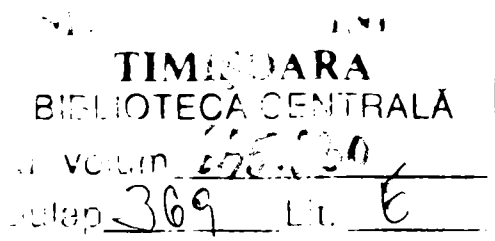


TEZĂ DE DOCTORAT

OPTIMIZAREA TEHNOLOGIEI DE TURNARE BIMETAL A CILINDRILOR DE DIAMETRE MARI DESTINAȚI LAMINĂRII

CONDUCĂTOR ȘTIINȚIFIC
Prof. Dr. Ing. ION SPOREA

DOCTORAND
Ing. Cornelia Gabriela MIHUȚ



TIMIȘOARA
2005

CUPRINS

Introducere.....	3
Capitolul 1. Stadiul actual privind tehnologiile de formare - turnare	
a cilindrilor destinați laminării.....	5
1.1. Noțiuni generale.....	5
1.2. Tipuri de cilindri de laminare obținuți prin.....	7
1.3. Utilajul și echipamentele destinate formării și turnării cilindrilor din fontă.....	9
1.4. Tehnologia actuală de formare – turnare bimetala a cilindrilor pentru laminare.....	15
1.4.1. Materiale necesare formării cilindrilor de laminare bimetala.....	16
1.4.2. Executarea formelor de turnare.....	18
1.4.3. Uscarea formelor.....	21
1.4.4. Asamblarea și montarea formelor.....	21
1.4.5. Tehnologii de turnare a cilindrilor de laminare bimetalici.....	23
1.5. Concluzii parțiale.....	29
Capitolul 2. Analiza factorilor de influență asupra caracteristicilor cilindrilor pentru laminare turnați bimetala	30
2.1. Solicitățile la care sunt supuși cilindri de laminare în timpul exploatării.....	30
2.2. Influența compoziției chimice și a structurii asupra durității tăbliei cilindrilor.....	33
2.3. Stabilirea domeniului optim, prin modelare matematică, al compoziției chimice a fontelor destinate obținerii crustei dure a cilindrilor bimetalici.....	38
2.3.1. Variația durității crustei cilindrilor bimetalici în funcție de conținutul de C, Mn și Si.....	39
2.3.2. Variația durității crustei cilindrilor bimetalici în funcție de conținutul de Cr, Ni și Mo.....	44
2.4. Concluzii parțiale.....	48
Capitolul 3. Studii cu privire la optimizarea tehnologiei de fabricație a cilindrilor bimetalici	50
3.1. Stabilirea metodei optime de turnare bimetala (a vaselor comunicante) în vederea reducerii consumului de metal și creșterea indicelui de scoatere.....	53
3.1.1. Dimensionare sistemelor de turnare pentru varianta optimă propusă.....	59
3.1.2. Considerente privind modelarea analitică a solidificării cilindrilor bimetalici în cazul utilizării microrăcitorilor.....	66
3.2. Modelarea numerică a procesului de solidificare a cilindrilor turnați bimetala, folosind metoda diferențelor finite.....	72
3.2.1. Metoda diferențelor finite pentru rezolvarea ecuațiilor diferențiale caracteristice proceselor de transfer de căldură.....	72
3.2.2. Modelul numeric cu diferențe finite al procesului solidificării cilindrilor bimetalici.....	77
3.2.3. Prezentarea rezultatelor.....	89
3.3. Concluzii parțiale.....	97

Capitolul 4. Simularea numerică a proceselor de curgere și solidificare a cilindrilor turnați bimetala, folosind metoda elementului finit.....	99
4.1. Metoda elementelor finite. Noțiuni de bază.....	103
4.1.1. Ipoteze de lucru.....	104
4.1.2. Stabilirea domeniului de analiză.....	104
4.1.3. Discretizarea domeniului de analiză.....	105
4.1.4. Obținerea modelului numeric cu elemente finite.....	106
4.2. Obținerea modelului numeric a fenomenelor de curgere și solidificare pentru cazul tehnologiei de turnare bimetala prin sistemul vaselor comunicante.....	108
4.2.1. Etapele simulării proceselor de umplere și solidificare a cilindrilor bimetalici.....	108
4.2.2. Evoluția câmpului de viteze a aliajelor în timpul umplerii formei cilindrilor de laminare bimetalici.....	120
4.2.3. Analiza distribuției câmpurilor termice în cilindri bimetalici în timpul turnării.....	127
4.2.4. Analiza distribuției fazei lichide în timpul solidificării cilindrilor bimetalici.....	135
4.3. Concluzii parțiale.....	150
Capitolul 5. Concluzii finale, contribuții personale, perspective.....	152
5.1. Concluzii finale.....	152
5.2. Contribuții personale.....	154
5.3. Perspective.....	156
Bibliografie.....	157
Anexe.....	162
Rezumat.....	205

Introducere

Unul din obiectivele principale ale restructurării metalurgiei din România îl constituie îmbunătățirea calității și realizarea produselor după normele internaționale, respectiv desfășurarea activității în “sistem de asigurare a calității” și ridicarea competitivității produselor. În această etapă pentru țara noastră este necesar ca metalurgia să-și diversifice structura, să ridice nivelul calitativ al fabricației și să realizeze produse obținute din oțel la prețuri cât mai competitive pe piața internațională, pentru a satisface cerințele exigente ale beneficiarilor.

O pondere importantă în valoarea produselor finite din oțeluri deformabile o reprezintă costurile de laminare, în care consumul specific mediu de cilindri (0,3 kg/t laminat) are un rol preponderent. Intensificarea proceselor de laminare influențează, în mod direct, durabilitatea cilindrilor de laminare, aceștia fiind cele mai importante elemente componente utilizate în acest domeniu. Eficiența economică a producției de semifabricate laminate depinde, în mare măsură, de calitatea cilindrilor de laminare, a căror durabilitate în exploatare este determinată de proprietățile aliajelor din care aceștia sunt fabricați, de caracteristicile materialului care se laminează și, nu în ultimul rând, de condițiile de exploatare.

Deși prezintă o configurație geometrică relativ simplă, cilindrilor destinați laminării li se impun condiții tehnice foarte diferite și adesea contradictorii. Astfel, duritatea ridicată a tăbliei corelată cu o rezistență mecanică și la temperatură înaltă ridicate, precum și cu reziliențe mai ridicate ale aliajelor din miez, fusuri și trefle sunt destul de dificil de obținut. Din aceste motive, realizarea cilindrilor destinați laminării este destul de complexă, fiind necesară obținerea proprietăților fizico-mecanice diferite în diversele puncte ale unuia și aceluiași cilindru. Acestor condiții delicate le răspund cel mai bine cilindri turnați bimetala.

În țara noastră, firma S.C. „Cilindrul” S.A. – Călan toarnă cilindri bimetala destinați laminării tablei prin metoda statică și spălarea miezului, în număr foarte restrâns, iar firma „Fortus” – Iași a încetat să mai livreze astfel de cilindri, tehnologia lor de fabricație combinând metoda centrifugală (pentru obținerea crustei dure a tăbliei) cu cea statică (pentru turnarea fusurilor și miezului tăbliei). Motivele reducerii capacității de producție (sau chiar renunțare totală), pentru acest sort de cilindri, constau în scăderea indicelui de scoarere și a durabilității lor în exploatare.

În acest context, șansa turnătoriilor de cilindri de a reduce substanțial (60 – 70%) consumul de aliaje înalt aliate și deficitare, de îmbunătățire a calității (implicit a prețului de livrare) și creșterea durabilității în exploatare, pe calea optimizării tehnologiei de elaborare-turnare, stă în cercetarea științifică, care să permită realizarea și implementarea acestor tehnologii, cu costuri relativ reduse.

Prezenta teză de doctorat dorește să răspundă la cât mai multe probleme legate de aceste aspecte, abordând problematica prin prisma unei noi tehnici de cercetare – *simularea numerică*. Este cunoscut faptul că folosirea calculatorului, pentru rezolvarea multiplelor probleme cu care se confruntă producătorii de cilindri turnați, reprezintă cea mai eficientă investiție pe care aceștia o pot face. Nici o altă metodă tehnico-organizatorică sau economică adoptată în acest domeniu, în acțiunile de re tehnologizare a turnătoriilor, nu este egală cu performanțele care se pot obține în urma aplicării tehnicii de calcul în procesele tehnologice din industria de turnătorie.

Scopul final al acestei lucrări constă în obținerea unui model de simulare numerică, general valabil și aplicabil tuturor cazurilor particulare de turnare bimetala, model cu

ajutorul căruia să poată fi studiată, prin intermediul computerului, posibilitatea optimizării regimului curgerii aliajului lichid, a distribuției câmpului de temperaturi, a fazei lichide și contracției în timpul solidificării, cu cost minim (necesar acoperirii cheltuielilor cu echipamentul de calcul și software), într-un timp foarte scurt etc.

Atingerea obiectivului amintit a condus la realizarea unei structuri logice a tezei în trei părți. Partea întâi, cuprinzând capitolele 1 și 2, prezintă stadiul actual privind tehnologiile de formare-turnare a cilindrilor destinați laminării și analizează diferiți factori ce influențează caracteristicile cilindrilor bimetalici, în vederea optimizării compoziției chimice și a structurii lor.

În partea a doua, reprezentată de capitolul 3, s-a urmărit stabilirea metodei optime de fabricație, atât din punct de vedere tehnologic (proiectarea sistemului optim de turnare, a configurației formei metalice și utilizarea membranei-microrăcitor), cât mai ales prin stabilirea modelului matematic al solidificării cilindrilor bimetalici cu ajutorul metodei diferențelor finite.

Partea a treia a tezei, în speță capitolul 4, prezintă rezultatele simulării numerice a fenomenelor de curgere și solidificare, prin intermediul unui model numeric, bazat pe analiza cu element finit, construit cu ajutorul pachetului profesional **NovaFlow&Solid**. O sinteză a concluziilor parțiale este efectuată în capitolul 5 al tezei, tot aici prezentându-se contribuțiile personale ale autoarei.

Prezenta teză se înscrie în tendințele moderne de înlocuire treptată a experimentelor fizice cu cele numerice în domeniul proiectării și optimizării proceselor de curgere și solidificare din industria de turnătorie.

Metoda de cercetare aleasă – simularea numerică – este una dintre cele mai moderne și mai folosite la ora actuală în munca de cercetare inginerescă, cu o mare perspectivă în viitor.

Prin natura sa, această lucrare necesită o abordare cu caracter multidisciplinar, începând cu o profundă înțelegere a teoriei curgerii fluidelor și continuând cu solide cunoștințe legate de teoria transferului de căldură, algoritmi și metode numerice, precum și tehnicile moderne de programare.

Doresc să adresez cele mai calde mulțumiri conducătorului științific, domnului Prof.dr.ing. Ion SPOREA, pentru sugestiile, sfaturile pline de profesionalism și încrederea acordată pe întreg parcursul elaborării tezei. Experiența de o viață a dânsului, în acest domeniu, a fost și va rămâne un model pentru mine.

De asemenea, doresc să mulțumesc domnului prof.dr. Ștefan Maksay pentru sprijinul acordat în elaborarea suportului matematic al tezei, și tuturor colegilor de la Facultatea de Inginerie din Hunedoara, care, în mod direct sau indirect, au fost alături de mine în acest demers.

Domnilor profesori care au făcut parte din comisiile de examene și referate vreau să le mulțumesc, în mod deosebit, pentru sfaturile prețioase pe care mi le-au dat pe parcursul stagiului de pregătire și, totodată, colegilor de la Catedra de Tehnologie mecanică a Facultății de Mecanică din cadrul U.P.Timișoara doresc să le mulțumesc pentru suportul moral oferit în această perioadă.

Mulțumesc domnului ing. Iulian Mihăiescu, director tehnic în cadrul S.C. „Cilindrul” S.A. – Călan, căruia îi datorez inițierea în problematica turnării bimetala a cilindrilor de laminare și domnului ing. Gheorghe Dumitru de la Metal Progres Soft – București pentru sprijinul acordat în „pătrunderea tainelor” simulării numerice.

În final, doresc să mulțumesc soțului meu Ovidiu pentru dragostea, răbdarea și înțelegerea de care a dat dovadă, familiei – fără de care nu aș fi fost acum aici și, nu în ultimul rând, prietenilor pentru sprijinul și încurajările permanente.

Ing. Gabriela MIHUȚ

CAPITOLUL 1.

STADIUL ACTUAL PRIVIND TEHNOLOGIILE DE FORMARE – TURNARE A CILINDRILOR DESTINAȚI LAMINĂRII

1.1. Noțiuni generale

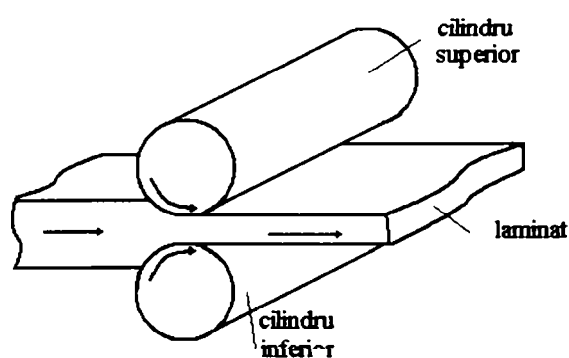


Fig. 1.1. Schema laminării materialelor metalice într-o cajă cu cilindri orizontali cu tăblia netedă

Laminarea este procedeul de deformare plastică a materialului prin trecerea acestuia prin cilindri de laminare, care se rotesc în sens contrar (figura 1.1), antrenând astfel, prin frecare, materialul metalic în zona în care are loc deformarea. Este un proces foarte răspândit, peste 75% din producția mondială de oțel fiind realizată prin laminare, aceasta aplicându-se industrial de la sfârșitul secolului XVIII [163].

Laminarea se poate realiza la cald sau la rece, în funcție de temperatura de recristalizare a materialului metalic supus deformării plastice. Astfel, dacă laminarea se realizează la o temperatură deasupra temperaturii de recristalizare, materialul putându-și reface fie și parțial structura inițială, laminarea are loc la cald. Dacă însă, după laminare, materialul nu recristalizează, rămânând în stare ecruisată, laminarea are loc la rece. De obicei, laminarea oțelurilor realizată la temperaturi sub 723°C (sub punctul A_{c1}) se desfășoară la rece, iar cea deasupra acestei temperaturi, la cald. În timpul laminării, materialele metalice își modifică dimensiunile (figura 1.2). Astfel, dimensiunile laminatului înainte de laminare sunt h_0 , b_0 și l_0 , iar după laminare - h_1 , b_1 și l_1 .

Părțile componente ale unui cilindru de laminare sunt prezentate în figura 1.3 [32].

Elementele principale ce caracterizează cajele de laminare sunt diametrul cilindrului (în cazul laminoarelor de profile) respectiv lungimea tăbliei (în cazul laminoarelor de tablă și benzi). Conform figurii 1.3, părțile componente ale unui cilindru de laminare sunt tăblia, fusurile și capetele de cuplare.

Tăblia reprezintă suprafața cilindrului care vine în contact cu materialul supus laminării și este caracterizată prin diametrul D și lungimea L . Ea poate fi netedă pentru laminarea tablelor și

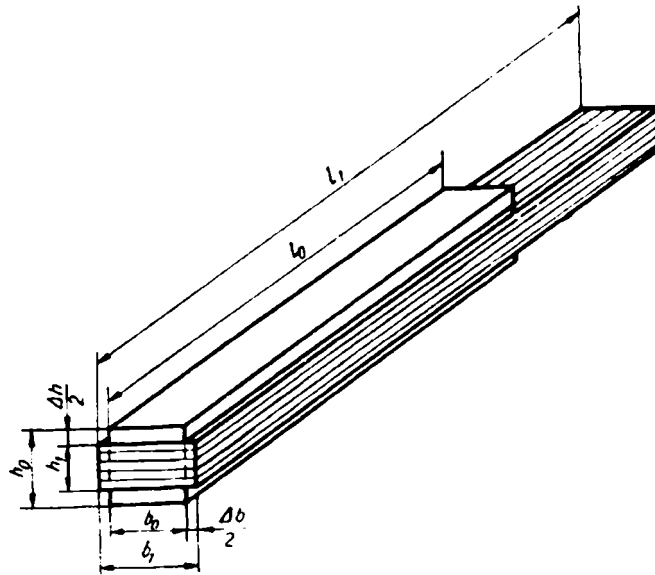


Fig. 1.2. Modificarea dimensiunilor materialului în procesul de laminare

benzilor (fig. 1.3.a), prevăzută cu calibre sau de formă specială, pentru laminarea profilelor și a altor produse (fig. 1.3.b).

De o parte și de alta a tăbliei, cilindri de laminare sunt prevăzuți cu fusuri, prin intermediul cărora se sprijină pe lagăre. La cele două extremități, cilindrul de laminare are o formă specială (capetele de cuplare), care îi permit să se cupleze cu capetele de antrenare, în vederea recepționării mișcării de rotație. Capetele fusurilor pot fi sub formă de rozetă, pentru cuplarea cu bare cu rozete și manșoane, sau sub formă prismatică pentru cuplarea cu bare universale. În unele cazuri, cu cel de-al doilea cap de cuplare, cilindrul poate transmite mișcarea de rotație cilindrilor altor caje de laminare.

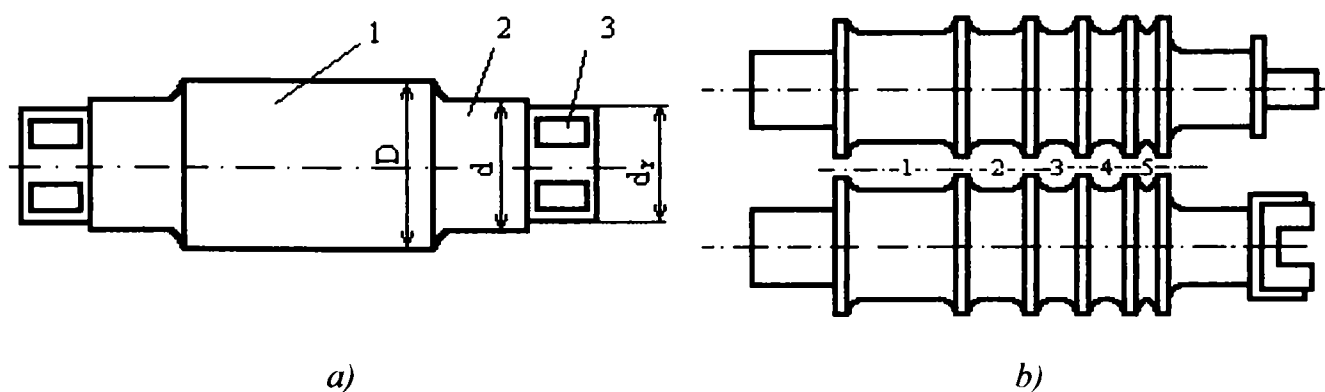


Fig. 1.3. Cilindru de laminare:
a - cu tăblie netedă: 1-tăblie; 2-fus; 3-rozetă (cap de cuplare); b - cu calibre

În funcție de sensul de mișcare a cilindrilor și a materialului metalic, se disting următoarele procedee de laminare [33]:

- *laminarea longitudinală* - procedeu de laminare în direcția axei longitudinale a materialului (figura 1.4.a); are loc prin rotirea cilindrilor în sens opus. Cristalele, din care este format

materialul, se alungesc în direcția de deformare, materialul căpătând o structură fibroasă. Aproximativ 90% din produsele laminate se realizează prin laminare longitudinală;

- *laminare transversală* - procedeu de laminare caracterizat prin laminarea materialului cu axa longitudinală perpendiculară pe direcția de laminare, lungimea produsului rezultând din lățirea inițială a materialului, iar lățirea, din alungirea acestuia (figura 1.4.b). Se aplică curent la fabricarea tablelor groase și subțiri. Prezintă avantajul că înlătură structura fibroasă a materialului metalic, uniformizând proprietățile, atât în direcția de laminare, cât și perpendicular pe aceasta.
- *laminare elicoidală* - procedeu de laminare care folosește cilindrii ce se rotesc în același sens și cu axele înclinate, sub un anumit unghi (fig. 1.4.c); în timpul laminării materialul capătă o mișcare elicoidală. Se aplică la fabricarea țevelor fără sudură.

