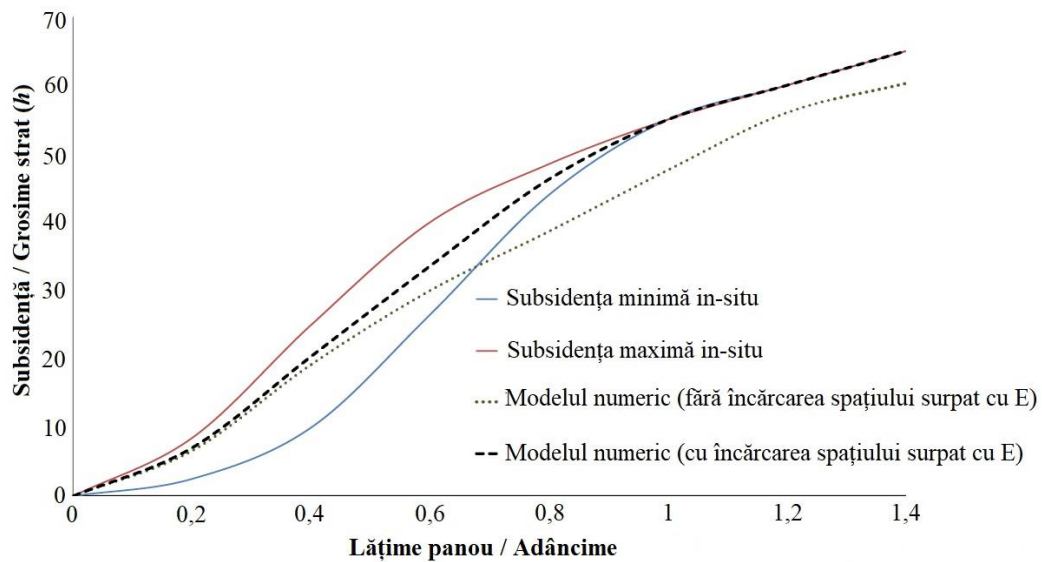


Fig.5.22. Comparație între profilul subsidenței după măsurători in situ și cel prognozat prin simulare cu înălțimea de surpare variind cu lățimea panoului.

Factorul x din ecuația (5.21) depinde de raportul între lățimea panoului L_p și adâncimea de exploatare H :

$$E_{sp\ surpat} = \frac{E_{acop\ princ} - 180}{x \cdot h} \cdot h_{sp\ surpat} \cdot h + 180 \quad (5.21)$$

și are valoarea:

- | | |
|---------------------------------|-------------------------------|
| a) $L_p/H = 0,2-0,8$; $x = 32$ | b) $L_p/H = 1,0$; $x = 30$; |
| c) $L_p/H = 1,2$; $x = 28$ | d) $L_p/H = 1,4$; $x = 26$ |

În fig.5.22 se observă cu ușurință că profilul prognozat al subsidenței în urma simulării pentru încărcarea spațiului exploatat reprezintă o medie între profilul maxim și cel minim trasate în urma măsurătorilor in situ.

PARTEA II

CAPITOLUL 6

PLAN DE DEZVOLTARE A CARIEREI ACADEMICE ȘI DE CERCETARE ȘTIINȚIFICĂ

6.1. CONSIDERAȚII GENERALE

Termenul de carieră este asociat cu ideea de avansare a unei persoane în domeniul de activitate dorit cu scopul de a obține mai multă responsabilitate sau de a dobândi mai mult prestigiu (Manolescu, 2003), iar dicționarul de psihologie (Șchiopu, 1997) definește acest termen ca fiind „succesiunea statutelor și rolurilor ocupate de o persoană în cursul vieții sale”. Cariera este influențată de un spectru larg de factori: nevoi personale, interese, context social și economic etc.

Un model al procesului planificării carierei este reprezentat în fig.6.1.

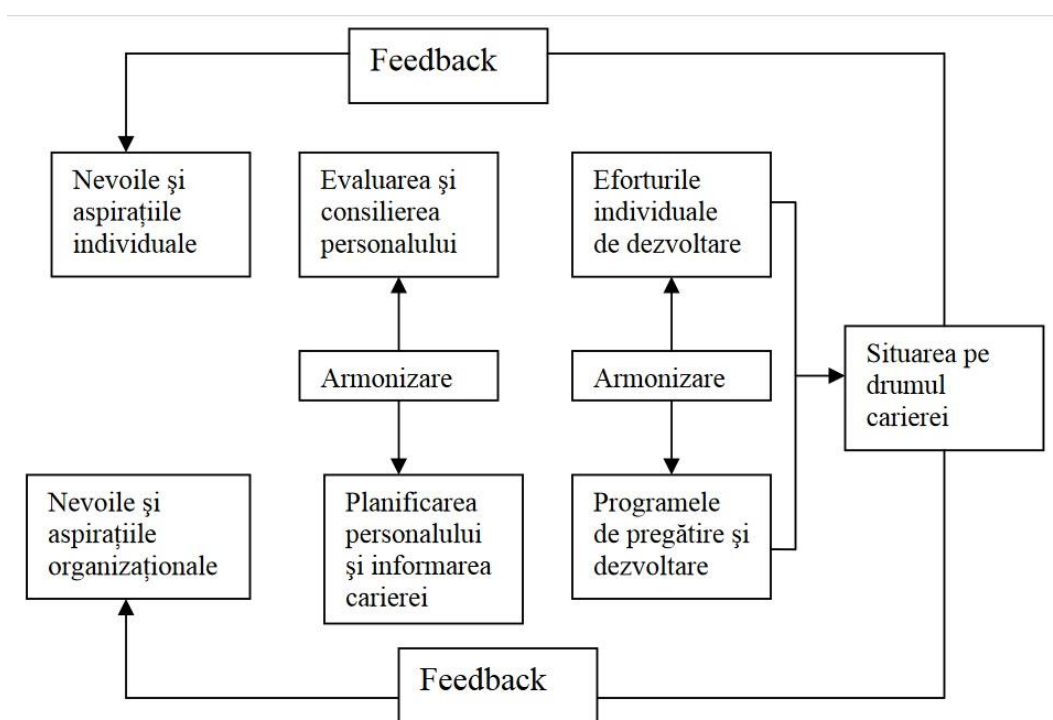


Fig.6.1. Procesul planificării carierei.

Problematica definirii statutului, și în special a statutului cadrului didactic, a fost abordată mai întâi de Hoyle (2001) și reluată ulterior de Hargreaves și Flutter (2013). Termenul generic de statut are trei componente independente: prestigiu, statut atribuit și stima de care se bucură o categorie profesională. Prestigiul profesional este „percepția publică a poziției relative pe care o ocupă o profesie într-o ierarhie a profesiilor”, iar statutul profesional este „categoria care realizează o anumită profesie” (Hoyle, 2001). Stima este definită ca fiind

modul în care o profesie este percepută de opinia publică prin raportare la calitățile profesionale ale celor care practică profesia respectivă. Se subliniază faptul că această dimensiune este influențată atât de relațiile interpersonale dintre cadrele didactice, cât și de modul în care cadrele didactice sunt percepute de decidenții politici și de mass-media. De asemenea, autorul susține că această dimensiune este singura componentă a statutului asupra căreia cadrul didactic nu are niciun control.

Un concept cheie în pregătirea profesorilor este acela al profesorului ca statut profesional înalt: calificat pentru un nivel superior de educație, cu o gamă recunoscută de competențe profesionale, capabil să exercite un grad semnificativ de autonomie și judecată profesională și de la care se așteaptă să-și asume responsabilitatea pentru propria dezvoltare profesională continuă și să contribuie la profesia didactică în ansamblul ei, precum și la dezvoltarea politicii și practicii educaționale. Pregătirea inițială a profesorilor, încadrarea și debutul în carieră trebuie să stabilească bazele pentru acest statut.

6.2. OBIECTIVE PRIVIND DEZVOLTAREA CARIEREI UNIVERSITARE

Pe termen scurt obiectivul principal este obținerea atestatului de abilitare și dobândirea calității de conducător de doctorat în domeniul Mine, petrol și gaze.

Pe termen mediu obiectivul principal, care reprezintă o continuitate firească a activității de până acum, este ocuparea postului de profesor universitar. Continuarea activității în departamentul Inginerie minieră, topografie și construcții, desfășurată în cadrul unui climat caracterizat prin implicare continuă, colaborare, colegialitate și sprijin necondiționat al comunității universitare consider că îmi vor asigura posibilitatea dezvoltării unei cariere durabile.

Prin continuarea dezvoltării mele profesionale pe cele două direcții pot atinge obiectivul permanent pe care mi l-am propus: consolidarea continuă a prestigiului individual și organizațional atât pe plan național cât și pe plan internațional.

6.2.1. Activitatea didactică

În activitatea educațională, pe lângă continua îmbunătățire a metodologiei de predare, m-am axat pe respectarea următoarelor principii:

- *Principiul însușirii conștiente și active a cunoștințelor*, care postulează ideea potrivit căreia în învățare trebuie să existe un proces activ de înțelegere și prelucrare a datelor de informare pe schemele intelectuale anterioare, de construire a unor scheme noi și totodată de sesizare a relațiilor dintre fenomene și de stabilire a cauzalității.
- *Principiul intuiției*, care subliniază ideea că studenții trebuie să aibă în învățare un suport perceptibil și observabil în cunoaștere; acest principiu afirmă necesitatea observării directe a fenomenelor sau a analizei unor convenții foarte explicite și intuitive.
- *Principiul însușirii temeinice a cunoștințelor, priceperilor și deprinderilor* postulează ideea însușirii operaționale ferme, eficiente a tuturor lucrurilor învățate, într-un mod temeinic, sigur, care să reducă foarte mult perisabilitatea lor.

- *Principiul îmbinării teoriei cu practica* exprimă necesitatea de a îmbina în mod continuu însușirea cunoștințelor teoretice cu posibilitatea aplicării lor în practică.
- *Principiul sistematizării și continuității în învățământ* subliniază ideea unei succesiuni logice a cunoștințelor, precum și corelarea și selectarea lor după însemnătatea instructiv-educativă.
- *Principiul tratării individuale a studenților* pornește de la premisa că trebuie să fie luat în considerare specificul individualității fiecărui student, pentru ca acesta, învățând, să-și realizeze o dezvoltare intelectuală optimă.

Instrumentele pe care le voi utiliza pentru dezvoltarea carierei mele didactice vor fi menținerea și creșterea standardelor de excelență academică și profesională, pe de o parte, și colaborarea nemijlocită cu colegii, pe de altă parte.

Pentru dezvoltarea competențelor didactice îmi propun următoarele obiective:

- promovarea unei culturi a calității, fundamentată pe cunoștințe, responsabilitate și viziune;
- diversificarea metodelor didactice bazate pe creativitate și perteneriat educațional, apelând la tehnologii inovative de învățare și forme interactive;
- stimularea participării și implicarea activă a studenților la desfășurarea cursurilor și aplicațiilor practice prin folosirea metodelor didactice centrate pe învățarea prin descoperire și învățarea pe echipe;
- intensificarea elaborării de materiale didactice (cărți și manuale de specialitate, îndrumare de laborator, culegeri de teste și probleme etc.) care să vină în ajutorul actului de predare-învățare pentru programele de studii la care particip;
- actualizarea periodică a cursurilor și fișelor disciplinelor în scopul adaptării permanente la schimbările apărute, facilitând accesul studenților la informații;
- organizarea unor vizite la obiective economice relevante pentru profesia în care se pregătesc studenții;
- participarea la diverse forme de pregătire postuniversitară.

6.2.2. Activitatea de cercetare

Voi aduce un plus de valoare dezvoltării cercetării științifice din universitate atât prin participarea mea în continuare la manifestări științifice naționale și internaționale, cât și prin diseminarea rezultatelor cercetării în reviste cu recunoaștere internațională.