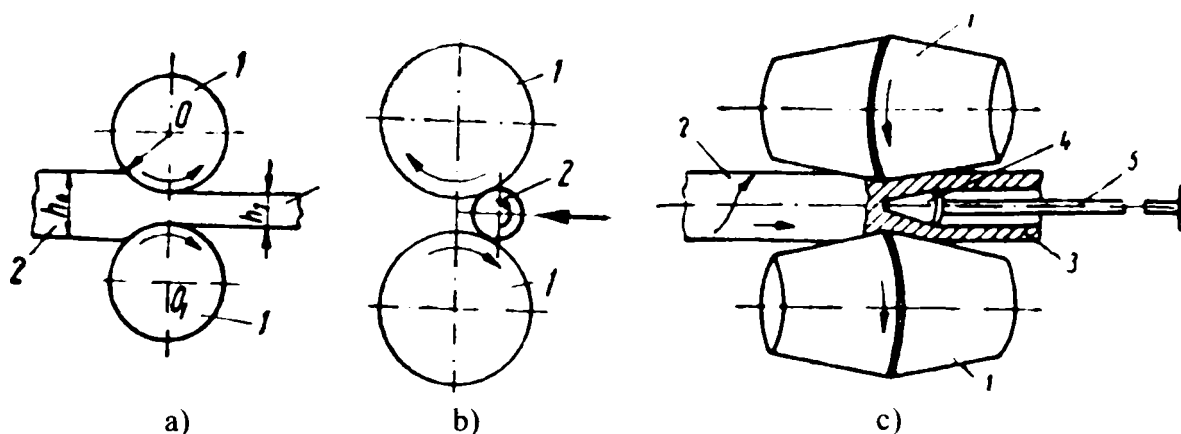


Fig. 1.4. Reprezentarea schematică a procedeelor de laminare:
 a. laminarea longitudinală; b. laminarea transversală; c. laminarea oblică sau elicoidală:
 1-cilindrii; 2-semifabricat; 3-produsul laminat; 4-dop perforator; 5-bară port-dop.

1.2. Tipuri de cilindri de laminare obținuți prin turnare

Marea diversitate a produselor laminate și condițiile diferite de lucru au determinat crearea unei game extrem de largi de cilindri. Existența acestei diversități în fabricația cilindrilor de laminor se referă atât la dimensiuni, la structuri, la durități, cât și la domeniile de utilizare.

Pe lângă condițiile tehnice de lucru și de exploatare, la alegerea corectă a cilindrilor se ține seama, mai ales, de durabilitatea cilindrilor în exploatare (rezistența la uzare și la rupere). Pentru a obține o durabilitate maximă a cilindrilor de laminor este necesar să se stabilească o corelație optimă între condițiile de exploatare și calitatea acestora.

Forma lor diferită (netezi sau profilați, masivi sau cu gol la interior), calitatea suprafeței de lucru, rezistența la uzare, condițiile grele de lucru: presiuni ridicate și neuniforme, încălzire neuniformă, șocuri mecanice și termice, eforturi mecanice combinate (încovoiere - întindere - compresiune - tracțiune), structură metalografică neuniformă impusă etc., ridică probleme importante asupra stăpânirii tehnologiilor de fabricație [10]. De aici reiese că este necesară cunoașterea amănunțită a condițiilor de lucru, astfel ca, prin corelarea factorilor care intervin în fabricație (elaborare - formare - turnare - tratament termic), să se obțină calitățile dorite.

Cilindrii de laminare se clasifică în funcție de:

- materialul din care se execută;
- domeniul de utilizare;
- duritatea suprafeței de lucru;
- structură;
- tehnologia de turnare;
- dimensiuni etc.

Cilindrii metalurgici (indicativ "M") se utilizează în industria siderurgică și a prelucrării metalelor neferoase, pentru:

- laminarea tablelor și benzilor, "T" (tablă)
- laminarea profilelor și a țevelor, "P" (profile).

Aceștia se caracterizează prin aceea că sunt masivi, având raportul lungimii tăbliei pe diametru cuprins între 0,8 - 4,0 [10].

Marea majoritate a cilindrilor pentru laminoare se execută din fonte și oțeluri.

Din punctul de vedere al durității tăbliei, pot fi clasificați astfel:

- cilindri moi, cu duritatea Brinell HB = 150 - 200, executați din oțel turnat sau din fontă cenușie;
- cilindri semiduri, cu duritatea Brinell HB = 250 - 350, executați din oțel sau din fontă semidură;
- cilindri duri, cu duritatea Brinell HB = 350 - 500, executați din oțel aliat sau din fontă dură;
- cilindri extraduri, cu duritatea Brinell HB = 500 - 650, executați din oțel aliat cu crustă dură.

Cilindrii din fontă se utilizează pe scară largă la laminarea tablelor și benzilor. Astfel, cilindrii de lucru ai cajelor finisoare se fabrică întotdeauna din fontă. Avantajul cilindrilor din fontă, față de cei din oțel, constă în rezistența mai ridicată la uzare, asigurarea unor suprafețe de calitate ridicată a tablelor și benzilor și cost mai scăzut.

Pentru turnarea cilindrilor se utilizează următoarele fonte: fonte cu grafit lamelar, nealiate; fonte cu grafit lamelar, aliate; fonte cu grafit nodular, nealiate; fonte cu grafit nodular, aliate.

O categorie aparte, intermediară între fonte și oțel, o formează cilindri turnați din oțel cu conținut ridicat de carbon (1,2 - 2,2%), de tip ADAMIT. Ca material, acesta se încadrează din punct de vedere a compoziției chimice, în domeniul oțelurilor hipereutectoide aliate cu Ni, Cr, Mo și, ca atare, trebuie să li se aplice și operații de tratament termic. Prin apariția grafitului punctiform, ca efect al tratamentului termic de recoacere, structural are tangență și cu fontele.

Duritatea cilindrilor de laminor este una din caracteristicile principale ale acestora, fiind dictată de specificul scopului de utilizare, de rezistența la uzare și calitatea produsului prelucrat.

Zona de lucru (tăblia) este partea cilindrului a cărei duritate este determinantă. Celelalte zone - părțile de sprijin și antrenare (fusurile și rozetele) - au durități dictate de prelucrabilitatea lor (40 HSc echivalent la 260HB[171]). În funcție de duritatea tăbliei, cilindrii se împart în :

- semiduri: 45 - 60 HSc, (S)
- duri: 60 - 80 HSc, (D)
- extraduri: > 80 HSc, (E).

Din punctul de vedere al dimensiunilor, cilindrii de laminare sunt de o mare diversitate, diametrele cilindrilor metalurgici fiind cuprinse între 270 și 1700 mm. Pe plan mondial, diametrele cilindrilor pot atinge valori de 2500 mm. De asemenea, lungimile tăbliilor sunt cuprinse între 276 - 3300 mm, în alte țări mergând până la 5000 mm [150].

Astfel, cilindri de laminor se clasifică în funcție de diametre, în:

cilindri mici	cilindri mijlocii	cilindri mari	cilindri foarte mari
$D < 350$ mm	$D = 350 - 600$ mm	$D = 600 - 1000$ mm	$D > 1000$ mm

Pentru caracterizarea și mai completă a cilindrilor din punctul de vedere al dimensiunilor și, mai ales, al formei constructive, este utilă clasificarea în funcție de coeficientul constructiv D_{cil} / L_{tablie} . Acest raport se propune a fi definit drept un coeficient de sveltețe "S". În funcție de acest coeficient, cilindrii se pot clasifica în:

cilindri subțiri	cilindri mijlocii	cilindri groși
$S < 0,4$	$S = 0,4 - 0,8$	$S > 0,8$

Din punctul de vedere al greutateii, cilindrii se clasifică în:

cilindri mici	cilindri mijlocii	cilindri mari	cilindri foarte mari
sub 1 tonă;	între 1 și 7,5 tone	7,5 și 20 tone	peste 20 tone

Pentru simbolizarea cilindrilor se propune a se reține numai dimensiunile principale, adică diametrul și lungimea tăbliei [32].

1.3. Utilajul și echipamentele destinate formării și turnării cilindrilor din fontă

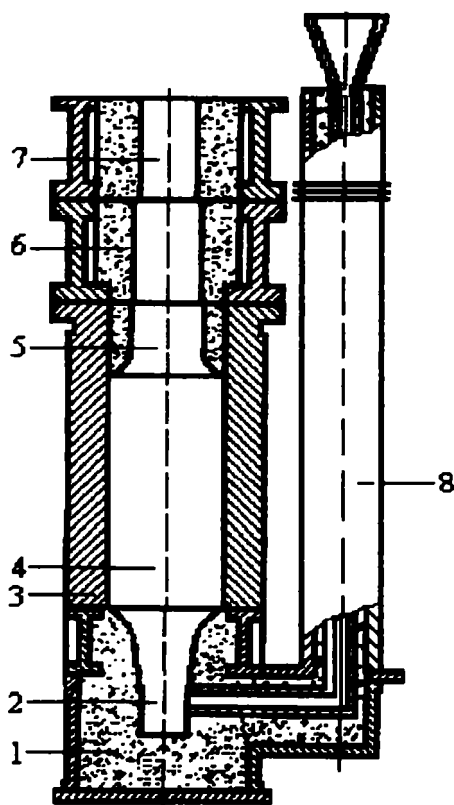


Fig. 1.5. Formă combinată pentru turnarea cilindrilor de laminare:

1-ramă de formare pentru fusul inferior; 2-fus inferior;
3-cochilă (formă metalică); 4-tăblie; 5-fus superior;
6-ramă de formare pentru fusul superior; 7-maselotă;
8-rețea de turnare.

La realizarea formelor pentru turnarea cilindrilor (figura 1.5) se folosesc modele, șabloane, rame de formare, cochile metalice și diferite elemente de centrare și fixare. Starea tehnică și calitatea acestor echipamente determină, în mare măsură, nivelul rebutului și al adaosurilor de prelucrare în procesul de fabricație a cilindrilor. Formarea se execută cu ajutorul mașinilor cu cap aruncător și a mașinilor de îndesare prin scuturare. La formarea manuală se folosesc și scule pneumatice.

a. Modele și șabloane

Formarea fusurilor inferioare 2 și superioare 5 ale cilindrilor, precum și formarea maselotelor 7 se va face cu modele din fontă și aluminiu, mai rar cu șabloane. Modelele din fontă sunt mai rezistente contra uzurii prin abraziune, loviturilor întâmplătoare, având și o durabilitate mai ridicată. Modelele de aluminiu se folosesc la obținerea cilindrilor de dimensiuni mici. La executarea unui număr redus de cilindri, formarea se poate face cu ajutorul șablonului [147].

b. Rame și poduri de turnare

Pentru a forma fusul inferior și superior, maselota, rețeaua de turnare (fig. 1.5.8) (formată din pâlnie de alimentare, piciorul pâlniei, colector de zgură și alimentatoare), se folosesc rame (fig. 1.5.1. b) din oțel și fontă. Ramele în care se execută formele fusurilor inferioare ale cilindrilor cu dimensiuni mijlocii și mari (figura 1.6.a) [10] se toarnă din oțel la grosimi de perete de 25 - 40 mm. Ele au formă cilindrică, cu o ramificație laterală, în care se formează

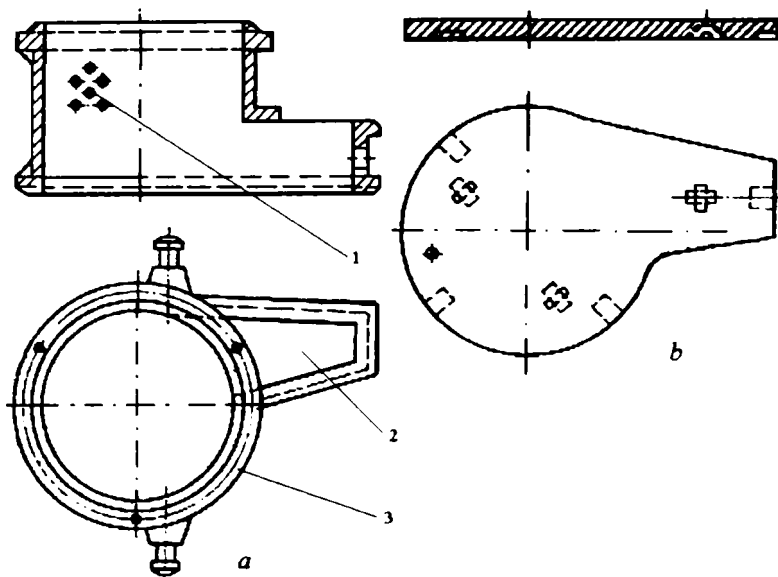


Figura 1.6. Ramă de formare pentru formarea fusului inferior al cilindrilor mari și de dimensiune mijlocie (a), precum și a plăcii portmodel (b)

1-orificii pentru evacuarea gazelor;
2-ramificație pentru formarea alimentatorului;
3-ramă cilindrică

alimentatorul cilindricului. După îndesare, la partea inferioară, ramele se închid cu o placă de bază (figura 1.6.b).

Pentru cilindrii de dimensiuni mici se folosesc rame cilindrice deoarece alimentatoarele se formează în podurile de turnare, care pot fi cu 2, 3 și 4 locuri de amplasare a formelor (figura 1.7). Podurile de turnare se realizează din fontă cenușie, înălțimea lor depinzând de diametrul alimentatoarelor amplasate în ele.

Cilindrii pentru laminoarele de profile mici se toarnă tot în forme obținute în rame din fontă, care au patru posturi de turnare.

Ramele fusurilor superioare și maselotelor sunt realizate din oțel sau fontă (figura 1.8). Toate ramele au orificii (cu diametrul de 10 mm) pentru evacuarea gazelor, care sunt amplasate pe verticală și orizontală, într-o ordine asemănătoare cu tabla de șah la distanțe de 150 mm [10].

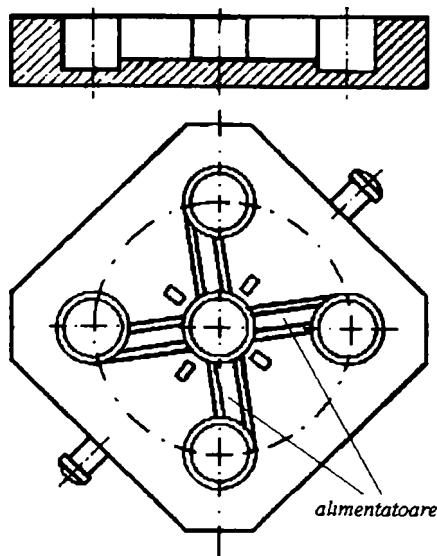


Fig.1.7. Pod de turnare cu patru locașuri pentru formarea rețelei de turnare în fusul inferior al cilindricului

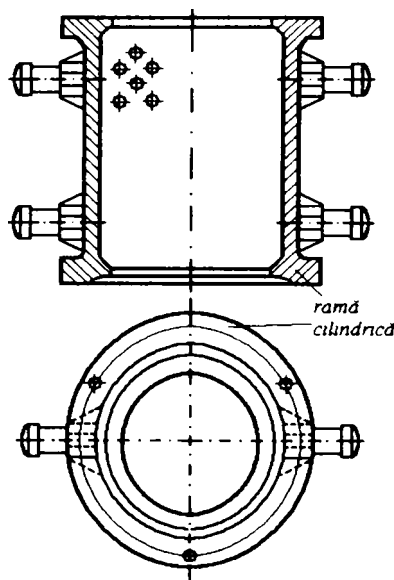


Fig.1.8. Ramă de formare din oțel pentru formarea fusurilor superioare și maselotelor cilindricilor.

c. Forme metalice.

Formele metalice (cochilele) reprezintă partea metalică a formei (1-fig. 1.9.), destinată obținerii crustei de lucru de pe tăblia cilindului. Cochilele se realizează din fontă cenușie sau din oțeluri turnate, cu suprafețe profilate sau netede, în funcție de destinația lor. Cochilele cu suprafețe profilate (cu calibre obținute direct din turnare) sunt realizate cu suprafețe de separație. Pentru unele tipuri de cilindri mari cochilele sunt realizate din mai multe inele metalice – răcitoare (2-fig. 1.9.). Inelul care asigură formarea profilului calibrului se îndepărtează la prelucrarea mecanică a cilindrilor. Cochilele cu suprafețe netede sunt destinate pentru turnarea cilindrilor folosiți la laminarea tablelor și profilelor la care calibrele se realizează prin prelucrare mecanică (fig. 1.10).

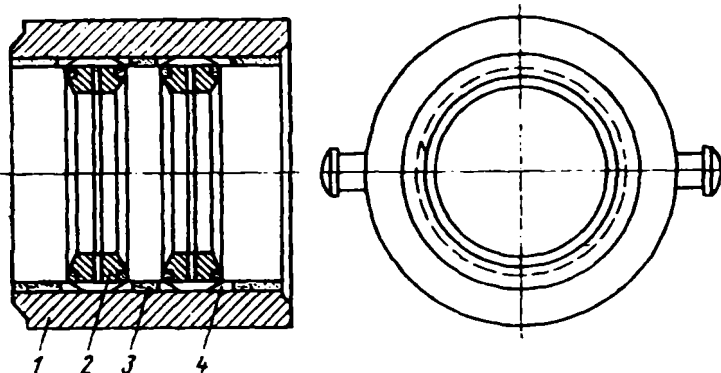


Fig. 1.9. Cochilă cu răcitoare inelare amplasate în interior: 1-cochilă; 2-inel răcitor; 3-material termoizolant; 4-pană din lemn

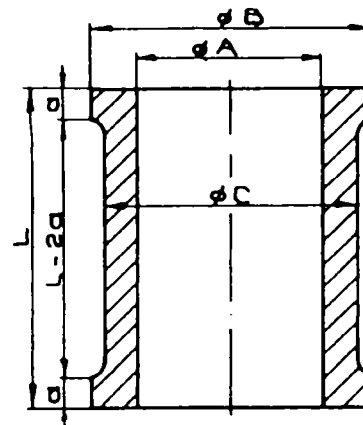


Fig. 1.10. Cochilă cu suprafață netedă.

Grosimea de perete a cochilelor noi este următoarea:

Diametrul cilindului, în mm	1200	1000	800	600	400	200	Sub 200
Grosimea peretelui cochilei, în mm	350	325	310	290	200	180	150

Cochilele se scot din uz numai în cazul reducerii grosimii pereților cu 30-40%, sau după apariția altor defecte care împiedică folosirea lor.

Lungimea cochilei pentru o dimensiune dată a cilindrilor se ia egală cu lungimea tăbliei acestora, plus 0,5-1% din lungimea dată a dimensiunilor fusului superior al cilindului [10].