Pentru creșterea relevanței și impactului rezultatelor mele în cercetarea științifică îmi propun:

- dezvoltarea de parteneriate în domeniul cercetării cu universități de prestigiu din țară și din străinătate;
- publicarea anuală a cel puțin 2-3 articole în reviste indexate Thomson-Reuters și în baze de date internaționale;
- participarea anuală la cel puțin o conferință, cu precădere internațională;
- abordarea în cercetarea mea științifică a unor teme de maximă actualitate în domeniul minier;
- accesarea fondurilor destinate achiziției de aparatură de laborator și a softurilor de specialitate, precum și modernizarea dotărilor existente;

- implicarea cadrelor didactice tinere în activități de cercetare științifică finalizate cu publicarea de articole la manifestări științifice sau în reviste de specialitate;
- stimularea interesului studenților pentru activitatea de cercetare științifică prin integrarea acestora în colectivele de cercetare ale cadrelor didactice, reorganizarea cercurilor științifice studențești, elaborarea unor tematici ale lucrărilor de licență și de disertație care să includă și activități de cercetare
- încurajarea studenților prin teme de cercetare abordate pentru a participa la manifestări științifice naționale și internaționale.

Planul de dezvoltare a carierei mele academice și de cercetare științifică este în concordanță cu obiectivele colectivului în care îmi desfășor activitatea și căruia îi datorez o bună parte a realizărilor mele profesionale.

PARTEA III

BIBLIOGRAFIE

III.1. REFERINȚE BIBLIOGRAFICE PROPRII

1. **Arad, V., Moraru, R.I., Băbuț, G.B., Goldan, T. (2008)** *The impact of underground mining on the surface ground in Jiu Valley*, Proceedings of the 21st World Mining Congress, Poster Session, pag. 31-38, Krakow-Katowicw-Sosnowiec, Poland.
2. **Arad, V., Arad, S., Goldan, T. ș.a. (2008)** *Research regarding the use of underground cavities of salt mines for waste*, 12th Conference on Environment and Mineral Processing, Part I., VSB-TU Ostrava, p.113-120.
3. **Arad, V., Goldan, T., (2009a)** *Geomecanică și tehnologii miniere*, Editura Focus, Petroșani, 354 pg.
4. **Arad, V., Onica, I., Cozma, E., Matei, I., Goldan, T. (2009b)** *Cauzele geominiere care au condus la producerea accidentului din data de 15.11.2008 de la E.M.Petrila*, *Expertiza tehnica*, Contract nr.1, UP cu CNH Petroșani
5. **Băncilă-Afrim, N., Goldan, T., Florea, A. (2006)** *Dynamische Prozesse beim Kohleabbau In Valea Jiului Rumänien*, Kolloquium Ressourcen und Umwelt – Kohle und China, Freiberg/Sachsen, Germany, p.189-196.
6. **Cozma, E., Goldan, T. (2002)** *Mining methods and technologies presently applied in Valea Jiului coalbasin for thick seams with high dips*, Annals of University of Petrosani, Mining Engineering, vol.3 (XXX), Universitas Publishing House, Petrosani-Romania, pag.46-49.
7. **Cozma, E., Goldan, T. (2003)** *Proiectarea minelor*, Editura Focus, Petroșani, vol.I,355 p.
8. **Cozma, E., Onica, I., Goldan, T. (2005)** *Mining voids and their influence on the ground surface*, Revista Pangeea, Aeternitas Publishing House, Alba Iulia, No.5, pag.24-29.
9. **Cozma, E., Onica, I., Goldan, T. (2006a)** *Turda saline-from mining to turism*, Proceedings of International symposium on economic Geology and seventh natural symposium/20.sept, pag.66-70./ *Turda saline-from mining to turism*, R.J. of Mineralogy vol. 82, pag.66-70.
10. **Cozma, E., Onica, I., Goldan, T. (2006b)** *Rock Salt Deposits Mining in Romania*; Proceedings of International Conference on New Technology for Surface and Underground Mining, Kolkata (India) and Journal of Mines, Metals & Fuels, Vol.54, no.12.
11. **Goldan, T., Băbuț, G. (2001)** *Computer simulation for spontaneous heating coal* Annales Universitatis Apulensis Alba Iulia, seria matematică-informatică, nr.1/2001 p.207-212.
12. **Goldan, T. (2002a)** *Tehnică minieră*, Editura Focus, Petroșani, 167 pag.
13. **Goldan, T. (2002b)** *A model for self-heating of coal prediction*, Annals of University of Petrosani, Mining Engineering, vol.3 (XXX), Universitas Publishing House,

- Petrosani-Romania, pag.54-58
14. **Goldan, T., Cozma, E., Bădulescu, D., Onica, I. (2003)** *Problem specification and finite element formulation for the spontaneous ignition of a coal stockpile*, Annals of University of Petrosani, Mining Engineering, vol.4 (XXXI), Universitas Publishing House, Petrosani-Romania, pag.64-71.
 15. **Goldan, T., Cozma, E., Onica, I. (2004a)** *A model for the finite element formulation of the spontaneous combustion of coal*, Annales Universitatis Apulensis Alba Iulia, Matematică-informatică, nr.4, pag.26-33
 16. **Goldan, T., Cozma, E., Onica, I., Cozma, B. (2004b)** *Analysis of limiting model of natural convection on spontaneous combustion of coal stockpiles*, Annals of University of Petrosani, Mining Engineering, vol.5 (XXXII), Universitas Publishing House, Petrosani-Romania, pag.109-116
 17. **Goldan, T., Cozma, E., Onica, I., Bădulescu, D. (2005a)** *Seam factor and the spontaneous heating of coal*, Annals of University of Petrosani, Mining Engineering, vol.6 (XXXIII), Universitas Publishing House, Petrosani-Romania, pag.83-88.
 18. **Goldan, T., Cozma, E., Vătăjelu, S. (2005b)** *Proiectarea minelor*, Editura Focus, Petroșani, vol.II, 355 pg.
 19. **Goldan, T., Bădulescu, D., Jujan, C. (2006)** *Two different formulations which resolve the coal stockpiles ignition problem*, Annals of the University of Petroșani, Mining Engineering, vol.7 (XXXV), 2006, University Publishing House, pag.181-188.
 20. **Goldan, T., Grama, V., Cucuș, V. (2007a)** *Tehnici și tehnologii miniere*, Editura Tehnica-Info, Chișinău, 303 pg.
 21. **Goldan, T., Grama, V., Cucuș, V. (2007b)** *Critical particle size in spontaneous combustion of coal stockpiles*, Annals of University of Petrosani, Mining Engineering, vol.8 (XXXV), Universitas Publishing House, Petrosani, p.182-187.
 22. **Goldan, T. (2008)** *Mine fires – security risk from mining*, Annals of University of Petroșani, Mining Engineering, vol.9 (XXXVI), Universitas Publishing House, Petroșani-Romania, pag.171-179
 23. **Goldan, T. (2009)** *Storage in underground space*, Annals of University of Petrosani, Mining Engineering, vol.10 (XXXVII), Universitas Publishing House, Petrosani-Romania, pag.45-50,
 24. **Goldan, T., Grama, V., Danciu, C. (2010)** *Excavation stability examination through advanced modelling*, Annals of the University of Petroșani – Mining Engineering, vol. 11 (XXXVII), UNIVERSITAS Publishing House, Petroșani, pg.22-27.
 25. **Goldan, T. (2011)** *Environmental impact of mining activities: a national level inventory*, Proceedings of the 5th International Conference on Manufacturing Science and Education, vol. II, pag. 429-432, Sibiu, Romania.
 26. **Goldan, T., Moraru, R., Danciu, C., Nistor, C.M. (2012)** *Landscape restoration of areas affected by coal processing activities in western Jiu Valley*, 12th International Multidisciplinary Scientific Geoconference SGEM 2012 Conference Proceedings, Vol. I, pg. 639-643.
 27. **Goldan, T., Nistor, C.M. (2013)** *Considerations regarding the risk of land degradation induced by mining operations in coal open pits*, 13th SGEM GeoConference on Science and Technologies In Geology, Exploration and Mining,

- SGEM2013 Conference Proceedings, June 16-22, 2013, Vol. 1, pg. 357-362.
28. **Goldan, T., Moraru, R.I., Nistor, C.M. (2014)** *Assessing the stability safety factor in Oltenia lignite opencast mining*, 14th SGEM GeoConference on Science and Technologies In Geology, Exploration and Mining SGEM 2014 Conference Proceedings, 17-26 June, Albena, Bulgaria, June 17-26, 2014, Vol. III "Exploration and Mining-Mineral processing", pg. 49-54.
 29. **Goldan, T., Nistor, M.C., Badulescu, C., Marchis, D. (2018)** *Impacts on mining activities on surface deformation*, 18th International Multidisciplinary Scientific GeoConference SGEM 2018, SGEM2018 Conference Proceedings, Bulgaria, July 2-8, Book 1.3 Vol. 18, pg. 489-496
 30. **Marian, D.P., Onica, I., Cozma, E., Georgescu, M., Goldan, T. ș.a. (2018)** *Studiu privind stabilirea cauzelor apariției fenomenului de subsidență discontinuă din perimetrul minier Lupeni*, Contract nr.1696 APS/5.12.2018.
 31. **Oncioiu, G., Bădulescu, D., Cozma, E., Onica, I., Goldan, T. ș.a. (1996)** *Perfecționarea schemelor de deschidere și de pregătire, a metodelor și tehnologiilor de abataj pentru minele din Valea Jiului (Lonea, Petrila, Dâlja și Aninoasa)*, Contract U.P. cu R.A.H. România, nr.31.
 32. **Oncioiu, G., Bădulescu, D., Cozma, E., Onica, I., Goldan, T. ș.a. (1997)** *Perfecționarea schemelor de deschidere, pregătire și exploatare a minelor Paroșeni, Valea de Brazi și Uricani*, Contract U.P. cu R.A.H. România, nr.32.
 33. **Oncioiu, G., Bădulescu, D., Cozma, E., Onica, I., Goldan, T. ș.a. (1998)** *Perfecționarea schemelor de deschidere, pregătire și a tehnologiilor de abataj pentru minele: Vulcan, Bărbăteni, Câmpu lui Neag*, Contract U.P. cu R.A.H. România, nr.33.
 34. **Onica, I., Cozma, E., Goldan, T. (2003)** *Analiza stabilității stratelor de roci din acoperiș cu ajutorul unui model analitic bazat pe teoria încovoierii cilindrice complexe a plăcilor plane*, Buletin AGIR, Geomecanica în minerit, anul VIII, nr.1, ianuarie-martie 2003, pag.19-27.
 35. **Onica, I., Cozma, E., Goldan, T. ș.a. (2006a)** *Fatal accidents in the top coal caving mining of Jiu Valley basin (Romania)*, Proceedings of International Conference on New Technology for Surface and Underground Mining, Kolkata (India), pag.316-321, Journal of Mines, Metals and Fuels, 2006, 54(12): 300-304.
 36. **Onica, I., Cozma, E., Goldan, T., Roșioru, I. (2006b)** *Considerations concerning the determination of top coal caving height*, Annals of the University of Petroșani, Mining Engineering, vol.7 (XXXV), University Publishing House, pag.44-54.
 37. **Onica, I., Cozma, E., Goldan, T. (2006c)** *Degradarea terenului de la suprafață sub influența exploatării subterane*, Buletinul AGIR, nr. 3, pp.14-27.
 38. **Onica, I., Cozma, E., Goldan, T., (2006d)** *Analiza fenomenului care a condus la accidentul din abatajul frontal cu banc de cărbune subminat, pan. 5, str. 3, bl. III N, E. M. Uricani, în data de 22.05.2004*, Revista Minelor, Nr.5, pag.18-22.
 39. **Onica, I., Cozma, E., Goldan, T. (2007a)** *Statistical models of supports' behaviour in longwall mining faces of coal seams*, Annals of University of Petroșani, Mining Engineering, vol.8 (XXXV), Universitas Publishing House, Petroșani-Romania, pag.70-75
 40. **Onica, I., Cozma, E., Goldan, T., Rosioru, I. (2007b)** *Analysis of the stress and*