Rezistența termică a cochilei la turnarea cilindrilor se reglează cu ajutorul grosimii straturilor termoizolante, care se aplică pe suprafețele interioare ale acestora. În practică nu se execută straturi termoizolante cu grosimi mai mari de 18mm, deoarece în aceste cazuri apar defecte structurale, ca porozități și grăunți grosolani în cilindrul turnat. Este util de precizat că folosirea straturilor termoizolante cu grosimi de 2 până la 6-8 mm conduce la o slabă stabilitate termică a acestora, prezintă tendință spre crăpare și, de aceea, se utilizează (destul de rar) la turnarea cilindrilor pentru profile mici. Cel mai adesea se aplică straturi termoizolante din vopsea grafică cu grosimi de 12-16 mm.

Calitatea și durabilitatea cochilelor sunt determinate de compoziția chimică și structura fontei din care sunt turnate, precum și de calitatea suprafeței interioare și precizia prelucrării mecanice a acestora. Îmbunătățirea structurii pe secțiunea cochilelor se asigură prin răcirea accelerată a suprafeței lor interioare (în timpul turnării și solidificării lor) cu ajutorul unor miezuri masive metalice, acoperite cu un strat subțire de material termoizolant [83].

c. Rețele de turnare

Rețeaua de turnare constituie ansamblul elementelor care servesc la introducerea aliajului lichid în formă. Pentru ca să se asigure în final piese corespunzătoare, rețeaua trebuie să îndeplinească trei condiții principale:

- prima condiție se referă la reducerea duratei de umplere a formei cu aliaj lichid, fără însă să se creeze turbioane sau vârtejuri, care pot deteriora, în final, forma;

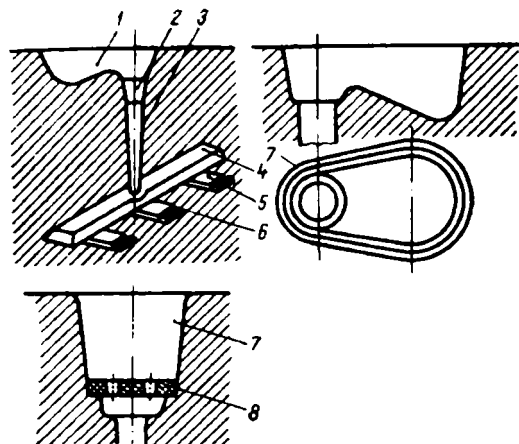


Fig.1.11. Elementele rețelelor de turnare:

1-cupă; 2-pâlnie; 3-piciorul pâlniei;
4-colector de zgură; 5-alimentator;
6-zonă de atac; 7-bazin; 8-filtru

- cea de-a doua condiție se referă la rolul rețelelor de turnare de reținere a zgurei sau incluziunilor nemetalice; în piesă trebuie să pătrundă exclusiv aliaje curate;

- ultima condiție pe care trebuie să o îndeplinească rețeaua de turnare este legată de asigurarea unei repartizări corecte a temperaturii în formă, în vederea realizării ori a unei solidificări simultane, ori a unei dirijate [95].

În general, rețeaua de turnare este compusă din: *pâlnie, picior, canale de distribuție (canale colectoare de zgură) și alimentatoare* (figura 1.11).

Cel mai reprezentativ criteriu de clasificare a rețelelor de turnare îl reprezintă locul de alimentare al piesei. Pe acest criteriu rețelele de turnare utilizate la fabricarea cilindrilor de laminare se clasifică în:

- directe, la care aliajul lichid se introduce în cavitatea formei prin suprafața superioară;
- în sifon, la care aliajul lichid se introduce în formă prin partea inferioară;
- etajate, la care aliajul lichid se introduce în formă prin mai multe alimentatoare, situate însă la diferite niveluri;
- combinate, la care sunt cuprinse mai multe tipuri de rețele pentru alimentarea unei singure piese.

Principalele tipuri constructive de rețele de turnare directe sunt redată în figura 1.12, iar rețele de turnare în sifon, în figura 1.13. În figura 1.14 este reprezentată o rețea de turnare etajată. Pentru turnarea pieselor înalte, cu configurație geometrică relativ complexă, se recomandă rețele de turnare combinate. La acest tip de rețea se evidențiază prezența a două pâlnii de turnare și a două picioare de turnare ale pâlniilor, alimentarea piesei realizându-se la diferite niveluri.

Tipul de rețea de turnare trebuie ales numai după o cunoaștere amănunțită a formei constructive a cilindrilor de laminare și după stabilirea însăși a metodei de formare-turnare. Construcția cilindrilor trebuie analizată atât din punct de vedere al dimensiunilor și greutateii, cât și al modului de curgere al aliajului lichid în formă. Curentul de metal lichid, eventuala turbionare a lui, precum și orientarea în formă pentru îndepărtarea aerului și gazelor antrenate depinde de tehnologia adoptată, precum și de caracteristicile de curgere. Din acest motiv, este necesar ca în urma adoptării unei rețele de turnare să se traseze și liniile de curgere ale metalului lichid în formă.

Rețelele de turnare în sifon necesită cantități mari de aliaj lichid și se utilizează atunci când se impune o umplere liniștită a formelor. Acest tip de rețea prezintă avantajul că suprafețele formelor se erodează foarte puțin.

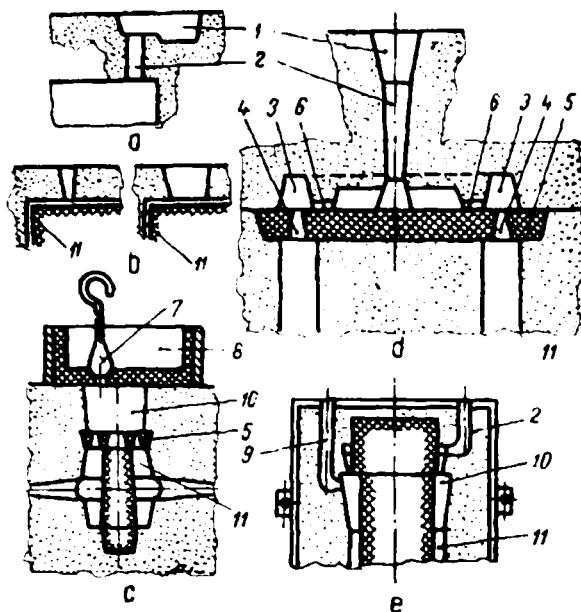


Fig.1.12. Tipuri de rețele de turnare directă:

a - simplificată, b – pană (de diferite mărimi), c - cu bazin și alimentare în maselotă, d și e - în ploaie
 1 - cupă sau pâlnie, 2 - picior, 3 - canal de distribuție, 4 - alimentator, 5 - filtru, 6 - sistem de strângulare, 7 - dop, 8 - bazin de turnare, 9 - răsuflătoare, 10 - maselotă, 11 - piesă.

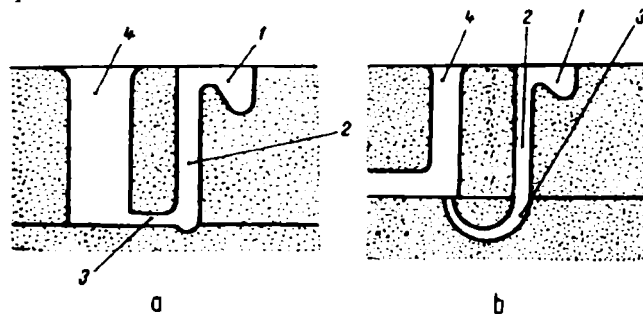


Fig.1.13. Tipuri de rețele de turnare în sifon:

a - obișnuite, b - cu alimentare corn
 1 - pâlnie, 2 - picior, 3 - alimentator, 4 - cavitatea formei.

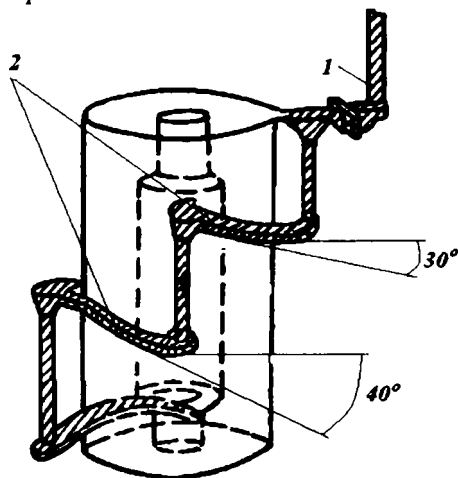


Fig.1.14. Rețea de turnare etajată, cu mai multe alimentatoare tangențiale

1 - piciorul pâlniei, 2 – alimentatoare

În cazul rețelelor de turnare etajate alimentatoarele se amplasează astfel încât să acționeze la timpul potrivit. Pentru aceasta alimentatoarele sunt amplasate înclinat, având unghiuri care scad de jos în sus (alimentatoarele de la mijloc ajung la circa 30 ... 40°, pentru ca în partea superioară unghiurile să fie foarte mici, iar alimentarea să fie oarecum orizontală, dacă nu mai indicat este să fie orientate în jos). O asemenea alimentare permite o umplere liniștită și o solidificare dirijată [95].

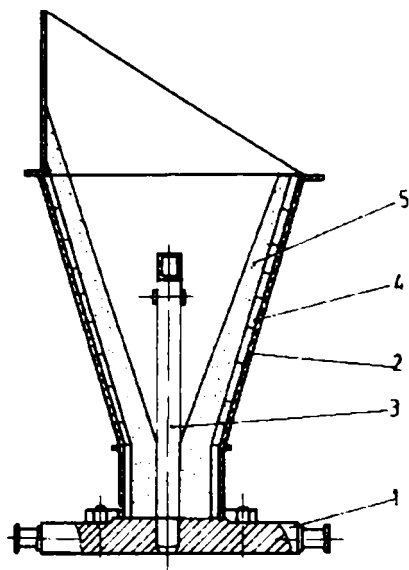


Fig. 1.15. Pâlnie de turnare:
1-placă de formare; 2-manta metalică; 3-tijă de centrare;
4-cărămizi de șamotă;
5-amestec de formare

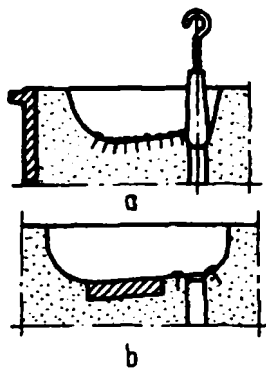


Fig. 1.16. Bazine de turnare

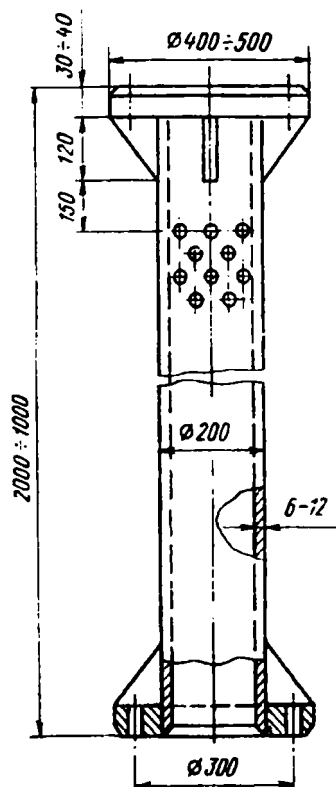


Fig. 1.17. Ramă sudată pentru formarea piciorului de turnare

Pâlniile de turnare sunt utilizate pentru umplerea formelor cu debite mici (sub 4 kg/s) și pot fi conice (care sunt cele mai răspândite) și piramidale, cu un perete vertical și alți trei pereți înclinați. Schema unei pâlnii de turnare este prezentată în figura 1.15 [10].

Toate pâlniile sunt dotate cu flanșe, care se fixează de rama superioară a rețelei de turnare. Pâlniile se folosesc în funcție de mărimea cilindrilor; diametrul părții superioare a pâlniei se realizează la aceeași dimensiune cu înălțimea ei, iar diametrul părții inferioare, după formare, trebuie să fie egal cu diametrul piciorului de turnare. Pâlniile de turnare se realizează din cărămizi de șamotă; la partea inferioară acestea se căptușesc cu amestec de formare, compus din 75% nisip fin și 25% argilă refractară. În final, pâlnia se vopsește cu vopsea refractară identică cu cea utilizată la vopsirea formei. După uscare, pâlnia se montează împreună cu celelalte elemente componente ale formei.

Bazinele de turnare [95] au capacitatea de 50 ... 60% sau chiar 100% din volumul de metal necesar umplerii cavității formei. Aceste elemente ale rețelei de turnare prezintă la partea inferioară (în zona de trecere spre piciorul pâlniei de turnare) orificii acoperite cu dopuri, înainte de începerea procesului de turnare (figura 1.16). Bazinele se protejează în zona de contact cu jetul de aliaj lichid, fie cu cuie (figura 1.16.a.) fie cu cărămizi refractare (figura 1.16.b). Când nivelul coloanei de aliaj lichid se ridică, dopul se scoate și, în felul acesta, începe procesul de turnare. Pentru a preveni apariția incluziuni nemetalice (zgură) în piciorul pâlniei de turnare.

Picioarele de turnare (canalele verticale care fac legătura între pâlnie și canalul de distribuție) pot fi drepte (cu secțiunea în general cilindrică) sau tronconice, cu baza mică la partea inferioară. Cele mai utilizate picioare ale pâlniilor de turnare au secțiunea transversală de formă circulară și sunt, de obicei, tuburi din oțel cu flanșe sudate, care au diametrele interioare de 200, 265 și 315 mm și grosime a pereților de 6...12 mm. Grosimea flanșelor este de 30...40mm (figura 1.17) [10]. Pentru uscarea rapidă și îndepărtarea gazelor, aceste tuburi se realizează cu orificii cu diametrul de 6 mm amplasate în pereți. Lungimea standard este de 2 m, dar se utilizează și tronsoane cu lungimi de 1...1,5 m și 0,5 m pentru alegerea lungimii necesare a rețelei de alimentare [8]. Tronsoanele se fixează între ele și, mai apoi, de fusul inferior și de pâlnia de turnare, cu ajutorul elementelor de ghidare.

Alimentatoarele reprezintă canalele care fac legătura între colectorul de zgură și cavitatea formei. Pentru a evita efectul negativ al solidificării aliajului în aceste canale, lungimea lor se alege minimă. Din același punct de vedere secțiunea cea mai avantajoasă este rotundă, însă acest tip de secțiune se întrebuițează mai puțin din cauza dificultăților de execuție. În practică, pentru fonte se adoptă secțiunile triunghiulare (sau trapezoidale). Secțiunea alimentatoarelor trebuie să crească dinspre colector spre cavitatea formei pentru a reduce viteza de intrare a fontei în cavitatea formei. Este indicat ca alimentatoarele să fie puțin gătuite în apropierea piesei pentru ca la desprindere să nu se rupă din pereții piesei [95].

1.4. Tehnologia actuală de formare – turnare bimetala a cilindrilor de laminare

Cilindri de laminare folosesc o cantitate apreciabilă de elemente de aliere, scumpe și deficitare – crom, nichel, molibden, wolfram etc. – care au menirea de a le imprima o mare rezistență mecanică, la uzare, șoc termic etc. De aceea, în vederea economisirii acestor elemente de aliere, se preferă realizarea cilindrilor de laminare bimetala, pentru care doar stratul exterior, care vine în contact cu laminatul, va conține elementele de aliere necesare. Miezul cilindrilor de laminare poate fi turnat din aliaje ce nu conțin aceste elemente de aliere, făcându-se pe această cale economie de feroaliaje. Pe de altă parte, realizarea cilindrilor de laminare în forma bimetalică permite atingerea unui alt deziderat: realizarea unui miez tenace, care conduce la creșterea duratei în exploatare a cilindrilor de laminare. Acest din urmă țel se poate atinge și pe seama variației vitezei de răcire a aliajului pe direcție transversală, în cilindrul de laminare.

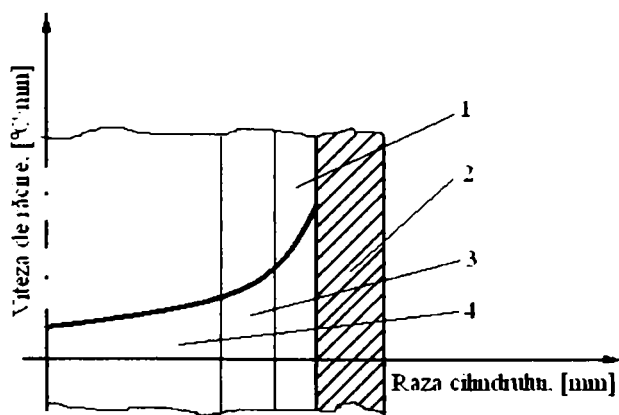


Fig. 1.18. Variația vitezei de răcire în funcție de distanța de la axa de simetrie a cilindrilor

cementita primară, ledeburita, cementita secundară și perlita, ceea ce va asigura o rezistență mărită la uzarea abrazivă (în special);

- în domeniul în care se realizează viteze de răcire intermediare (ura 1.19.b) vor coexista structuri ale fontelor albe și fontelor cenușii (perlitice), în care nu se va mai regăsi cementita primară;

- în miezul cilindrilor, existând o viteză de răcire relativ mică, vom avea numai structuri de fonte cenușii perlito-feritice și o cantitate redusă de ledeburită.

Acest lucru se realizează cel mai bine în timpul turnării fontelor, când partea activă 1 a cilindrilor de laminare se va solidifica și răci în cochila 2 (se obțin cilindri cu crustă dură – fontă albă – și miez tenace – fontă cenușie).

În figura 1.18 se reprezintă variația vitezei de răcire, exprimată prin pierderea de temperatură în unitatea de timp, funcție de distanța de la axa cilind.ului până la cochila 2, exprimată prin raza cilindrilor. În această situație vom distinge:

- domeniul de existență al structurii de fontă albă (figura 1.19.a), datorat unei viteze de răcire rapide, în care (ideal) se vor distinge

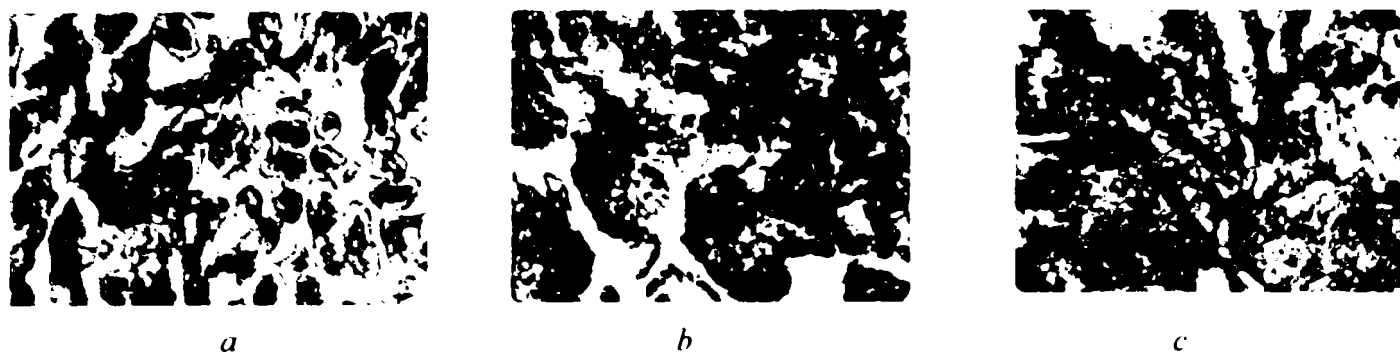


Fig.1.19. Faze și constituenți structurali obținuți la turnarea fontelor în forme metalice pentru realizarea părții active a cilindrilor de laminare (100:1, atac Nital 3%)
a – crusta dură (fontă albă); b – zona de trecere (fontă albă și cenușie); c – miezul cilindrului (fontă cenușie)

Proporțiile fazelor și constituenților, dar și forma și mărimea acestora, vor depinde foarte mult și de compoziția chimică a fontei ce se toarnă.