- strain state around the top coal caving faces, in the case of coal seam no.3, from Jiu Valley coal basin, using the finite element method, Annals of University of Petroșani, Mining Engineering, vol.8 (XXXV), Universitas Publishing House, Petrosani-Romania, pag.43-50.*
41. **Onica, I., Cozma, E., Goldan, T., Bociat, M.A. (2008)** *The Ground Surface and Roadways Stability Analysis under the Sfanta Varvara and Inda Adits Influence (Cozla Mine Perimeter-Romania)*, MicroCAD 2008, International Scientific Conference, University of Miskolc, 20-21 March.
 42. **Vereș. I., Arad, V., Cozma, E., Onica, I., Goldan, T. ș.a. (2015)** *Studiu de cercetare privind amplasarea conductelor de transport gaze naturale în zone cu posibile fenomene de subsidență. Etapa I – Studiu privind amplasarea conductei de transport gaze naturale Bulgaria-România-Ungaria - Austria în zona de exploatare minieră Valea Jiului*, Contract nr.634.

III.2. REFERINȚE BIBLIOGRAFICE GENERALE

1. **Aghababaei, S., Saeedi, G., Jalalifar, H. (2016)** *Risk analysis and prediction of floor failure mechanisms at longwall face in Parvadeh-I coal mine using rock engineering system (RES)*, Rock Mechanics and Rock Engineering, vol. 49, no. 5, pp. 1889-1901.
2. **Alehossein, H., Poulsen, B.A. (2010)** *Stress analysis of longwall top coal caving*. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 47 (1): p. 30-41.
3. **Arch Coal Inc. (2010)** Annual Report Pursuant To Section 13 Or 15(D) Of The Securities Exchange Act Of 1934, Form 10-K. United States Securities And Exchange Commission.
4. **Barczak, T.M. (1992)** *Examination of Design and Operation Practices for Longwall Shields*. U.S. Department Of The Interior, Bureau of Mines, Information Circular/1992.
5. **Bell, F.G., Cripps, J.C., Culshaw, M.G. and Lovell, M.A. (1988)** *A Review of Ground Movements Due to Civil and Mining Engineering Operations in. Engineering Geology of Underground Movements*, Geological Society Engineering Geology Special Publication No. 5, pp. 3-32.
6. **Bieniawski, Z.T. (1987)** *Strata Control in Mineral Engineering*. Wiley, New York, 212 p.
7. **Bieniawski, Z.T. (1992)** *Design methodology in rock engineering*. 198 pp. Rotterdam: A.A. Balkema
8. **Biswas, K., Mark, C., Peng, S.S. (1999)** *A unique approach to determining the time-dependent in situ strength of coal pillars*. Proceedings of the Second International Workshop on Coal Pillar Mechanics and Design, p.5-14.
9. **Borisov, A.A. (1980)** *Mehanika gornâh parod massivov*. Nedra, Moskva.
10. **Bowles, J.E. (1996)** *Foundation Analysis and Design*, 5th Edition. McGraw-Hill, USA.
11. **Brady, B.H.G., Brown, E.T. (2004)** *Rock Mechanics for underground mining*. Kluwer Academic Publishers, New York.
12. **Caudron, M., Emeriault, F., Kastner R, Al Heib, M. (2006a)** *Collapses of underground cavities and soil-structure interactions: Experimental and numerical models*. Proceedings of the 1st Euro mediterranean symposium on advances on geomaterials and structures, Hammamet, Tunisia, p. 311-316.

13. **Caudron, M., Emeriault, F., Kastner, R., Al Heib, M. (2006b)** *Sinkhole and soil-structure interactions: Development of an experimental model*. International Conference of Physical Modeling in Geotechnics, Hong Kong, p. 1261-1267.
14. **Caudron, M., Al Heib, M., Emeriault, F. (2008)** *Collapses of underground cavities and soil-structure interactions: influences of the position of the structure relative to the cavity*. Proceedings of the 12th international conference of Int. Association for Computer Methods and Advances in Geomechanics, Goa, India.
15. **Coulthard, M.A., Dutton, A.J. (1988)** *Numerical modelling of subsidence induced by underground coal mining*. In: Proceedings of the 29th US Symposium: Key Questions in Rock Mechanics. Rotterdam: A.A. Balkema.
16. **De Bruyn, I.A., Bell, F.G., Jermy, C.A. (2000)** *The problem of sinkhole formation in two dolomite areas of South Africa*. Proc GeoEng 2000, Melbourne, 2: 222, Technomic Publishing Co.: Lancaster, Pennsylvania.
17. **Gajoch K., Piechota S. (1973)** *Charakterystyka zruszenia ilohupkowego stropu na podstawie badań w kopalni „Łęczycza”*. Prz. Gór., nr 4.
18. **Galvin, J.M. (2016)**, *Ground Engineering – Principles and Practices for Underground Coal Mining*, Springer, Cham, Switzerland.
19. **Gao, F., Stead, D., Coggan, J. (2014)** *Evaluation of coal longwall caving characteristics using an innovative UDEC Trigon approach*. Comput Geotech, 55: 448–460
20. **Garrard, G.F.G., Taylor, R.K. (1988)** *Collapse Mechanisms of Shallow Coal-Mine Workings from Field Measurements*. In Engineering Geology of Underground Movements, Geological Society Engineering Geology Special Publication No. 5, p. 181-192.
21. **Gaviglio P. (1985)** *La deformation cassante dans les calcaires Fuvéliens du bassin de l'arc (Provence)*. PhD thesis. University of Provence, Marseille, France.
22. **Grond, G.J.A. (1957)** *Ground movements due to mining*. Colliery Engg., 34, p.157-197.
23. **Haifeng, L., Baoyuan, Y., Lin, W. (2011)** *Rock parameters inversion for estimating the maximum heights of two failure zones in overburden strata of a coal seam*, Mining Science and Technology, vol. 21, no. 1, pp. 41-47.
24. **Hamrin, H. (1980)** *Guide to Underground Mining Methods and Applications*. Stockholm Atlas Copco, p.40.
25. **Hargreaves, L., Flutter, J. (2013)** *The Status of Teachers and the Teaching Profession: A desk-study for Education International*. Unpublished manuscript, Department of Education, University of Cambridge, UK, p. 4.
26. **Haycocks, C., Karmis, M., Ehgartner, B. (1982)** *Multiple Seam Mine Design*. Paper in State-of-the-Art of Ground Control in Longwall Mining and Mine Subsidence, SME, AIME, p. 59-65.
27. **Hoyle, E. (2001)** *Teaching: prestige, status and esteem*, in *Educational Management and Administration*, vol. 9 (2), pp. 139-152, p. 139.
28. **Humphries, P., Poulsen, B., Ren, T. (2006)** *Longwall Top Coal Caving Application Assessment in Australia*. ACARP Project C13018. Brisbane, Australia: CSIRO Exploration and Mining.

29. **Indraratna, B., Nemcik, J.A., Gale, W.J. (2000)** *Review and interpretation of primary floor failure mechanism at a longwall coal mining face based on numerical analysis*, Géotechnique, vol. 50, no. 5, pp. 547-557.
30. **Jacobi, O. (1976)** *Praxis der Gebirgsbeherrschung*. Verlag Glückauf GmbH, Essen.
31. **Jarosz, A. (1977)** *Deformacje powierzchni terenu wywołane płytką eksploatacją górnictw w rejonie olkuskim*. Kraków, Praca doktorska.
32. **Jennings, J.E., Brink, A.B.A., Louve, A., Gowan, G.D. (1965)** *Sinkholes and subsidences in the Transvaal dolomites of South Africa*. Proc. 6th Int. Conf. Soil Mech. Foundn Engng, Montreal, 1: 51-54.
33. **Jeremic, M.L. (1985)** *Strata Mechanics in Coal Mining*. A.A.Balkema, Rotterdam.
34. **Josien, J.P. (1974)** *Contrôle des terrains dans l'exploitation par taille*. Thèse, Nancy, 1974.
35. **Jia, G.S. (2001)** *Determination of top coal cavability in fully mechanized caving*. Coal Sci Technol. 29(7): 42-44.
36. **Ju, J., Xu, J. (2015)** *Surface stepped subsidence related to top-coal caving longwall mining of extremely thick coal seam under shallow cover*, Int. J. Rock Mech. Min. Sci., 78: 27-35.
37. **Juncker, M. ș.a. (2006)** *Gebirgsbeherrschung von Flözstrecken*. Verlag Glückauf GmbH, Essen.
38. **Kang, H., Lou, J., Gao, F., Yang, J., Li, J. (2018)** *A physical and numerical investigation of sudden massive roof collapse during longwall coal retreat mining*, International Journal of Coal Geology, vol. 188, pp. 25-36.
39. **Kelly, M., Gale, W., Hatherly, P., Balusu, R. and Luo, X. (1996)** *New understanding of longwall caving processes: results of microseismic monitoring and initial computational modelling at Gordonstone mine*. Proc. Symp. Geology in Longwall Mining, Sydney (eds G. H. McNally and C. R.Ward), p. 153–61. Coalfield Geology Council of New South Wales: Sydney.
40. **Konietzky, H. (2018)** *Practical hints for using numerical methods in rockmechanics*. TU Bergakademie Freiberg, Institut für Geotechnik.
41. **Kwasniewski, M. (2008)** *Numerial analysis of strata behaviour in the vicinity of a longwall panel in a coal seam mined with roof caving*. In: Proceedings of the 1st International FLAC/DEM Symposium. Minneapolis, Minnesota: Itasca Consulting Group, 07-08.
42. **Lai, X., Cai, M., Ren, F., Xie, M., Esaki, T. (2006)** *Assessment of rock mass characteristics and the excavation disturbed zone in the Lingxin coal mine beneath the Xitian river, China*, International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, vol. 43, no. 4, pp. 572-581, 2006
43. **Le, T.D., Mitra, R., Oh, J., Hebblewhite, B. (2017)** *A review of cavability evaluation in longwall top coal caving*, International Journal of Mining Science and Technology, vol. 27, no. 6, pp. 907-915.
44. **Le, T.D., Oh, J., Hebblewhite, B., Zhang, C., Mitra, R. (2018)** *A discontinuum modelling approach for investigation of Longwall Top Coal Caving mechanisms*. Int J Rock Mech Min Sci, 106:84-95.
45. **Li, H.M., Zhou, Y., Zhai, X.X. (2000)** *The characteristics of top-coal deformation*