1.4.1. Materiale necesare formării cilindrilor de laminare bimetala

Calitatea materiilor prime folosite la prepararea amestecurilor de formare precum și a vopselelor refractare determină calitatea cilindrilor de laminor turnați, și în final, proprietățile tehnologice și de exploatare ale acestora. Condiții tehnice deosebite se pun materialelor folosite la prepararea vopselelor refractare de protecție împotriva acțiunilor erozive ale metalului lichid, destinate formelor metalice, deoarece de calitatea acestora depinde în mare măsură, și calitatea suprafeței cilindrilor de laminor. Consumul de materiale noi reprezintă circa 20...30% din masa piesei turnate, în compoziția amestecului de formare incluzându-se 70...80% amestec uzat.

Tehnicile actuale de formare folosesc drept componente granulare (nisipul de turnătorie) pentru prepararea amestecurilor clasice o serie întreagă de materiale, unele de proveniență naturală – cuarțul, zirconul, olivina și cromitul – iar altele sintetice, cum ar fi cromo-magnezita granulată, șamota și carbonul granulat. Oricare ar fi această componentă granulară, folosirea ei rațională trebuie să fie determinată de natura metalului (fonta, în acest caz) și de metoda de formare stabilită. Compozițiile chimice ale nisipurilor de turnătorie utilizate în rețetele amestecurilor de formare, precum și proprietățile fizico-chimice reprezentative ale acestora se redau în tabele următoare, în conformitate cu standardele care reglementează fiecare din aceste sorturi [25].

Compoziția chimică și caracteristicile fizice ale nisipului Doclin

Tabelul 1.1.

Compoziția chimică [%]						
SiO ₂	CaO + MgO	Fe ₂ O ₃	Al ₂ O ₃	CaO	Levigabile	Pierderi la calcinare
min. 84,9	1,4...2,0	max. 1,4	max. 8,37	max. 1,0	10,1...20,0	max. 1,68
Caracteristicile fizice						
Rezistență la compresiune [N/cm ²]	Rezistență la forfecare [N/cm ²]	Permeabilitatea la gaze [cm/min.]	Refractaritatea [°C]	Fracția de bază 0,32...0,1 [%]	Umiditatea de referință [%]	
stare crudă: 6,0	stare crudă: 1,2	stare crudă: 390	1500	70	8,0	
stare uscată: 25,0	stare uscată: 12,0	stare uscată: 290				

Lianții utilizați în procedeele de formare includ lianții folosiți în procedeele de formare la crud, respectiv argila și bentonita. Lianții conferă rezistență mecanică amestecurilor de formare în stare crudă sau ca urmare a unor procese de întărire chimice sau fizice și care amestecate cu nisipurile de turnătorie conduc la mase mai mult sau mai puțin plastice, mase care îndesate în anumite condiții devin rezistente față de solicitările mecanice, statice sau dinamice. Datorită structurii lamelare, argilele au proprietăți de umflare în prezența apei și de contracție la pierderea acesteia.

Argilele au proprietăți foarte bune de plasticitate, formând cu apa o pastă care sub acțiunea presiunii poate căpăta forma dorită. Argilele utilizate în turnătorie fac parte din grupa argilelor refractare, al căror constituent principal este caolinul, fie din grupa argilelor existente în nisipurile naturale a căror compoziție este complexă.

Bentonitele au capacități de liere de 2...3 ori mai mari decât acelea prezentate de argile, ceea ce permite obținerea acelorași rezistențe cu un consum de liant mai mic, fapt care favorizează obținerea unor permeabilități mai bune. Amestecurile cu bentonită necesită mai puțină apă, însă solicită o dozare mai precisă a componentelor, deoarece umiditatea trebuie menținută în limite înguste întrucât amestecurile pierd repede apa și ca urmare formele devin friabile.

În procesul de realizare a formelor de amestec, în afară de componenta granulară - nisipul - și materialele liante care fac legătura între granule - argila, bentonita - mai intervin o serie de substanțe care au ca scop îmbunătățirea unor proprietăți tehnologice ale amestecurilor de formare preparate. Prezența acestor substanțe în componența amestecurilor de formare este deosebită importantă, în multe din cazuri aceștia fiind factori activi în procesele fizico-chimice.

Uzual, în condiții practice de turnătorie, la prepararea amestecurilor de formare necesare se utilizează rețete clasice experimentate în decursul fabricației cilindrilor de laminare din fontă, rețete proprii utilizate atât pentru amestecurile de formare utilizate la șablonare, cât și pentru cele utilizate la formarea în rame a fusurilor superioare, a maselotelor și pâlniilor (bazinelor) de turnare, dar și pentru căptușirea cochilelor metalice în cazul cilindrilor semiduri. Compozițiile acestor amestecuri de formare se dau informativ și în tabelul 1.2 [25].

Rețete de amestec de formare pentru formele de turnare

Tabelul 1.2.

Compoziții amestecului de formare	Amestec pentru formele de turnare					
	Amestec pentru șablonare		Amestec pentru rame		Amestec pentru căptușire	
	volumetric	gravimetric	volumetric	gravimetric	volumetric	gravimetric
Amestec uzat (recirculat)	-	-	60...28%	300kg	-	-
Nisip cuarțos nou	51%	33kg	-	-	80...85%	-
Nisip Doclin	-	-	23...30%	100...150kg	-	-
Argilă refractară	26%	17kg	3...4%	15...20kg	-	-
Emulsie de bentonită	-	-	-	-	15...20%	-
Apă	23%	12...15 litri	6...8%	37kg	-	-

În vederea realizării unor forme de turnare, care să asigure obținerea unor produse turnate de bună calitate, fără defecte de suprafață, în cadrul turnătoriilor se folosesc o serie de adaosuri de suprafață de tipul vopselelor refractare, folosite la protecția formelor de turnare. Calitatea acestora are o influență directă asupra tuturor caracteristicilor geometrice și fizico-mecanice ale pieselor turnate. Din aceste motive, utilizarea acestor vopsele refractare se impune cu strictețe, în

vederea reducerii defectelor apărute pe suprafața cilindrilor de laminare și protecției utilajului de turnare, în special a cochilei metalice. Obținerea suprafețelor cu rugozitate cât mai redusă se realizează prin:

- creșterea gradului de îndesare a amestecului de formare;
- acoperirea formelor cu paste și vopsele refractare;
- adăugarea în vopseaua refractară a unor materiale (silicat de sodiu) care se topesc în contact cu metalul lichid iar mai apoi în procesul de răcire sinterizează pe granulele de nisip asigurând astuparea porilor;

Dintre toate posibilitățile enumerate mai sus cea mai eficientă este folosirea pastelor și vopselelor refractare de bună calitate, corect aplicate pe suprafețele formelor. În cazul utilajului de turnare destinat turnării cilindrilor de laminare din fontă, atât pentru formele din amestec de formare clasice pentru fusuri și maselote, cât și pentru cochila metalică, se prepară tipuri de vopsele refractare diferite și anume:

- vopsele refractare pentru vopsirea cochilelor metalice;
- vopsele refractare pentru vopsirea formelor din amestec de formare clasice.

Pentru aplicarea pe suprafața cochilei a stratului termoizolant, precum și pentru realizarea straturilor antiaderente pe formele fusurilor, se utilizează vopsele refractare, pregătite în amestecătoare cu role. Compozițiile acestora sunt prezentate în tabelul 1.3 [128].

Compoziția vopselelor refractare

Tabelul 1.3.

Componentul din amestecul de formare	Vopsea pentru cochile		Vopsea pentru amestecuri crude		Vopsea cu zircon	
	% vol.	l	% vol.	l	% vol.	l
Cocs petrol	26,1	6	-	-	-	-
Cocs de turnătorie	-	-	30,9	12	-	-
Grafit	17,4	4	20,6	8	-	-
Concentrat de zircon	-	-	-	-	88	240
Argilă refractară	-	-	1,25	0,5	2	11
Melasă	8,7	2	1,30	0,5	10	40
Apă	47,8	11	45,95	18	> 100%	80

1.4.2. Executarea formelor de turnare

Deosebirile dintre proprietățile fizico-mecanice ale crustei, miezului și fusurilor cilindrilor se asigură nu doar prin corecta conducere a fazei de elaborare și a reglării astfel a compoziției chimice de bază și cea de aliere ci și prin dirijarea frontului de solidificare și reglarea condițiilor de răcire în formele de turnare cu conductivități termice diferite în părțile ei componente.

Formarea fusurilor, treflelor și maselotelor cilindrilor se execută cu ajutorul amestecurilor de formare liate cu argilă pentru ca, pe seama vitezei diferite de cristalizare în fusuri și miez, să se obțină un metal mai puțin dur, tenace și rezistent în comparație cu cel realizat în crustă, care se toarnă în cochilă.

Formarea cilindrilor de laminor se realizează într-o formă combinată și anume în amestec de formare pentru fusuri și maselotă și în cochile metalice (căptușite sau necăptușite), funcție de tăblia cerută, semidură sau dură, a cilindrilor de fontă. Formele de turnare se realizează separat, în cadrul atelierului de formare din cadrul turnătoriei, după care urmează

asamblarea utilajului de turnare, în poziție verticală față de operația de turnare. Formarea se execută cu ajutorul mașinilor cu cap aruncător, existente în dotarea turnătoriei și amplasate în apropierea gropilor de formare. La formarea manuală se folosesc și scule pneumatice.

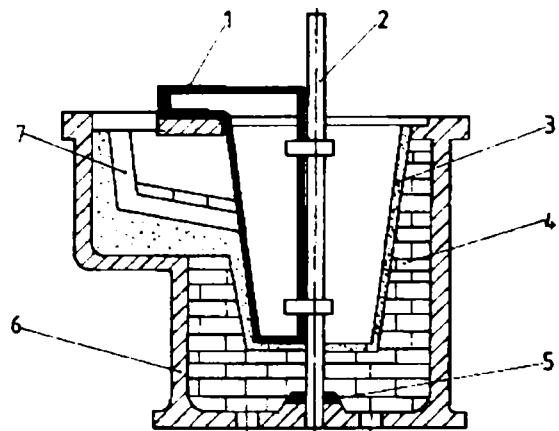


Fig. 1.20. Formarea fusului inferior cu ajutorul șablonului:

1-șablon; 2-axa șablonului; 3-amestec de formare; 4-cărămidă refractară; 5-placă de fixare a șablonului; 6-cadru metalic; 7-rețea de turnare.

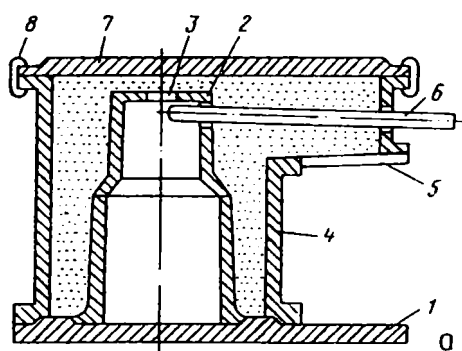


Fig. 1.21. Formarea fusului inferior în ramă metalică:

1-placă port-model; 2-modelul fusului; 3-capacul modelului; 4-rama de formare; 5-capacul ramei; 6-modelul alimentatorului; 7-placa port-ramă; 8-dispozitiv de ghidare; 9-ramă de închidere laterală; 10-modelul părții curbate a alimentatorului; 11-dispozitiv pentru răzuirea amestecului de formare în surplus.

forma se remaniază și din ea se elimină resturile de amestec, după care în 30...40 minute se vopsește cu două straturi de vopsea și se transferă în uscător. În funcție de masa și dimensiunile nominale ale cilindrilor de laminare turnați din fontă, se pot utiliza poduri de turnare cu unul până la patru locuri, formarea acestora realizându-se pe același principiu.

1.4.2.1. Executarea formei inferioare a utilajului de turnare

Operația de execuție a formei inferioare se realizează prin șablonare cu ajutorul modelului, pentru realizarea formelor de fus și prin îndesare cu scule pneumatice și mașini cu cap aruncător, pentru partea ramei inferioare a utilajului din poziția verticală de turnare a acestuia. Se verifică planeitatea suprafețelor de asamblare, prin așezarea directă a cochilei pe rama inferioară, astfel ca rosturile dintre cele două suprafețe să fie maxim 0,3 mm.

Formarea fusului inferior, realizat cu ajutorul șablonului se prezintă în figura 1.20. Forma inferioară reprezintă o formă semipermanentă captușită cu cărămidă refractară. Ansamblul formei inferioare este alcătuit din:

- ramele de formare, căptușite refractar cu cărămizi și rostuite cu mortar;
- un trunchi de con, pentru realizarea formei aproximative a fusului inferior al cilindului;
- spațiul pentru șablonare.

În figura 1.21 [10] pozițiile *a* și *b*, se reprezintă schema de formare într-o ramă cu un singur loc de turnare. Pentru a elimina formarea manuală a zonei încovoiate a alimentatorului, acesta se realizează din două jumătăți ce formează un miez care apoi se amănsează în cavitatea forme.

În jurul modelului alimentatorului 6, amestecul de formare se așează manual și se îndeasă cu bătătorul pneumatic, îndeasă care continuă până la partea superioară a ramei. După terminarea formării, amestecul în surplus se răzuiește, rama se ridică cu ajutorul macaralei de pe placa portmodel 1, se rotește cu 180° și se așează pe un loc neted (fig. 1.21.a). În continuare, din formă se îndepărtează consecutiv modelul alimentatorului 6 și cel al fusului 2. După îndepărtarea modelelor 2 și 6,

1.4.2.2. Pregătirea cochilelor metalice

Înainte de montare, cochilele se curăță foarte bine, până la apariția luciului metalic, apoi se vopsesc cu vopsea de protecție. Curățirea cochilelor se face cu ajutorul unor perii rotative de sârmă. Pentru curățirea cochilei, aceasta se așează pe solul turnătoriei și în ea se introduce peria rotativă, care prin mișcări în plan orizontal, vertical și de rotație, asigură desfășurarea corectă a procesului de curățire. Când cochila are multe rețele de arsuri, aceasta nu va putea fi curățată și ea va fi transferată fie pentru restrunjire, fie pentru scoatere din uz. După curățire, cochila va fi suflată cu aer comprimat pentru eliminarea prafului.

Vopsirea cochilelor se efectuează cu ajutorul pistoalelor de vopsire. Nu se admit straturi de vopsea îngroșate pe anumite zone și nici scurgeri, iar temperatura cochilei trebuie să fie de 110...120°C. La temperaturi mai scăzute de aceste valori este posibilă cojirea vopselei iar la temperaturi mai ridicate expandarea peliculei de vopsea.

1.4.2.3. Executarea formei fusului superior și a maselotei

Formarea fusului superior se realizează parțial sau total în partea superioară a cochilei. Aceasta permite folosirea cochilelor pentru turnarea cilindrilor cu diferite lungimi ale tăbliei. Operația de executare a formei pentru fusul superior și a maselotei se execută în poziția de turnare a cilindrului, utilizându-se două rame de formare pereche. Planeitatea suprafețelor de asamblare se verifică prin așezarea directă a primei rame superioare peste cochila metalică, astfel ca rosturile dintre cele două suprafețe să fie de maximum 0,3 mm.

Formarea fusului superior în rama superioară a utilajului de turnare, se execută la fel ca și formarea fusului inferior, dar fără operația de realizare a canalului de alimentare, însă ea va conține și zona alocată maselotei (figura 1.21). Acest fapt permite mecanizarea totală a formării cu ajutorul mașinilor de format cu cap aruncător.

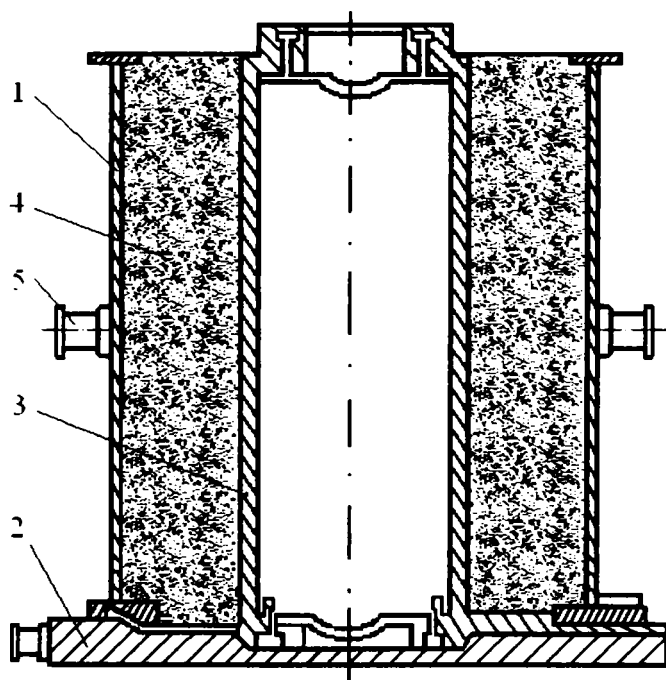


Fig. 1.21. Formarea fusului superior și a maselotei în ramă de formare:
 1-ramă de formare; 2-placă port-model; 3-modelul fusului superior;
 4-amestec de formare; 5-buloni de prindere

Formarea se execută cu model metalic sau de lemn, care face corp comun cu placa port model. Rama de formare se stropește pe suprafața ei interioară cu apă, apoi cu o emulsie de argilă, formată din 40% argilă și 60% apă. Prima ramă se așează ghidat pe placa de formare și se fixează. Amestecul de formare se îndeasă în straturi de 80...120 mm, până ce amestecul îndesat depășește cu 10...20 mm nivelul superior al ramei. După netezirea cu liniarul metalic, la partea superioară se realizează planul de separație. În jurul modelului se umezește amestecul, iar formele se scot de pe model cu ajutorul macaralei din sector, în poziție verticală, după care se execută eventualele reparații și finisările de rigoare. Suprafețele interioare se vopsesc prin pensulare cu vopsea refractară, în straturi continue și uniforme, cu grosimi de 0,5...1,0 mm.

Formele astfel pregătite se introduc în cuptoare pentru uscarea finală și preîncălzire, în vederea asamblării utilajului, operație corelată strict cu programul de turnare.

1.4.3. Uscarea formelor

Turnarea în forme insuficient uscate constituie principala cauză de apariție pe suprafața cilindrilor a aderențelor masive, a golurilor și incluziunilor, care conduc la rebut. Liantul utilizat la prepararea amestecurilor de formare destinate realizării formelor pentru turnarea cilindrilor este argila, care formează cu apa o soluție coloidală ce se descompune la 300...400°C. Pentru preîntâmpinarea apariției fenomenului de condensare la turnare, formele se supun uscării la 380...400°C. Utilizând adaosuri de argilă refractară în nisip, în loc de nisipuri argiloase, temperatura de uscare a formelor se ridică până la 500°C. Depășirea temperaturilor normale de uscare poate provoca arderea formei și deci pierderea capacității de liere a argilei. În această situație, forma își pierde rezistența iar metalul, la turnare, va "spăla" și disloca mari cantități din materialul formei, fapt ce conduce la rebutarea cilindrului, datorită incluziunilor.

Uscarea formelor se efectuează, de obicei, în uscătoare tip cameră. Părțile componente ale formelor se usucă după regimurile indicate în tabelul 1.4.

Regimul de uscare a părților componente ale formelor.

Tabelul 1.4.

Forma	Încălzire		Menținere		Răcire		Durata uscării, [h]
	până la °C	durata [h]	la °C	durata [h]	până la °C	durata [h]	
Pentru fusul inferior de la toți cilindri, în afară de cilindrii pentru profile mici	400...440	2	400...440	10	350	2	14
Pentru fusurile inferioare și superioare ale cilindrilor pentru profile mici	400...440	2	400...440	4	350	1	7
Pentru formele fusurilor superioare obținute în cochilă	380...420	2	380...420	2	350	1	5
Cochile cu strat termoizolant pentru cilindri de profile mijlocii și mari	380...400	1	380...400	2	380	-	3

1.4.4. Asamblarea și montarea formelor.

Montarea părților componente ale formelor și turnarea în acestea se execută în gropi de turnare. Cilindrii se amplasează în groapa de turnare într-un singur rând. Lungimea gropii de turnare se alege cel mai adesea astfel ca să se poată asambla în aceasta câte 2...3 cilindri mari, 4...7 cilindri mijlocii și până la 20 bucăți cilindri mici.

După verificarea atentă a dimensiunilor, calității formării și uscării elementelor componente ale formei, se trece la montarea acestora. Sistemele de închidere ale formei fusului inferior se curăță de diferite resturi de vopsea, materiale de formare și altele, se suflă cu aer

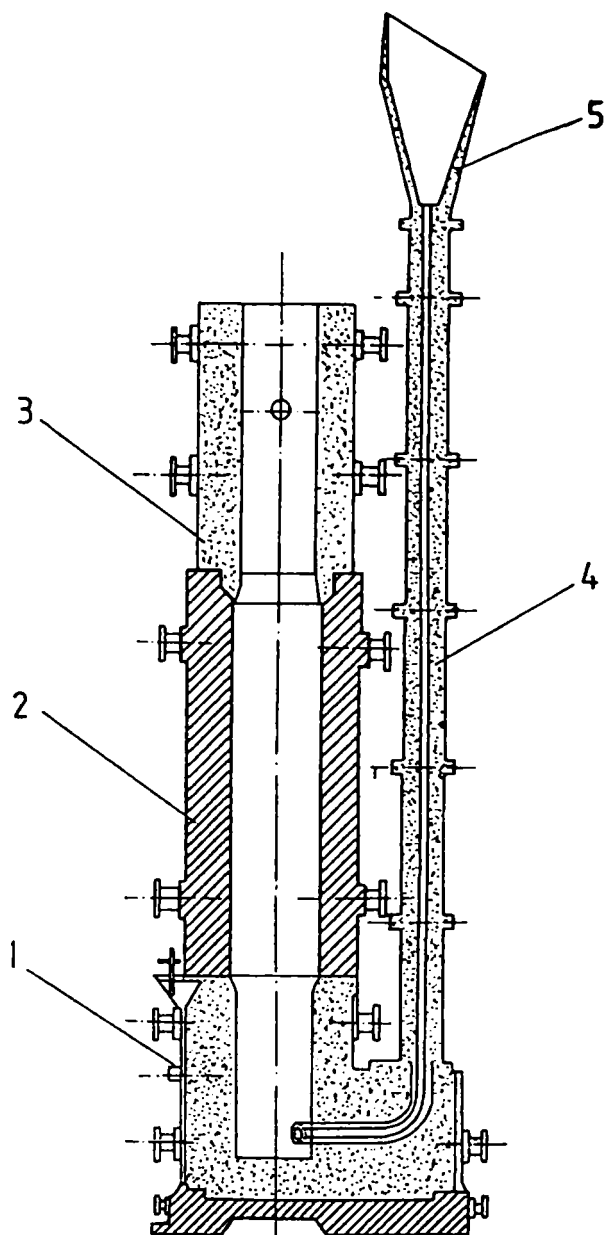


Fig. 1.22. Montarea formei pentru turnarea cilindrilor monometalici:

- 1-forma fusului inferior;
- 2-cochilă metalică;
- 3-forma fusului superior și maselota;
- 4-piciorul de turnare
- 5-pâlnia de turnare

peste 40% din masa metalului turnat în formă. Înainte de turnarea cilindrilor, forma colectoare va trebui vopsită în interior cu o emulsie de argilă în apă, asigurându-i-se temperatura de 80...100°C. Jghebul de spălare se căptușește cu amestec de formare și se fixează rigid de rama formei fusului superior.

Rețeaua de alimentare se fixează rigid de groapa de turnare, în unul sau mai multe locuri pe înălțime.

Pentru preîntâmpinarea ridicării ramei fusului superior și a ramei maselotei în timpul turnării, acestea se îngreunează sau se rigidizează cu sisteme de fixare cu șuruburi.

comprimat iar, în rama, cu ajutorul maseleii, se așează în groapa de turnare, verificându-se totodată și orizontalitatea (fig.1.22).

Pe forma fusului inferior 1, se așează cochila 2, dinainte pregătită, apoi întreg ansamblul se centrează cu ajutorul dispozitivelor de centrare. În jurul orificiului de intrare în alimentator (aflat în rama inferioară, în cazul turnării prin sifon) se aplică o emulsie de argilă în apă. Emulsia se aplică într-un strat subțire și cu mare grijă, pentru ca aceasta să nu intre în rețeaua de turnare. Urmează operația de montare a piciorului de turnare 4.

Forma fusului superior 3, se așează cu atenție pe cochilă, se centrează, iar mai sus, peste aceasta, se pune forma maselotei. Marginile superioare ale formei fusului și maselotei nu trebuie să aibă neregularități și deplasări deoarece, în caz contrar, apar bavuri care frânează contractia normală a cilindrului.

Pe partea superioară a piciorului de turnare se așează pâlnia de turnare 5, bine uscată. Forma se curăță foarte bine de resturi de amestec și alte materiale care pot cădea în interiorul formei.

Forma asamblată pentru turnarea cilindrilor bimetalici este prezentată în figura 1.23. La turnarea cilindrilor bimetalici, alături de formele 1, 2 și 5, se amplasează forme colectoare 3 pentru materialul secundar, care rezultă în urma efectuării procesului de „spălare” a miezului cilindrului. O asemenea formă 3 colectoare trebuie să asigure înmagazinarea a

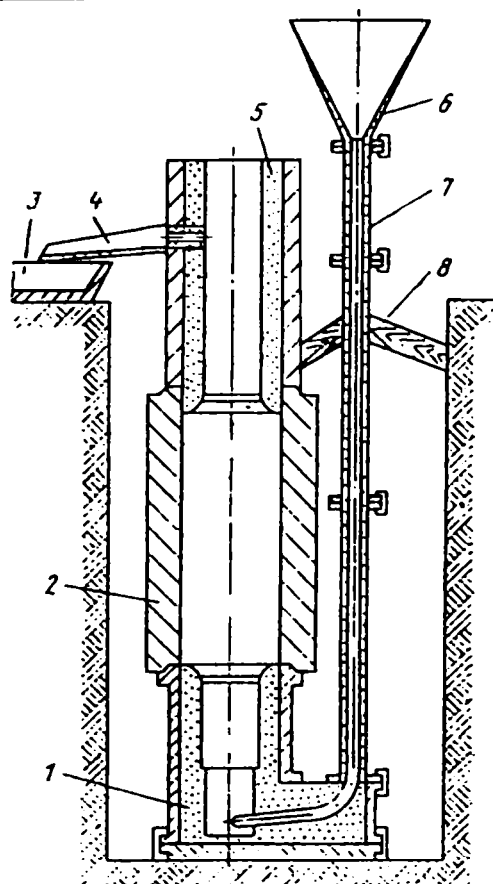


Fig. 1.23. Forma asamblată pentru turnarea cilindrilor bimetalici:
 1-forma fusului inferior; 2-cochilă; 3-cochilă pentru colectarea aliajului de spălare;
 4-jgheab de evacuare; 5-forma pentru fusul superior; 6-pâlnie de turnare; 7-rama rețelei de turnare;
 8-elemente de fixare a piciorului de turnare.

1.4.5. Tehnologii de turnare a cilindrilor de laminare bimetalici

Diferitele procese tehnologice pentru fabricarea cilindrilor de laminare au adoptat diverse metode de turnare pentru a asigura, după turnare, obținerea caracteristicilor mecanice dorite ale acestor utilaje. Dintre acestea, cele mai importante sunt:

- turnarea statică;
- turnarea prin metoda centrifugală.

Procedeul bimetala (duplex) de turnare constă în turnarea cilindrilor din două sorturi de aliaj metalic, fie două sorturi de fontă sau de oțel, fie combinat cu oțel pentru realizarea miezului și o fontă aliată pentru realizarea tăbliei, rezultând cilindri de laminare bimetalici. În cazul cilindrilor de laminare din fontă, turnați în variantă bimetala, se folosesc cel mai frecvent, două calități de fontă, una aliată (numită și primară) pentru realizarea crustei de lucru și una nealiată sau slab aliată pentru miez și fusuri. Prin acest procedeu se pot obține durități mari pe suprafața tăbliei fără a crește și duritatea miezului și a zonelor de fus.

Cilindrii turnați prin metode statice prezintă, în comparație cu cei turnați centrifugal, proprietăți inferioare, aceștia din urmă posedând rezistențe ridicate la uzare, rezistențe mari la rupere și stabilitate mai mare la temperaturi ridicate [46]. Aceste avantaje sunt determinate de o structură fină, densă și stabilă a crustei de lucru, precum și de folosirea în miez a unor fonte de înaltă rezistență (cum ar fi fontele cu grafit nodular) sau oțeluri.

De asemenea, turnarea centrifugală permite folosirea pentru crusta de lucru a unor mărci de fonte aliate din care este foarte greu să se toarne prin metode staționare cilindri care pentru a li se asigura rezistența miezului se toarnă în sistem duplex. În afară de acestea, cilindrii turnați centrifugal asigură [100]:

- economie de metal în proporție de 15...20% din masa totală a piesei, datorită lipsei maselotei și a rețelilor de turnare și de 60...80% față de metoda duplex ca urmare a neefectuării operației de spălare;

- economie de elemente de aliere, acestea consumându-se doar pentru cruste de lucru;

- scăderea manoperei de formare și montare a formelor;

Alimentarea formelor asamblate în vederea turnării cilindrilor de laminare se poate face fie indirect (tangențial, la baza fusului inferior), fie direct (prin maselotă). Din punctul de vedere al metodei de turnare în formă, în vederea realizării miezului tenace în condițiile obținerii unei durități sporite a tăbliei de lucru, procedeele statice de turnare oferă variante tehnologice, cum ar fi:

- prin spălarea miezului la turnarea fontei secundare;

- prin semispălarea miezului la turnarea fontei secundare;

- cu miez solid, care să constituie apoi miezul de cilindru;

- cu tub de grafit.

1.4.5.1. Procedeu duplex de turnare a cilindrilor (cu spălarea miezului)

Acest procedeu constă în turnarea cilindrilor din două calități de fontă (fonta primară aliată și fonta secundară nealiată) sau alte aliaje. Cantitatea de fontă utilizată este mai mare decât în cazul procedurii simplex, dar o parte însemnată din elementele de aliere din fonta primară: Cr, Ni, Mo etc. sunt recuperate și refolosite prin retopire. Prin acest procedeu se pot obține durități mari pe tăblie, care nu duc la creșterea durității fusurilor, acestea fiind turnate din fontă slab aliată sau nealiată.

La început, forma cilindrului se umple cu fontă primară înalt aliată, care, prin cristalizare în cochilă, va forma crusta dură a cilindrului. Turnarea fontei primare se întrerupe când aceasta s-a ridicat cu 300-350 mm peste marginea superioară a tăbliei cilindrului (figura 1.24.a). După aceasta, urmează perioada de menținere, în timpul căreia, pe suprafața interioară a cochilei, se formează crusta dură a cilindrului [118]. În acest timp oala cu fontă primară se îndepărtează și, în locul ei, se aduce oala cu fontă secundară destinată spălării miezului cilindrului (figura 1.24.b). Pentru preîntâmpinarea solidificării metalului în alimentator se fac returnări scurte cu fontă secundară mai caldă.

După terminarea perioadei de menținere (solidificarea crustei dure din fonta primară) se începe procesul propriu zis de spălare a fusului și miezului cilindrului (figura 1.24.c). În timpul spălării, metalul se ridică până la orificiul de scurgere pentru spălare, amplasat la 100 - 150 mm peste nivelul bazei maselotei, de unde se evacuează pe un jgheab într-un colector de fontă (vopsit și uscat) sau o formă. O asemenea amplasare a orificiului de spălare este necesară pentru preîntâmpinarea apariției incluziunilor din fusul cilindrului.

Cantitatea de fontă secundară pentru spălare depinde de lungimea fusurilor, gabaritul și masa cilindrului brut [10] (vezi tabelul 1.5).

Cantitatea de metal pentru spălare, exprimată în [%] din masa cilindrului brut

Tabelul 1.5

Masa cilindrului t	Cilindri cu lungimea tăbliei, [mm]		Cilindri aliați cu Cr-Ni-Mo cu 76HSh
	Peste 1000	Sub 1000	
> 7	30	30	50
2 - 7	35	35	70
< 7	100	100	150

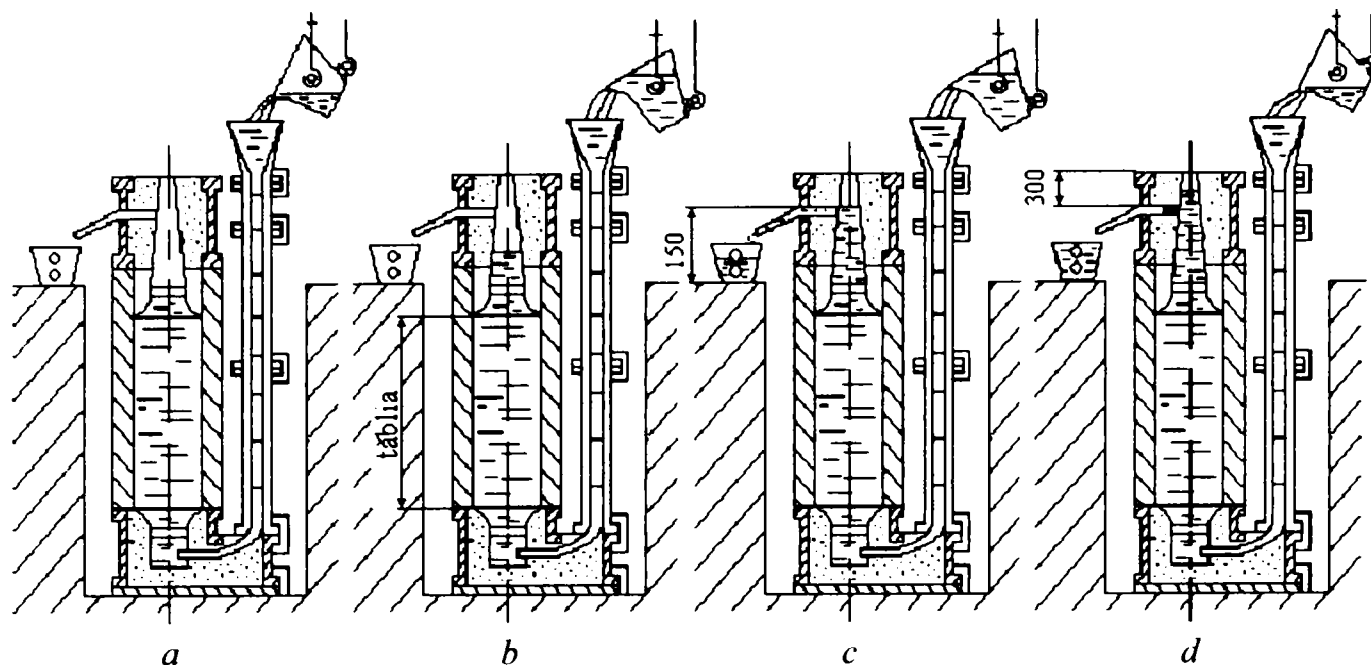


Fig. 1.24. Schema procedului duplex de turnare a cilindrilor de laminor.

Durata procesului de spălare se împarte în două perioade. În prima perioadă, care reprezintă $1/3$ din durata totală a operației, spălarea se face cu viteză mică, iar în cea de a doua cu viteză accelerată. Spălarea cu viteză mică în prima perioadă este necesară pentru formarea grosimii dorite a zonei de trecere precum și pentru a nu se deranja (rupe), cu jetul puternic de fontă caldă, "edificiul" cristalin (în curs de formare) al crustei cilindrului. După terminarea spălării se execută astuparea orificiului de scurgere cu un dop făcut din argilă și se continuă apoi umplerea maselotei prin rețeaua de turnare până la o înălțime cu $300 - 350\text{mm}$ peste cota orificiului de evacuare (figura 1.24.d). După $8 - 15$ minute de la terminarea turnării prin sifon (în vederea asigurării unei solidificări dirijate), în maselotă se toarnă fonta secundară cu temperatura de minimum 1320°C . Se îndepărtează zgura din maselotă și suprafața metalului se acoperă cu mangal sau alt material termoizolant într-un strat cu grosimea de $50 - 70\text{mm}$, tot în scopul asigurării unei solidificări dirijate.

1.4.5.2. Procedul duplex de turnare a cilindrilor (cu semispălarea miezului)

Procedul clasic de turnare bimetala a cilindrilor de laminare prezintă dezavantajul că grosimea crustei dure este variabilă pe înălțimea cilindrului, iar la îmbinarea fusului inferior cu tăblia cilindrului apar zone cu retasuri închise, ce conduc la o reducere substanțială a rezistenței mecanice. De asemenea, în constituția fusului superior se găsesc zone în care a solidificat aliajul primar, zone care îngreunează prelucrarea mecanică (în zona maselotei ajunge fonta cu temperatura cea mai scăzută), motiv pentru care rolul maselotei este mult diminuat.

Procedul de turnare bimetala, cu semispălarea miezului, conform invenției nr.99539 a unui grup de ingineri ai ICM – București [158], constă în turnarea succesivă a două tipuri de aliaje într-o formă combinată: aliajul primar, cu proprietăți corespunzătoare formării unei cruste dure, iar celălalt aliaj – secundar -, necesar obținerii fusurilor și miezului tenace.