- and smash with sub-level caving mining, *Journal of China Coal Society*, vol. 25, no. 4, pp. 352-355.
46. **Li, S.C., Wang, D.C., Wang, Q. ș.a. (2013)** *Development and application of large-scale geomechanical model test system for deep thick top coal roadway*, *Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering*, vol. 38, no. 9, pp. 1522-1530.
 47. **Li, W., Mei, S., Zai, S., Zhao, S., Liang, X. (2006)** *Fuzzy models for analysis of rock mass displacements due to the underground mining in mountainous areas*. *Int. J. Rock Mech. Mining Sci.*, 43(4): 503-511.
 48. **Madden, B.J., Hardman, D.R. (1992)** *Long Term Stability of Bord and Pillar Workings*. *COMA: Symposium on Construction Over Mined Areas*, Pretoria, South Africa, May 1992. pp.37-51.
 49. **Manolescu, A. (2003)** *Managementul resurselor umane*, Ediția a IV-a, Ed. Economică, București, 321 p.
 50. **Marschalko, M., Treslin, L. (2009)** *Impact of underground mining to slope deformation genesis at Doubrava Ujala*. *Acta Monica Slovaca*, 14(3): 232-240.
 51. **Mark, C. (2006)** *The evolution of intelligent coal pillar design 1981-2006*. *Proceedings 25 International Conference on Ground Control in Mining*, Morgantown, West Virginia, 325-334.
 52. **Matheson, G.M., Eckert-Clift, A.D. (1986)** *Characteristics of chimney subsidence and sink hole development from abandoned underground coal mines along the Colorado Front Range*. *Proceedings of the 2nd Workshop on Surface Subsidence due to Underground mining*, West Virginia University, Morgantown, Wv, p. 204-214.
 53. **Mazurkiewicz, M., Piotrowski, Z., Tajduś, A. (1997)** *Waste deposit in underground mining*. Kraków; part 2:1-60 (in Polish).
 54. **Miletici, A.F. (1968)** *Utieciki vozduha i ih rascet pri provietrivani šaht*, Nedra, Moskva.
 55. **Morsy, K., Peng, S.S. (2002)** *Numerical modelling of the gob loading mechanism in longwall coal mines*. In: *Proceedings of the 21st International Conference on Ground Control in Mining*, Morgantown, WV.
 56. **Nemcik, J.A. (2003)** *Floor failure mechanisms at underground longwall face*, Ph.D. thesis, University of Wollongong.
 57. **Oberkampf, W.L. ș.a. (2003)** *Verification, validation and predictive capability in computational engineering and physics*. SANDIA report SAND2003-3769.
 58. **Onica, I. (2001)** *Introducere în metode numerice utilizate în analiza stabilității excavațiilor miniere*. Ed. Universitas, Petroșani.
 59. **Onica, I., Cozma, E. ș.a. (2005)** *Determination of Decalage Between Two Longwall Faces in the Case of Thick Coal Mining with Sublevel Caving* *Proceedings of 9-th International Mining, Petroleum and Metallurgical Engineering Conference*, Cairo University, February, 21-24.
 60. **Palchik, V., (2002)** *Influence of physical characteristics of weak rock mass on height of caved zone over abandoned subsurface coal mines*, *Environmental Geology*, vol. 42, no. 1, p. 92-101.
 61. **Palchik, V. (2005)** *Localization of mining-induced horizontal fractures along rock layer interfaces in overburden: field measurements and prediction*. *Environmental*

- Geology 48 (1), 68-80.
62. **Pappas, D.M., Mark, C. (1993)** *Behaviour of simulated longwall gob material*. U.S. Bureau of Mines.
 63. **Park, D.W., Gall, V. (1989)** *Supercomputer assisted three-dimensional finite element analysis of a longwall panel*. Rock Mechanics as a Guide for Efficient Utilization of Natural Resources, Proc. 30th U. S. Rock Mech. Symp., Morgantown (ed. A. W. Khair), 133–40. A. A. Balkema: Rotterdam.
 64. **Peele, R. (1952)** *Mining Engineers Handbook*. 3rd ed., 6th printing, Wiley, New York.
 65. **Peng, S.S. (1986)** *Coal mine – ground control*. John Wiley & Sons.
 66. **Peng, S.S., Chiang, H.S. (1984)** *Longwall mining*. Wiley: New York.
 67. **Peng, S.S. (2006)** *Longwall Mining*, Society for Mining, Metallurgy, and Exploration, Inc. (SME), Englewood, CO, USA, 2nd edition.
 68. **Peng, Syd (2008)** *Coal Mine Ground Control*. Third Edition. 764 pages.
 69. **Piggott, R.J., Eynon, P. (1978)** *Ground movement arising from the presence of shallow abandoned mine workings*, in Proceedings of the Conference on Large Ground Movements and Structures, UWIST, Cardiff, Geddes J.D. (ed.) Pentech Press, p.749-780.
 70. **Piguet, J.P. (1983)** *La modélisation en mécanique des terrains et son application à l'exploitation minière*. Thèse docteur es sciences, Nancy.
 71. **Qian, M., Shi, P., Xu, J. (2010)** *Underground Pressure and Strata Control*, China University of Mining and Technology Pressure, Xuzhou, China.
 72. **Rafiee, R., Ataei, M., KhalooKakaie, R., Jalali, S.E., Sereshki, F., Noroozi, M (2018)** *Numerical modeling of influence parameters in cavability of rock mass in block caving mines*, International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, vol. 105, pp. 22–27.
 73. **Rao, M.V.R., (2004)** *Prediction of surface subsidence and its monitoring*. University College of Engineering Kakatiya University, Kothagudem, Thesis, p.71.
 74. **Rellensmann, O., Wagner, E. (1957)** *The Effect on Railways of the Ground Movements Due to Mining*, Proceedings European Congress on Ground Movement, University of Leeds, Leeds, UK, pp. 74-82.
 75. **Roux, A.J.A., Leeman, E.R., Denkhaus, H.G. (1957)** *De-stressing: a means of ameliorating rock-burst conditions. Part I – the conception of de-stressing and the results obtained from its application*. J. S. Afr. Inst. Min. Metall., 58: 101–19.
 76. **Ryncarz, T. (1992)** *Ruchy górotworu wywołane wyrobiskami podziemnymi*. Wydawnictwa AGH, Kraków.
 77. **Salamon M.D.G. (1990)** *Mechanism of caving in longwall coal mining*. In: Hustrulid W, Johnson GA, editors. Rock Mechanics Contributions and Challenges: Proceedings of the 31st U.S. Symposium. Rotterdam: A.A. Balkema.
 78. **Salustowicz, A. (1968)** *Zarys mechaniki górotworu*. Katowice.
 79. **Schwer, L.E. (2006)** *An overview of the ASME guide for verification and validation in computational solid mechanics*. Prod. 5. LS-DYNA Anwenderforum, A-II: 111-122.
 80. **Shabanimashcool M., Charlie C.L. (2012)** *Numerical modelling of longwall mining and stability analysis of the gates in a coal mine*. Int. J. Rock Mech. Mining Sci, vol. (51), pp. 24-34.
 81. **Sidorenko, A.A., Ivanov, V.V., Sidorenko, S.A. (2019)** *Numerical simulation of rock*