Utilajul pentru realizarea procedului (figura 1.25) cuprinde o formă combinată, având o zonă centrală *a* corespunzătoare tăbliei cilindrului de laminare și două zone periferice cu secțiunea micșorată *b*, pentru turnarea fusurilor. Ansamblul de turnare este format dintr-o placă de bază *1*, pe care este amplasată forma cu rama *2*, în ea fiind realizată cavitatea care să

corespundă formei unuia dintre fusurile cilindrului de laminare. Pe rama 2 este montată o cochilă metalică 5, pe care este fixată forma cu rama metalică 4, corespunzătoare celuilalt fus al cilindrului de laminare. Asamblarea cochilei centrale cu rama formei fusului inferior se realizează cu ajutorul șuruburilor 3. În

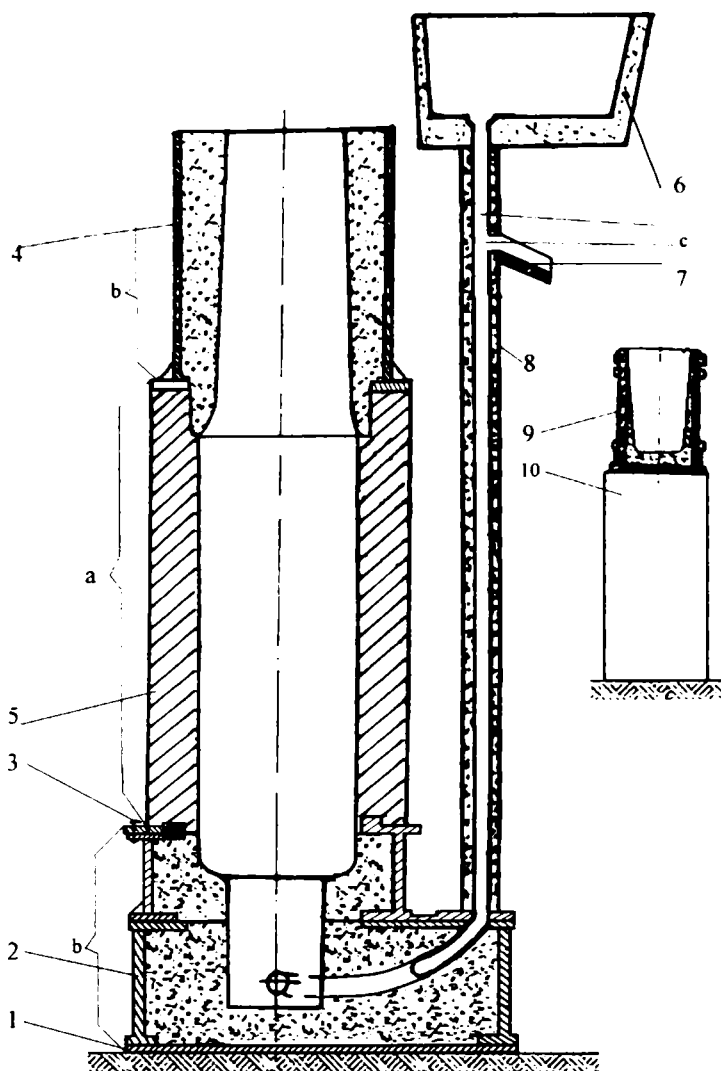


Fig. 1.25. Procedeu și utilaj de turnare a cilindrilor de laminare:

- 1-placă de bază; 2-rama formei fusului inferior;
- 3-șuruburi de fixare; 4-rama formei fusului superior;
- 5-cochila; 6-pâlnie de alimentare; 7-jgheab de;
- 8-piciorul pâlniei de alimentare;
- 9-bazin de evacuare; 10-suport.

poziție laterală este amplasată o pâlnie de alimentare 6, în al cărei picior 8 este practicat un orificiu *c*, în care este montat un jgheab 7 pentru evacuarea aliajului primar. În apropierea jgheabului 7, este amplasat un bazin 9 de evacuare, montat pe un suport 10.

Aliajul primar se toarnă prin rețeaua 8, până la umplerea cochilei, iar după o staționare în formă, de 60 secunde, se toarnă într-o nouă secvență, de 5 secunde, circa 260 kg fontă primară. Se îndepărtează oala cu aliaj primar și se aduce în poziție de turnare oala ce conține aliaj secundar. La 60 secunde de la ultima turnare a aliajului primar se începe turnarea aliajului secundar, la temperatura de 1300 ... 1320°C. Turnarea aliajului secundar se face prin maselotă cu viteza de 100 ... 120 kg aliaj/secundă, iar evacuarea aliajului primar se face printr-un orificiu de scurgere *c* practicat în piciorul pâlniei de alimentare 8. După ce aliajul secundar a înlocuit aliajul primar, aflat în stare lichidă în cavitatea formei de turnare, se astupă orificiul de evacuare *c* a aliajului primar. Se continuă turnarea aliajului secundar până la

umplerea totală a maselotei, după care se vor executa turnări în scopul menținerii nivelului constant al aliajului în maselotă.

Scopul invenției a fost îmbunătățirea calității și creșterea durabilității în exploatare a cilindrilor de laminare, a economiei de fontă primară etc. Problemele pe care le rezolvă acest procedeu de turnare bimetal constau în:

- asigurarea unui regim termic de solidificare care să conducă la evitarea apariției retasurilor închise în zona de îmbinare a fusului inferior cu tăblia cilindrului;
- înlătură dezavantajele menționate, prin aceea că înlocuiește alimentarea formei cu aliaj secundar prin rețeaua de alimentare indirectă cu alimentarea direct prin maselotă, evacuarea fontei primare făcându-se prin orificiul de scurgere realizat în piciorul pâlniei de alimentare;

- turnarea aliajului primar prin sifon, aflat la o temperatură de 1300 ... 1320°C în pâlnia de alimentare 6 a unei forme combinate, la început cu viteza de 40 kg aliaj/secundă, circa 400 kg aliaj, după care se continuă turnarea cu viteza de 120 kg aliaj/secundă până la umplerea completă a unei cochile amplasată în zona centrală a formei;

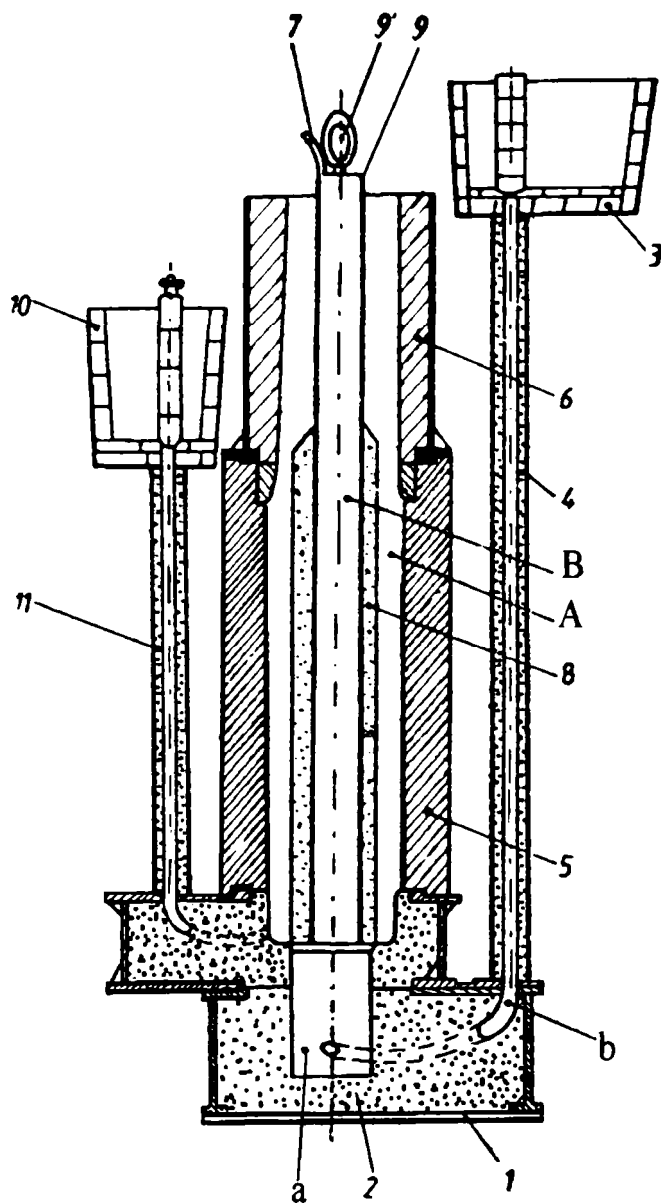


Fig. 1.26. Procedeu și instalație pentru realizarea cilindrilor bimetalici cu miez central vidat
 1-placă de bază; 2-forma fusului inferior;
 3, 10-bazine de turnare; 4, 11-picioarele bazinelor de turnare; 5-cochilă; 6-maselotă; 7-racord la instalația de vidare; 8-miez vidat;
 9-armătura metalică a miezului.

aliaj metallic, care, prin solidificare, să formeze partea centrală a cilindrului, iar în zona de contact aliajele se amestecă parțial, chiar în faza lichidă, obținând astfel stratul de trecere, dinspre crustă înspre miez, cu grosime de 1...5 mm.

Instalația pentru realizarea procedurii (figura 1.26) este alcătuită din placa de bază 1 pe care se așează forma fusului inferior 2 (prevăzută cu o cavitate *a*, în legătură, printr-un canal de alimentare *b*, cu un tub de turnare 4, care face legătura cu recipientul 3 cumetal lichid). Pe forma 2 se sprijină o formă metalică de turnare 5 (cochilă) cu două cavități (*A* și *B*) în care se vor turna aliajele diferite pentru a alcătui partea activă și partea centrală a cilindrului. În acest scop,

- economie de aliaj primar și elemente de aliere.

Procedeu și utilajul, conform invenției, prezintă următoarele avantaje:

- permit îmbunătățirea calității cilindrilor de laminare, creșterea durabilității în exploatare a cilindrilor;

- reduce consumul de aliaj lichid;

- asigură uniformizarea grosimii crustei solidificate din aliajul primar și mărirea, după dorință, a grosimii crustei dure.

1.4.5.3. Procedeu duplex de turnare a cilindrilor (cu miez central vidat)

Procedeu, conform invenției nr.87863, a unui grup de ingineri ai ICM – București [157], permite realizarea cilindrilor bimetalici de laminare, la care partea activă este realizată dintr-un aliaj cu proprietăți mecanice ridicate, iar fusurile și miezul tăbliei dintr-un aliaj cu bune proprietăți de plasticitate

În scopul realizării unei legături corespunzătoare dintre crusta dură și partea centrală a tăbliei cilindruului și, totodată, pentru mărirea duratei de exploatare a cilindrului de laminare, procedeul permite turnarea aliajelor lichide pe căi diferite: pe măsură ce aliajul lichid, care formează partea activă a cilindrului, se solidifică parțial, miezul (din material refractar) din interiorul formei de turnare este extras pentru a se putea turna cel de-al doilea

instalația este prevăzută cu un miez vidat 8 care se poate deplasa pe verticală în interiorul cochilei 5, pe măsură ce metalele lichide ocupă cavitatea forme de turnare.

Miezul 8 are o armătură metalică 9, închisă la capete, în legătură, prin intermediul unui racord 7, cu o pompă de vid, nefigurată. După formare și întărire, miezul 8 este acoperit cu o folie de plastic, nefigurată, sau se vopsește cu vopsea refractară cu permeabilitate scăzută. Pentru manevrarea miezului s-a prevăzut un inel 9', fixat pe armătura metalică 9. Alimentarea cavității A, din cochila cilindrului de laminare, cu aliaj lichid se realizează din recipientul 10 prin intermediul unui tub de turnare 11.

Procedeu și instalația, prezintă avantajul unui consum mic de aliaj pentru obținerea crustei și a miezului cilindrului. Ca dezavantaje ale metodei se pot enumera:

- necesită existența a cel puțin trei macarale pentru manevrarea diverselor componente ale utilajelor implicate în procedeu;
- necesită existența pompelor de vidare în dotarea turnătoriilor de cilindri.
- realizează o zonă de trecere, între miez și crusta cilindrului turnat, destul de greu de controlat din punct de vedere dimensional și structural.

1.4.5.4. Turnarea centrifugală a cilindrilor de laminare

Efectul separării după densitate a constituenților unui aliaj sub acțiunea forței centrifuge a dus la aplicarea unei tehnologii specifice turnării pieselor bimetalice. Metoda

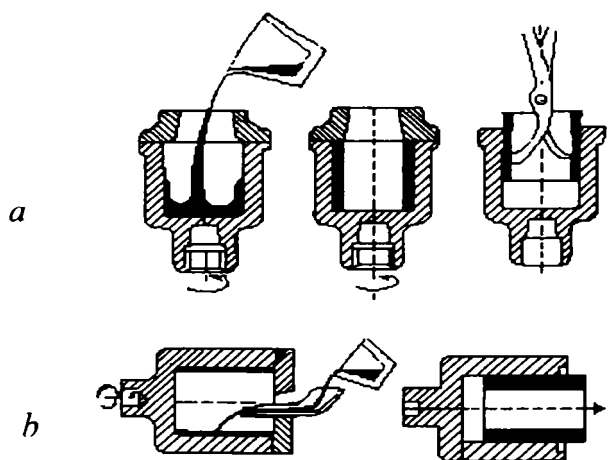


Figura 1.27. Turnarea centrifugală
a – varianta de turnare cu axă de rotație verticală; b – varianta de turnare cu axă de rotație orizontală

constituia un procedeu de bază pentru confecționarea lagărelor și cuzineților, sculelor în formă de disc sau a cilindrilor de laminare bimetalici (stratul de lucru în zona tăbliei fiind realizat de un aliaj cu caracteristici ridicate – oțel, fontă aliată – iar zona de miez dintr-un aliaj inferior în calitate – fontă nealiată sau oțel obișnuit).

Turnarea centrifugală (figura 1.27) se pretează fabricării cilindrilor de laminare bimetalici, deoarece, în funcție de scop, poate asigura o duritate mare la suprafața de lucru a cilindrilor (crustă) și scăzută în miez și fusuri. Cilindri turnați centrifugal, în comparație cu cei turnați prin metodele statice, posedă caracteristici superioare de rezistență și de exploatare, constând din înalte rezistențe la uzare, la temperaturi

obișnuite și ridicate în timpul laminării, la rupere și încovoiere etc. [100].

În practica turnării centrifugale a cilindrilor de laminare se utilizează o serie de variante tehnologice cuprinzând mai multe metode de turnare:

- turnarea orizontală atât a crustei de lucru (tăbliei) cât și a miezului cilindrului;
- turnarea verticală atât a crustei de lucru (tăbliei) cât și a miezului cilindrului;
- turnarea orizontală a crustei și turnarea verticală a miezului cilindrului;
- turnarea mixtă, în care crusta se toarnă centrifugal (orizontal), iar miezul, static vertical.

La turnarea cilindrilor bimetalici prin metode centrifugale, se toarnă mai întâi metalul lichid care trebuie să asigure obținerea crustei dure, pe o grosime determinată a secțiunii de cilindru, specific fiecărui tip de cilindru. Între perioadele de terminare a turnării stratului de lucru

(a crustei) și cea a începutul turnării aliajului secundar, necesar pentru miezuri și fus, se face o întrerupere, întocmai ca în cazul turnării statice a cilindrilor bimetalici, pentru a permite solidificarea parțială a metalului. Durata întreruperii depinde de grosimea stratului termoizolant, masa și grosimea crustei, de valoarea carbonului echivalent, gradul de supraîncălzire a aliajului etc. În timpul turnării, solidificării și răcirii cilindrului, forma metalică se răcește intens prin intermediul unor țevi cu orificii. Viteza de rotire a formei metalice este de 600 rotații/minut. Sistemul de turnare este ales astfel încât prin turnarea centrifugală să se poată obține cilindri plini. Procedul este utilizat pentru cilindri cu diametrul de circa 700 mm. Frecvent este utilizată și metoda de turnare centrifugală mixtă, caz în care crusta se toarnă centrifugal, în variantă orizontală, iar miezul, static, în poziție verticală.

Un avantaj al turnării centrifugale a cilindrilor bimetalici de laminare este acela al utilizării unor cantități mult mai scăzute de materiale pentru realizarea crustei și a miezului, decât în cazul turnării statice (cu spălare, semispălare, cu miez etc.), deoarece cantitățile de aliaj necesare atât pentru crusta cilindrului cât și pentru miezul și fusurile cilindrului, sunt precis determinate, neexistând pierderi de metal lichid.

Un efect al finisării structurii la turnarea centrifugală este cel al creșterii rezistenței la șoc termic a cilindrilor de laminare. Datorită faptului că, la turnarea centrifugală, separările de cementită sunt de dimensiuni mici și uniform repartizate, efectul lor de sursă a apariției fisurilor în timpul exploatării cilindrului este mult diminuat, iar riscul ieșirii premature din lucru a cilindrilor, din această cauză, este practic eliminat. Dacă totuși apar, aceste fisuri sunt de dimensiuni mici și în număr mic. Datorită compactizării și uniformizării structurii din stratul de crustă la turnarea centrifugală, duritatea este uniformă pe secțiunea cilindrului, căderile de duritate între crustă și miez fiind mai mici decât la turnarea prin metode statice [100].

1.5. Concluzii parțiale.

➤ În cadrul acestui capitol a fost efectuată evidențierea criteriilor de clasificare generală a cilindrilor de laminare, în special a celor turnați din diferite tipuri de fontă, în funcție de domeniul de utilizare, duritatea suprafeței de lucru (caracteristici mecanice și de exploatare) și, nu în ultimul rând, de dimensiuni.

➤ Prezentarea utilajelor și echipamentelor destinate formării și turnării cilindrilor de laminare a fost realizată cu scopul de a puncta diversitatea lor și, în același timp, pentru a sublinia faptul că proiectarea lor rațională duce, pe de o parte, la creșterea durabilității lor în exploatare, iar, pe de altă parte, la obținerea unor cilindri fără defecte de suprafață și cu bune caracteristici mecanice.

➤ Fluxul tehnologic actual de turnare bimetala a cilindrilor de laminare a fost prezentat, pe faze de execuție, în diferitele variante abordate de producătorii din țară.

➤ Concomitent cu studiul actualelor tehnologii de turnare bimetala, s-au analizat condițiile tehnice reale de turnare care trebuie rezolvate, în vederea creșterii rezistenței la uzare a cilindrilor, micșorării manoperei și reducerii rebutului, scăderii costurilor de fabricație prin reducerea consumului de fontă bogat aliată cu nichel, crom și molibden.

CAPITOLUL 2.

ANALIZA FACTORILOR DE INFLUENȚĂ ASUPRA CARACTERISTICILOR CILINDRILOR PENTRU LAMINARE TURNAȚI BIMETAL

Marea diversitate a produselor laminate și condițiile diferite de lucru au determinat crearea unei game extrem de largi de cilindri. Existența acestei diversități în fabricația cilindrilor de laminor se referă atât la dimensiuni, la structuri, la durități, la domeniile de utilizare etc.

Pe lângă condițiile tehnice de lucru și de exploatare, la alegerea corectă a cilindrilor se ține seama, mai ales, de durabilitatea cilindrilor în exploatare (rezistența la uzare și la rupere). Pentru a obține o durabilitate maximă a cilindrilor de laminare este necesar să se stabilească o corelație optimă între condițiile de exploatare și calitate.

Forma lor diferită, calitatea suprafeței de lucru, rezistența la uzare, condițiile grele de lucru (presiuni ridicate și neuniforme, încălzire neuniformă, șocuri mecanice și termice, eforturi mecanice combinate: încovoiere - întindere - compresiune - tracțiune), structură metalografică neuniformă impusă etc., ridică probleme importante asupra stăpânirii tehnologiilor de fabricație.

Este necesară astfel cunoașterea condițiilor de lucru ca, prin corelarea factorilor care intervin în fabricație (elaborare - formare - turnare - tratament termic), să se obțină calitățile dorite.

2.1. Solicitățile la care sunt supuși cilindrii de laminare în timpul exploatării.

Durabilitatea în exploatare a cilindrilor este determinată de rezistența lor la uzare, care depinde nu numai de calitatea aliajului din care aceștia sunt realizați, ci și de marca oțelului care se laminează, precum și de modul și condițiile în care ei lucrează. De obicei, uzura cilindrilor la o montare în caje se socotește după grosimea minimă a crustei de lucru care se îndepărtează prin restrunjire (sudare și restrunjire, rectificare etc.) pentru restabilirea profilului inițial al suprafeței acestora. Deși uzura în timpul procesului de laminare este un fenomen normal, aceasta poate fi dirijată prin crearea unor condiții care să conducă la micșorarea ei. Cu cât este mai înaltă duritatea crustei de lucru a cilindrilor, cu atât uzura este mai redusă, însă nu există o dependență directă între aceste două caracteristici.

În procesul de laminare, cilindrii sunt supuși la solicitări mecanice și solicitări termice.

Cauza uzării rapide a cilindrilor (mai ales a celor cu crustă albă și dură a suprafețelor de lucru), în afară de *frecare*, este *exfolierea*, care poate fi *mechanică*, din cauza unor presiuni neuniforme aplicate pe cilindru și *termică*, cauzată de oscilațiile bruște ale temperaturii în crusta

de lucru a acestora. Ca urmare a solicitărilor mecanice și termice, cilindrii trebuie să îndeplinească următoarele condiții: rezistență la uzare; rezistență mare la rupere; rezistență mare la fisurarea cauzată de șocurilor termice; rezistență la exfoliere; prinderea bună a semifabricatelor laminate; structură omogenă [10].

În primul caz, la laminarea tablei cu marginile răcite, pe cilindri apar două cavități de exfoliere, ce corespund lățimii tablei. Adesea, exfolierea apare la mijlocul cilindrului, dacă pe tabla laminată s-au format una sau două proeminențe. Aceste ieșinduri sunt, de obicei, puternic răcite, determinând ecruisarea metalului de pe suprafața cilindrului și apariția unei mari exfolieri pe aceasta. Pentru micșorarea exfolierilor de acest tip este necesară încălzirea suficientă a tablelor ce se laminează și profilarea cilindrilor, care să compenseze încovoierea acestora, din cauza presiunilor de laminare. Deoarece exfolierii mecanice îi precede, de obicei, ecruisarea, la schimbarea cilindrilor se va examina cu atenție suprafața tăbliei acestora și se va măsura duritatea lor. În zonele ecruisate duritatea se va mări cu 5 - 10 HSh, atrăgând atenția asupra necesității restrunjirii sau reșlefuirii tăbliei pentru îndepărtarea stratului depreciat.

În cel de-al doilea caz, adică la acțiunea termică a materialului ce se laminează asupra crustei albe a tăbliei cilindrului, apar *rețele fine de crăpături*. Acest defect apare ca urmare a oboselii metalului în urma încălzirii suprafeței cilindrului la contactul cu laminatul până la temperaturi de 600°C sau chiar mai sus și răcirea bruscă cu apă până la temperaturi de 50 - 150°C. Rețelele fine de crăpături apar la trecerea fontei din domeniul deformațiilor elastice în cel al deformațiilor plastice (și invers). Această trecere se află, pentru cilindrii din fontă, în intervalul de temperaturi 450 ÷ 600°C. Rețeaua de fisuri formată se dezvoltă, iar oxidarea marginilor lor formează imaginea unor exfolieri fine pe suprafața tăbliei cilindrilor. Cea mai bună metodă de preîntâmpinare a formării exfolierilor constă în asigurarea unor încălziri și răciri uniforme a cilindrilor în timpul laminării, precum și executarea la timp a reșlefuirilor (când apar primele urme de exfoliere). Exfolierile sunt denumite adesea despicări ale marginilor cilindrilor pentru tablă, care apar în urma presiunilor ridicate din timpul laminării. Aceasta are loc la apariția golurilor în zone ale suprafeței tăbliei cilindrului care se află în contact cu tabla laminată. Acest proces este precedat de ecruisarea marginilor cilindrului. Despicarea se preîntâmpină prin executarea la timp a reșlefuirilor.

Ecruisările și alte tipuri de defecte de pe cilindrii de lucru, folosiți la laminarea tablelor, apar și din cauza unei nereușite profilări a suprafeței de lucru. Aceste deficiențe se pun în evidență la interacțiunea cilindrilor de lucru cu cilindrii de sprijin. Uzura mai intensă a cilindrilor de lucru în zonele marginale, unde tabla laminată este mai rece, determină apariția ieșindurilor pe suprafața cilindrului de sprijin, care mai apoi acționează asupra suprafeței cilindrului de lucru. Reducerea intensității acestui fenomen se face prin îndepărtarea la timp a defectelor de pe cilindrii de sprijin, ceea ce determină o creștere importantă a duratei de lucru a cilindrilor. Pentru reducerea uzurii cilindrilor de lucru, duritatea cilindrilor de sprijin trebuie să fie cu 5 ÷ 15 HSh mai mică decât duritatea cilindrilor de lucru. Exfolierile pot apărea și la cilindrii turnați centrifug, dacă zonele interioare ale acestora nu sunt turnate dintr-un metal suficient de cald care să permită separarea oxizilor și peliculelor de zgură de pe zona crustei de lucru [10].

Structura aliajului de pe suprafețele cilindrilor pentru laminoarele de profile, precum și ai cajelor degrositoare din liniile de laminare a tablelor, este destul de neomogenă. Alături de separări grosolane de cementită (dură și fragilă), în cilindru pot exista zone mari de perlită cu

diferite grade de dispersie, precum și grafit nodular sau lamelar. De aceea, uzarea suprafeței cilindrilor nu poate fi uniformă. În timpul exploatării cilindrului, particulele de grafit sunt smulse din masa metalică de bază sau ard. Ca rezultat, apar o mulțime de intrânduri în zona suprafeței cilindrului care vine în contact cu metalul ce se laminează. Aceste intrânduri, punctiforme, se măresc și se unesc între ele sub influența concomitentă a presiunilor mari exercitate de metalul ce se laminează, a lichidului de răcire și a acțiunii oxidante a aerului. Ca rezultat, pe suprafața cilindrului apar *rețele de oxizi*. Dacă cilindrul nu este supus la timp reșlefuirii (rectificării) tăbliei, atunci, în interiorul rețelei de oxizi, se dezvoltă fisuri fine.

Rețeaua de oxizi se amplifică și datorită vaporilor de apă care se formează în timpul laminării. Atât timp cât rețeaua de oxizi nu s-a dezvoltat pe adâncime, ea poate fi îndepărtată prin reșlefuire, însă fisurile fine existente la baza acesteia (pe adâncimi mari în crusta de lucru) provoacă accelerarea procesului de uzare a suprafeței de lucru a cilindrului. În acest din urmă caz, se recomandă executarea mai frecventă a restrunjirii cilindrului pentru a nu se permite formarea rețelelor adânci de oxizi. Este recomandabil ca rețelele de oxizi să se îndepărteze imediat după apariția lor pe suprafața cilindrului prin restrunjire circa $0,5 \div 1$ mm din diametrul cilindrului și să nu se permită creșterea dimensiunilor acestora, deoarece, în aceste cazuri, la restrunjire, trebuie să se îndepărteze circa $3 \div 5$ mm de metal [118].

Uzura cilindrilor se mărește, în mare măsură, dacă suprafața metalului ce se laminează este acoperită cu oxizi. Particulele de oxizi se imprimă în suprafața de lucru a cilindrilor, mai ales atunci când duritatea acestora este insuficientă. Utilizarea cilindrilor cu durități mai mari, coroborată cu îndepărtarea intensă a zgurii și oxizilor de pe suprafața laminatului, conduce la mărirea durabilității în exploatare a acestora.

Deformări mari ale crustei au loc în cazul patinării și opririi cilindrilor când, datorită contactului mai îndelungat al acestora cu laminatul, au loc încălziri locale ce provoacă tensiuni de întindere ce pot determina formarea crăpăturilor longitudinale.

Este foarte periculoasă situația când apa de răcire cade pe suprafața caldă a cilindrului care a patinat. Cilindrii înalt aliați, care au durități ridicate, necesită o deosebită atenție la încălzirea și răcirea lor, deoarece tensiunile termice care apar pot provoca chiar ruperea acestora. Deoarece, la încălziri rapide, suprafața cilindrilor se dilată, iar miezul rece este supus acțiunii forțelor de întindere, ruperea survine în cazul depășirii rezistenței mecanice a fontei din care s-a turnat cilindrul. Fenomene asemănătoare se observă și în cazul răcirii bruște a cilindrilor. De aceea, înainte de montarea în caje, cilindrii se vor preîncălzi cu viteză redusă până la temperatura lor de lucru și se vor răci cu viteză lentă, în cazul demontării din caje. La răcire și încălzire (înainte de laminare) cilindrii se vor menține atât timp cât este necesar pentru egalizarea temperaturii pe întreaga lor secțiune.

Răcirea cilindrilor cu apă în timpul procesului de laminare joacă un rol deosebit în menținerea integrității acestora. Nerespectarea regimului de răcire poate determina apariția unor tensiuni termice în cilindru. Răcirea cilindrului nu trebuie să fie nici prea lentă și nici prea rapidă, ci executată corespunzător cu materialul din care este executat cilindrul și, în conformitate cu condițiile impuse laminatului. Astfel, la răcirea cilindrilor bimetalici aliați, folosiți la laminoarele continue, temperatura stabilită pentru suprafața cilindrului trebuie să se afle în limitele $70 \div 90^{\circ}\text{C}$. Funcționarea cilindrilor la temperaturi mai înalte conduce la descompunerea treptată a structurii martensitice și, deci, la scăderea durității acestora.

Pentru cilindrii cu crustă albă adesea este utilă creșterea temperaturii suprafeței până la $120 \div 140^{\circ}\text{C}$, deoarece, în această situație, crusta are o tendință mai scăzută de exfoliere. La laminarea tablei subțiri, pe laminoarele duo de tip vechi, temperatura cilindrilor din Fgn se ridică până la 600°C , ceea ce provoacă o rapidă uzare a crustei. În acest caz, se recomandă răcirea combinată a acestora cu aer și cu aburi, care să asigure temperaturi maxime de $380 \div 450^{\circ}\text{C}$ ale tăbliei cilindrilor.

Asigurarea răcirii uniforme cu apă a cilindrilor este foarte importantă. Marginile cilindrilor nu au contact direct cu laminatul și, prin urmare, sunt mai reci. De aceea, răcirea marginii cilindrilor se face cu cantități mai reduse de apă de răcire, în comparație cu aceea a zonei centrale [136].

Controlul continuu și atent al stării cilindrilor în timpul lucrului și după scoaterea lor din caje, poate conduce la mărirea durabilității, dacă se respectă următoarele reguli:

- să nu se admită continuarea lucrului cu cilindrii care prezintă crăpături evidente, rețele de oxizi, exfolieri;
- să se urmărească procesul de ecruisare pe suprafața de lucru a cilindrilor prin măsurarea durității cu ajutorul aparatului portativ Shor;
- executarea restrunjirii și restrunjirii cilindrilor, pentru îndepărtarea în totalitate a defectelor apărute.

Insuficienta îndepărtare a defectelor cilindrilor de laminare și utilizarea în continuare a acestora conduce la înaintarea rapidă a defectelor și la necesitatea îndepărtării unor cantități de metal de $2 \div 3$ ori mai mari prin restrunjire. Încercările de remediere a crăpăturilor și exfolierilor de pe suprafața tăbliei cilindrilor, prin sudare sau nituire, nu au dat rezultate pozitive, deoarece, la sudare, în aceste locuri, apar rețele de fisuri, care conduc la amplificarea exfolierii [10].

2.2. Influența compoziției chimice și a structurii asupra durității tăbliei cilindrilor

În funcție de destinație și de condițiile de lucru, pentru laminare se folosesc cilindri care se deosebesc după modul de fabricație precum și după compozițiile chimice și structură. Compoziția chimică a aliajului din care se toarnă cilindri este unul din factorii principali care contribuie la obținerea proprietăților de utilizare. Aceasta determină macrostructura și microstructura, după o eventuală prelucrare în stare lichidă, modificare în condiții dirijate de solidificare și răcire și, în unele cazuri, după tratament termic.

Pentru cilindri de calitate superioară se folosesc fonte cu grafit lamelar (Fgl) sau fonte cu grafit nodular (Fgn), aliate cu Cr, Ni și Mo. O categorie aparte o formează oțelul hipereutectoid (ADAMIT). Dintre elementele comune, S și P sunt limitate la conținuturi cât mai mici posibile, în funcție de materiile prime disponibile, sau tipul fontelor folosite (Fgn). Numai în cazul Fgl, nealiate, se mai utilizează (din ce în ce mai rar) mărirea procentului de P până la 0,5%, în scopul evitării crăpăturilor și pentru obținerea unei suprafețe curate a tăbliei.

Aproape toți cilindrii sunt aliați cu Mo, în proporție de 0,3 - 0,5%. Conținutul de Ni și Cr este în limitele fontelor slab și mediu aliate. Prin mărirea acestor conținuturi crește și duritatea cilindrilor. La cilindrii extraduri, raportul Ni/Cr este cuprins între 2,5 și

3.5. duritățile maxime (95 HSh) obținându-se ca urmare a unui tratament termic de călire - revenirea joasă. Datorită durităților ridicate ale tăbliei, comparativ cu ale fusurilor, (la cilindri extraduri) turnarea prin procedeul duplex este obligatorie. Pentru micșorarea duratei de prelucrare mecanică, cât și pentru evitarea apariției crăpăturilor la turnare, se recomandă aplicarea procedeului duplex și în cazul fabricării cilindrilor duri și chiar semiduri. La cilindri semiduri și duri se mai poate aplica și procedeul semiduplex, care realizează creșterea procentului de siliciu în fusurile și miezul cilindrului. Ca atare, nichelul și cromul sunt principalele elemente de aliere, care, în limite determinate, duc la creșterea durității (implicit a rezistenței mecanice și la uzare), alături de tratamentul termic [10].

Structura fontei (masa metalică de bază și incluziunile de grafit), în zona suprafeței de lucru constituie criteriul care caracterizează cel mai bine comportarea cilindrilor în funcționare. Așadar, microstructura și macrostructura cilindrilor urmărește asigurarea calității cerute de exploatare și este realizată prin natura și compoziția chimică a aliajelor metalice turnate, viteza de răcire diferită și prin procedeul de turnare. Toate aceste particularități imprimă o macrostructură și microstructură specifică cerută fiecărui tip de cilindru.

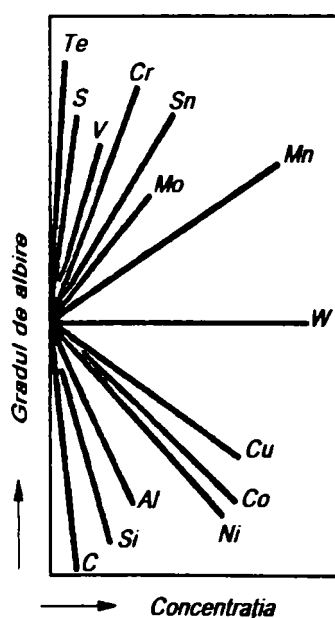


Fig. 2.1. Acțiunea carburigenă a elementelor chimice asupra aliajelor destinate turnării cilindrilor

... cilindri turnați din fontă se găsesc toate structurile aliajelor fier-carbon. Unul din factorii de bază care determină structura dată a cilindrului este compoziția chimică a aliajului și viteza sa de răcire. În cilindri turnați din fontă, în afară de fier și obișnuitele elemente: carbon, siliciu, mangan, fosfor, sulf se mai găsesc și crom, ceriu, nichel, calciu, molibden, cupru, magneziu și aluminiu. Pentru corectarea gradului de albire al fontelor lichide, destinate turnării cilindrilor cu crustă albă, se utilizează pe larg acțiunea carburigenă a telurului. În afară de cele arătate anterior, în orice aliaj pentru cilindri se mai găsesc gaze: oxigen (aproape integral sub formă de oxizi), hidrogen și azot. Elementele enumerate mai înainte exercită asupra aliajului acțiune carburigenă sau grafitizantă (figura 2.1.) [118].

Capacitatea **carbonului** în aliajele fier-carbon ca, în funcție de viteza de răcire, să formeze carburi de fier sau să se separe sub formă de grafit este folosită mai ales la fabricarea cilindrilor din fontă. Aplicând viteze inegale de răcire, în diverse zone ale cilindrului (tăblie, fusuri), se obțin structuri diferite care asigură realizarea proprietăților de exploatare necesare: rezistență mecanică și la uzare, capacitate de rezistență la variații bruște de temperatură.

Creșterea durității crustei albe este în dependență liniară cu conținutul de carbon [10]: $HSh = 16,67\%C + 13$, unde HSh este duritatea Shore. Această relație este valabilă pentru un conținut de carbon de 2,8...3,4 %, la diametre ale cilindrilor de 500...600 mm. La diametre mai mari ale cilindrilor duritatea se micșorează cu 2...3 HSh, iar la diametre mai mici aceasta crește cu 1,0 ... 1,5 HSh (figura 2.2). Acest lucru se explică prin scăderea sau mărirea vitezei de răcire, corespunzător cu creșterea sau scăderea masei cilindrului. Astfel, la conținuturi de 3,8%C, pentru cilindri cu diametrul tăbliei de 250 mm, se poate obține o duritate a crustei dure de 70...72 HSh, iar pentru cilindri cu diametrul tăbliei de 600...800 mm, în aceleași condiții de lucru, o

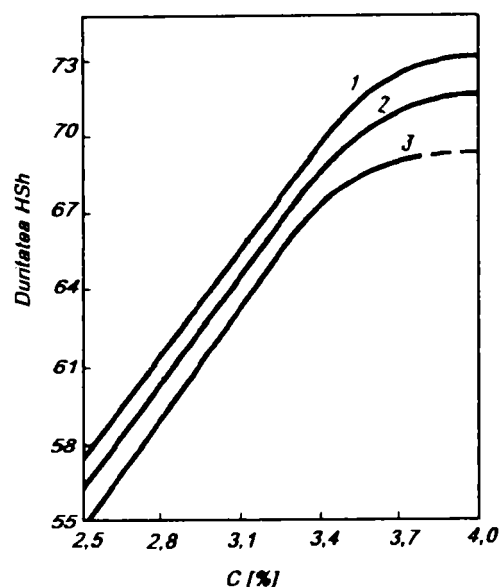


Fig. 2.2. Influența masei cilindrilor asupra durității crustei dure, la diferite conținuturi în carbon și diametre diferite ale cilindrilor: 1 - < 350 mm; 2 - 400...600 mm; 3 - > 650 mm.

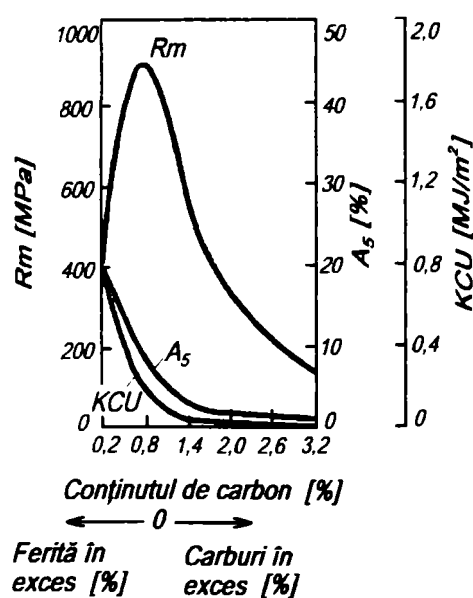


Fig. 2.3. Influența conținutului de carbon asupra caracteristicilor mecanice ale aliajului din care s-au turnat cilindri de laminare.

de albire în crustă de 18 ... 24 mm, este necesară menținerea unor rapoarte $C + 2Si = 3,9 \dots 4,2\%$ la conținuturi de 2.8 ... 3.1%C [47].