- massif stress state at normal fault at underground longwall coal mining*. International Journal of Civil Engineering and Technology (IJCIET), 10(01), January, p. 844-851.
82. **Singh, M.M. (1978)** *Experience With Subsidence Due to Mining*, Proceedings International Conference on Evaluation and Prediction of Subsidence, ASCE, New York, pp. 92-112.
 83. **Singh, M.M., Kendorski, F.S. (1981)** *Strata Disturbance Prediction for Mining Beneath Surface Water and Waste Impoundments*. Proceedings 1st Conference on Ground Control in Mining, West Virginia University, Morgantown, WV, pp.76-89.
 84. **Statham, I., Golightly, C., Treharne, G. (1987)** *The thematic mapping of the abandoned mining hazard – a pilot study for the South Wales Coalfield*. In: Culshaw MG, Bell FG, Cripps JC (eds) *Planning and engineering geology* (Eng Geol Spec Pub No 4). Geological Society, London, pp 255-268
 85. **Su, S., Stephansson, O. (1999)** *Effect of a fault on in situ stresses studied by the distinct element method*. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 36(8): 1051-1056.
 86. **Su, P., Wei, Z. (2018)** *Depth of floor failure of stope with medium-thickness coal seam*, Geotechnical and Geological Engineering, vol. 36, no. 2, pp. 1341-1347.
 87. **Suchowerska, A.M. (2014)** *Geomechanics of single-seam and multi-seam longwall coal mining*. PhD Thesis. Newcastle, Australia: University of Newcastle.
 88. **Szwedzicki, T. (1999)** *Sinkhole formation over hard rock mining areas and its risk implications*. Trans. Instn. Min. Metall., 108: A27-36.
 89. **Szwedzicki T. (2003)** *Rock mass behaviour prior to failure*. Int. J. of Rock Mech. & Mining Sciences, 40, p.573-584.
 90. **Șchiopu, U. (1997)** *Dicționar de psihologie*, Ed. Babel, București.
 91. **Șeviakov, L.D. (1953)** *Razrabotka mestorojdenii poleznych iskopaemih*, Ugletehizdat, Moskva.
 92. **Tajduś, K., Sroka, A. (2007)** *Analytic and numerical methods of sinkhole prognosis*. Altbergbau – Kolloquium, pag. 152-175, Freiberg.
 93. **Tajduś, K., Tajduś, A. (2005)** *Influence of strata layer on subsidence trough caused by underground excavation*. 20th World Mining Congress, Volume 2, Teheran.
 94. **Thacker, B.H. ș.a. (2004)** *Concepts of model verification and validation*. Los Alamos report LA-14167-MS.
 95. **Trucano, T.G. ș.a. (2002)** *General concepts for experimental validation of ASCI code applications*. SANDIA report SAND2002-0341.
 96. **Vakili, A., Hebblewhite, B.K. (2010)** *A new cavability assessment criterion for longwall top coal caving*, International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, vol. 47, no. 8, pp. 1317–1329.
 97. **Wang, C., Wang, L., Song, Z., Pan, L. (2004)** *Testing study on 3D simulation material simulation for shallow coal seam mining*, Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, vol. 23, no. S2, pp. 4926–4929.
 98. **Wang, H, Wu, Y., Cao, P., Zhang, W., Xie, P. (2015)** *Large scale loaded 3D-simualtion tests on mining steeply dipping seam*, Journal of China Coal Society, vol. 40, no. 7, pp. 1505-1511.
 99. **Wang, J., Yu, B., Kang, H. ș.a. (2015)** *Key technologies and equipment for a fully*

- mechanized top-coal caving operation with a large mining height at ultra-thick coal seams*, International Journal of Coal Science & Technology, vol. 2, no. 2, pp. 97-161, 2015.
100. **Wardle, L.J. (1993)** *The Use of Numerical Modeling for Underground Coal Mine Design*, *Comprehensive Rock Engineering Principle, Practice&Projects*. Ed. J.A. Hudson, Pergamon Press Ltd, Oxford.
 101. **Whittaker, B. N. (1974)** *An appraisal of strata control practice*. Min. Engr, **134**: 9–24.
 102. **Whittaker, B.N., Breeds, C.D. (1977)** *The Influence of Surface Geology on the Character of Mining Subsidence*. In: Proceedings of the Conference on Geotechnics of Structurally Complex formations, Capri. Associazione Geotecnica Italiana, 1, 459-468.
 103. **Whittaker B.N., Reddish D.J. (1989)** *Subsidence: Occurrence, prediction and control*, Elsevier Science Publishing Company Inc., New York.
 104. **Wilson, A. H. (1977)** *The effect of yield zones on the control of ground*. Proc. 6th Int. Strata Control Conf., Banff, Paper 3.
 105. **Wilson, A. H. (1981)** *Stress and stability in coal ribsides and pillars*. Proc. 1st Ann. Conf on Ground Control in Mining, West Virginia University (ed. S. S. Peng), 1-12.
 106. **Xie, X., Zhao, T. (2016)** *Analysis on the top-coal caving structure of extra-thick hard coalseam with shallow depth in fully mechanized sublevel caving mining*, Journal of China Coal Society, vol. 41, no. 2, pp. 359-366.
 107. **Yan, S., Wu, J. (1996)** *Analysis of top coal movement and damage characteristics in top-coal caving*, Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, vol. 15, no. 2, pp. 155-162.
 108. **Yasitli, N.E., Unver, B. (2005)** *3D numerical modeling of longwall mining with top-coal caving*, International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, vol. 42, no. 2, pp. 219-235.
 109. **Yeung, M.R., Sun, N., Jiang, Q.H, Blair, S.C. (2004)** *Analysis of large block test data using three-dimensional discontinuous deformation analysis*. Int. J. of Rock Mech. & Mining Sciences, 41, 521-526.
 110. **Yin, H., Lefticariu, L., Wei, J. ş.a. (2016)** *A multi-method approach for estimating the failure depth of coal seam floor in a longwall coal mine in China*, Geotechnical and Geological Engineering, vol. 34, no. 5, pp. 1267-1281.
 111. **Zhang, Y. Wu, J. (2000)** *Crack-movement degree and caving characteristic of top-coal in longwall top coal caving mining*, Journal of China University of Mining and Technolgy, vol. 29, no. 5, pp. 506-509.