Pentru obținerea unei cruste albe de calitate satisfăcătoare și o mărime nu prea mare a zonei de trecere se recurge la metoda de turnare (care asigură creșterea rezistenței cilindrilor) cu spălare a miezului cilindrilor cu fontă care are conținutul ridicat de siliciu.

Manganul. Influența manganului în aliajele destinate turnării cilindrilor se manifestă, înainte de toate, prin acțiunile sale de desulfurare și dezoxidare, ceea ce provoacă eliminarea incluziunilor nemetalice din fontă. Manganul, ca element carburigen, formează carburi stabile la temperaturi înalte, de tipul Mn_3C și Mn_3CFe_3C .

asemenea duritate nu se poate realiza, deoarece, în acest caz, carbonul și fierul vor forma grafit. La conținuturi mai mari decât 3,8%C, chiar în cilindri cu diametrul de 200 ... 250 mm, alături de cementită se formează incluziuni de grafit. Așadar, mărirea durității, pe seama creșterii conținutului de carbon și a vitezei de răcire, este limitată în condiții industriale. Mărirea în continuare a durității cilindrilor este realizată numai pe seama alierii.

Rezistența cilindrilor cu conținut ridicat de carbon, utilizați pentru laminarea se poate mărire prin turnarea acestora din fonte cu grafit nodular. Forma nodulară a grafitului, precum și realizarea acestora cu ajutorul unei tehnologii determinate, asigură mărirea de 1 ... 3 ori a rezistenței acestora, în comparație cu cilindri turnați din fontă cu grafit lamelar. În același timp, are loc și creșterea rezistenței la uzare, ca urmare a creșterii rezistenței la temperaturi înalte a fontei cu grafit nodular.

Dependența proprietăților mecanice a cilindrilor cu conținut ridicat de carbon este prezentată în figura 2.3 [47]. Din această diagramă se vede scăderea rezistenței la impact și a rezistenței la tracțiune în funcție de conținutul de carbon, începând de la 0,8%, chiar și în domeniul fontelor albe. Acest lucru este datorat creșterii suplimentare a cantității de carburi.

Siliciul provoacă o intensă grafitizare a fontelor, atât în condiții rapide, cât și în condiții lente de răcire și, prin această particularitate, se deosebește de carbon. La turnarea cilindrilor cu crustă albă, din fonte cu grafit lamelar și nodular, la conținuturile prescrise de carbon și celelalte elemente, reglarea adâncimii crustei albe se face cu ajutorul siliciului.

Influența carbonului și siliciului se vor considera împreună, deoarece de conținutul lor depinde adâncimea crustei albe, precum și a zonei de trecere. Pentru a asigura o bună tendință de albire a fontei și realizarea unor adâncimi

Influența carburigenă a manganului în fontele lichide se manifestă numai la conținuturi ale acestuia mai mari de 0,8%. La conținuturi mai reduse (0,2 ... 0,5%) manganul se consumă pentru dezoxidarea fontei și formarea compușilor cu sulf. În aceste condiții, gradul de grafitizare al fontei se mărește, ca urmare a influenței centrelor de germinare, rol pe care îl joacă incluziunile de sulfură de mangan.

Pe măsura creșterii conținutului de mangan, ca element de aliere, până la 3%, are loc creșterea durității crustei albe, precum și a adâncimii acesteia, indiferent de conținutul de siliciu din fonte. În aceste condiții, manganul determină mărirea adâncimii zonei de trecere și păstrarea constituenților structurali carburigeni pe întreaga secțiune a cilindrilor[47].



Fig.2.4. Separarea eutecticului fosforos sub formă de picături în zona de trecere de la tăblia cilindrilor cu crustă albă spre fus

Fosforul formează, în aliajele lichide destinate turnării cilindrilor, compuși duri și fragili, în eutectic fosforos: Fe_3P și $Fe_3P.Fe_3C$. Fiind ușor fuzibil (au temperatura de topire în jur de $900^{\circ}C$), acești compuși se amplasează între dendrite, la marginea grăunților de austenită iar la contracție aceștia penetrează la suprafața piesei turnate, în locurile cu acumulări termice, formând așa-numitele picături. Astfel, dacă stratul de vopsea aplicat pe cochilă nu este uniform, atunci, în părțile mai groase ale acestuia eutecticul

fosforos se poate separa sub forma aciculară (scurtă) și determină formarea defectelor pe tăblia cilindrilor, sub formă de retasură și uneori crăpături. Separări masive de picături se observă în zonele de legătură dintre tăblie și fusurile cilindrilor (figura 2.4). În acest caz, eutecticul fosforos servește drept tampon, ușurând contracția liberă, deci protejând cilindrul contra formării crăpăturilor la cald. Fiind însă un component foarte fragil, acesta provoacă scăderea rezistenței mecanice a cilindrilor.

La turnarea cilindrilor cu crustă albă, cu grafit lamelar, conținutul de fosfor se mărește până la 0,5%, în scopul preîntâmpinării apariției crăpăturilor la cald (la 0,25 ... 0,35%P) pe suprafața tăbliei acestora. De aceea, cilindri bimetaliци pentru tablă, care sunt aliați cu crom și nichel, precum și cilindri pentru profile, la care contracția se desfășoară în condiții mai avantajoase, se produc cu conținuturi cât mai scăzute de fosfor [10].

Sulful din aliajele destinate turnării cilindrilor este un element nociv și, ca urmare, conținuturile sale trebuie să fie minime. Sulful provine din aliajele din care se toarnă cilindri, în principal din încărcătură. Conținutul de sulf variază, de obicei, în limitele 0,12 ... 0,18% la turnarea cilindrilor din fonte de cubilou. Un conținut mai ridicat de sulf în fontele destinate turnării cilindrilor generează o serie de defecte. Sulful formează cu manganul, magneziul și oxigenul compuși refractari, care, în mod obișnuit, nu reușesc să se separe în zgură, fixându-se sub formă de incluziuni nemetalice în crusta cilindrilor (care se solidifică cu viteză mare), provocând scăderea rezistenței la uzare a acestuia și, uneori, chiar rebutarea sa [138].

Cromul este unul din cele mai active elemente stabilizatoare de carburi. Conținutul său în cele mai diferite tipuri de cilindri din fontă variază în limitele 0,15 ... 1,5%, iar unele sorturi speciale de cilindri în limitele 12 ... 25%. În aliajele destinate turnării cilindrilor, cromul formează carburi stabile, mărește duritatea și adâncimea crustei albe, în condițiile favorizării dezvoltării și a adâncimii zonei de trecere, micșorând prin aceasta caracteristicile mecanice și rezistența termică a cilindrilor. De aceea, la fabricarea cilindrilor cu crustă albă, pentru

laminoarele de tablă, care lucrează la cald, nu se utilizează alierea cu crom, conținutul acestuia limitându-se la maximum 0,2%.

Capacitatea cromului de a menține duritatea pe întreaga secțiune a piesei are o mare importanță în cazul fabricării cilindrilor pentru profile, unde se cere o cădere mică a durității pe adâncimea calibrelor realizate prin prelucrarea mecanică. Cilindrii pentru profile sunt, de regulă, aliați cu crom în limitele 0,6 ... 1,5%, indiferent de tipul acestora. În aceste cazuri, în mod obișnuit, se mai adaugă și nichel, al cărui conținut este cu 0,2 ... 0,3% mai ridicat decât al conținutului de crom. Un asemenea raport dintre crom și nichel asigură egalizarea durității pe secțiunea cilindrilor și micșorarea, în același timp, a fragilității acestora [47].

Din punctul de vedere al influenței **nichelului** în fontele lichide, acesta aparține grupei de elemente grafitizante, însă această influență a sa nu este luată în considerare în turnătoriile de cilindri. În acest caz, este mai important faptul că nichelul, având o solubilitate nelimitată în fonte, permite îmbunătățirea unei serii de proprietăți de exploatare a piesei turnate: determină mărirea rezistenței feritei din perlită, mărește rezistențele mecanice și la uzare a cilindrilor din fontă. Proprietatea sa de bază constă însă în faptul că, în anumite limite precis determinate, mărește duritatea masei metalice de bază, pe seama scăderii punctului critic de transformare eutectoidă. Datorită acestei proprietăți, chiar în piese atât de masive cum sunt cilindri de laminor, în condiții normale de răcire, se poate obține, nu numai în crusta dură, ci în toată secțiunea lor, întreaga gamă de structuri de tranziție (în funcție de conținutul de nichel), de la perlita lamelară fină, până la martensită cu zone de austenită nedescompusă și, prin urmare, în conformitate cu aceasta, o gamă largă de durități 68 ... 88 HSh [10].

Influența carburigenă a **molibdenului** se manifestă numai la conținuturi de peste 0,6%Mo. La conținuturi mai scăzute de 0,6%Mo, în condițiile păstrării raporturilor dintre constituenții structurali, se obțin structuri dense cu granulație fină pe întreaga secțiune a cilindrilor, atât în crusta dură, cât și în centrul acesteia, precum și în fusuri și treflă. În acest fel, se obține creșterea rezistenței la uzare și la temperaturi ridicate ale crustei dure, a rezistenței mecanice și a durabilității în exploatare a rezistenței cilindrilor. Chiar la conținuturi scăzute, molibdenul se dizolvă în ferita perlitei și provoacă creșterea rezistenței masei metalice de bază și, prin urmare, a rezistenței globale a cilindrului.



Fig. 2.5. Microstructura cilindrului bimetalic aliat cu Cr, Ni și Mo cu 70 HSh (100:1, atac nital 3%).

a – macrostructura probei;
b – crusta dură (cementită și martensită);
c – miezul cilindrului (perlită și grafit)

În cilindri bimetalici înalt aliați cu conținuturi de peste 3,8%Ni și peste 0,8%Cr, în crusta dură apar, de regulă, incluziuni mărunte de grafit. Chiar cele mai reduse conținuturi de siliciu și ridicate de crom nu pot frâna procesul de grafitizare din fontele înalt aliate cu nichel, în condițiile menținerii îndelungate a pieselor în intervalul de

temperatură 900 ... 950°C. Prezența unei cantități suficiente de molibden determină frânarea acestei descompuneri. De aceea cilindrii cu grafit lamelar aliați cu crom, nichel și molibden (fig. 2.5) [10] se disting printr-o duritate mai ridicată și, prin urmare, au o mai înaltă rezistență la uzare.

2.3. Stabilirea domeniului optim, prin modelare matematică, a compoziției chimice a fontelor destinate obținerii crustei dure a cilindrilor bimetali

O categorie aparte de cilindri de laminare, care să răspundă cel mai bine cerințelor economice, o constituie cei fabricați în varianta bimetala (obținuți prin turnarea a două sorturi de aliaje diferite), având stratul de suprafață foarte dur, iar miezul cu rezistență ridicată la solicitări de oboseală și încovoiere. În felul acesta, se pot fabrica cilindri având duritatea suprafeței de lucru până la 100 HSh, fiind deci mult mai rezistenți la uzare decât cilindrii fabricați dintr-un singur aliaj [63]. Cilindrii bimetali turnați din diferite calități de fontă (și alte aliaje metalice), ocupă un loc destul de important în fabricația cilindrilor destinați diferitelor caje ale laminoarelor.

Cu ajutorul datelor referitoare la turnarea în varianta statică, prin spălarea miezului, a cilindrilor bimetala, prelevate în turnătoria de cilindri din cadrul S.C. SIDERMET S.A. din Călan, s-a întocmit tabelul 2.1. Utilizând produsul software MATLAB, s-a efectuat un calcul statistico-matematic în vederea analizei influenței compoziției chimice asupra durității crustei dure a cilindrilor bimetali, cu efect asupra durabilității lor în exploatare. MATLAB (MATrix LABoratory) este un pachet de programe de înaltă performanță, dedicat calculului numeric și reprezentărilor grafice [41]. Performanțele deosebite și timpul de instruire redus fac din acest pachet unul dintre cele mai agreate „medii” de lucru pentru o mare diversitate de utilizatori.

Tabelul 2.1

Compoziția chimică a mărcii de fontă FDId2, destinată turnării crustei dure a cilindrilor bimetali ϕ 928x3300 mm

Nr. crt.	Seria cilindriului	Dimensiuni, DxL [mm]	Marca fontei	Analiza chimică finală, [%]							
				C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Mo
1	285	928x3300	FDId2	3,250	1,910	0,410	0,132	0,030	1,610	3,460	0,320
2	286	928x3300	FDId2	3,190	1,380	0,430	0,124	0,019	1,520	3,210	0,350
3	288	928x3300	FDId2	3,200	1,190	0,420	0,112	0,037	1,320	3,360	0,360
4	289	928x3300	FDId2	3,250	1,220	0,350	0,122	0,035	1,340	3,220	0,350
5	290	928x3300	FDId2	3,200	1,130	0,400	0,122	0,030	1,490	3,020	0,300
6	291	928x3300	FDId2	3,210	1,370	0,410	0,114	0,021	1,420	3,040	0,400
7	292	928x3300	FDId2	3,210	1,220	0,480	0,117	0,020	1,350	3,120	0,370
8	293	928x3300	FDId2	3,190	1,260	0,700	0,118	0,025	1,330	3,370	0,150
9	294	928x3300	FDId2	3,240	1,360	0,270	0,119	0,020	1,420	3,200	0,230
10	295	928x3300	FDId2	3,300	1,240	0,600	0,120	0,021	1,390	3,240	0,350
11	296	928x3300	FDId2	3,200	1,150	0,520	0,120	0,023	1,430	3,280	0,330
12	297	928x3300	FDId2	3,040	1,080	0,520	0,112	0,016	1,280	3,030	0,400
13	298	928x3300	FDId2	3,220	1,240	0,520	0,118	0,016	1,360	3,030	0,340
14	305	928x3300	FDId2	3,200	1,200	0,500	0,120	0,018	1,380	3,280	0,400
15	306	928x3300	FDId2	3,280	1,280	0,300	0,121	0,024	1,480	3,070	0,430
16	307	928x3300	FDId2	3,210	1,210	0,560	0,118	0,030	1,380	3,450	0,430
17	308	928x3300	FDId2	3,180	1,060	0,550	0,121	0,024	1,280	3,290	0,410
18	300	928x3300	FDId2	3,230	1,240	0,510	0,118	0,016	1,390	3,630	0,420
19	301	928x3300	FDId2	3,200	1,140	0,660	0,118	0,024	1,120	3,460	0,420
20	302	928x3300	FDId2	3,240	1,240	0,510	0,112	0,028	1,350	3,460	0,410
21	304	928x3300	FDId2	3,120	1,240	0,550	0,118	0,030	1,580	3,110	0,370

Pentru cei douăzeci și unu de cilindri prezentați în tabelul 2.1, în vederea efectuării calculului statistico-matematic, s-au luat în studiu compozițiile chimice și duritățile acestora. Corelațiile obținute în urma rulării programului de calcul sunt prezentate, în continuare, atât sub formă analitică, cât și sub formă grafică. Reprezentările grafice sunt suprafețe care prezintă un punct staționar, fie punct extrem (de maxim sau minim), fie punct șea, coordonatele acestora situându-se, uneori, în limitele tehnologice de variație pentru parametrii independenți, respectiv în limitele prevăzute de standarde pentru parametrul dependent, iar alteori destul de departe de limitele tehnologice, sau chiar în domeniul în care valorile parametrilor nu au sens tehnologic.

2.3.1. Variația durității crustei cilindrilor bimetalici în funcție de conținuturile de C, Mn și Si.

Pentru a determina variația durității crustei cilindrilor (măsurată în unități Shore – HSh) obținuți prin turnare bimetal, în varianta statică cu spălarea miezului, în funcție de conținutul în elemente însoțitoare C, Si și Mn: $HSh = HSh(C, Si, Mn)$, programul de calcul determină valorile medii și abaterile medii pătratice ale variabilelor carbon, siliciu și mangan, respectiv:

	Valoarea medie, [%]	Abaterea medie pătratică
C	3.2076	0.052364
Si	1.6552	0.16775
Mn	0.48429	0.1055
Duritatea [HSh]	66.143	3.6682

În continuare, se prezintă rezultatele prelucrării multidimensionale a datelor experimentale [68] [69]. În acest scop, s-a căutat o modelare a variabilei dependente u funcție de variabilele independente x, y, z , de forma [56]:

$$u = c_1 \cdot x^2 + c_2 \cdot y^2 + c_3 \cdot z^2 + c_4 \cdot x \cdot y + c_5 \cdot y \cdot z + c_6 \cdot z \cdot x + c_7 \cdot x + c_8 \cdot y + c_9 \cdot z + c_{10} \quad (2.1)$$

Forma optimă a modelării realizată pe un eșantion de 21 de cilindri (tabelul 2.1) este dată de ecuația hipersuprafeței de regresie:

$$HSh = 419,3606 \cdot C^2 + 31,9126 \cdot Si^2 - 124,7951 \cdot Mn^2 - 877,4556 \cdot C \cdot Si - 264,1629 \cdot Si \cdot Mn - 419,1689 \cdot Mn \cdot C - 1411,1334 \cdot C + 2855,8634 \cdot Si + 1784,3736 \cdot Mn + 152,4064, \quad (2.2)$$

caz în care coeficientul de corelație are valoarea $r_f = 0,76032227365718$, iar abaterea de la suprafața de regresie este $sf = 2,38267279673690$.

Această suprafață din spațiul cu patru dimensiuni admite un punct șea de coordonate:

$$\begin{array}{ll} C_{\bar{s}} & 3.203 \\ Si_{\bar{s}} & 1.2294 \\ Mn_{\bar{s}} & 0.46888 \\ HSh_{\bar{s}} & 66.2985 \end{array} \quad (2.3)$$

Existența acestui punct, în interiorul domeniului tehnologic, are o importanță foarte mare deoarece asigură o stabilitate deosebită a procesului în vecinătatea acestui punct, stabilitate fie preferată, fie de evitat [56]. În acest caz, punctul staționar este preferat deoarece atât conținutul de carbon cât și cele de siliciu și mangan aparțin intervalului de compoziție prescris de standarde. Duritatea HSh are o valoare convenabilă în vecinătatea acestui punct.

Comportamentul hipersuprafeței de regresie în vecinătatea punctului în care cele trei variabile independente își iau valoarea medie se poate studia doar tabelar, atribuind variabilelor independente valori pe sfere concentrice punctului studiat. Deoarece această suprafață nu poate fi reprezentată în spațiul cu patru dimensiuni, s-a recurs la înlocuirea, succesiv, a câte unei variabile independente cu valoarea ei medie. În acest mod s-au obținut ecuațiile:

$$\text{HSh}_{C_{\text{med}}} = 31.9126 \cdot \text{Si}^2 - 124.7951 \cdot \text{Mn}^2 - 264.1629 \cdot \text{Si} \cdot \text{Mn} + 41.3202 \cdot \text{Si} + 439.8394 \cdot \text{Mn} - 59.2466 \quad (2.4)$$

$$\text{HSh}_{\text{Si}_{\text{med}}} = -124.7951 \cdot \text{Mn}^2 + 419.3606 \cdot \text{C}^2 - 419.1689 \cdot \text{Mn} \cdot \text{C} + 1452.7863 \cdot \text{Mn} - 2512.549 \cdot \text{C} + 3787.4772 \quad (2.5)$$

$$\text{HSh}_{\text{Mn}_{\text{med}}} = 419.3606 \cdot \text{C}^2 + 31.9126 \cdot \text{Si}^2 - 877.4556 \cdot \text{C} \cdot \text{Si} - 1614.1309 \cdot \text{C} + 2727.9331 \cdot \text{Si} + 987.2845 \quad (2.6)$$

Aceste noi suprafețe obținute, care aparțin spațiului cu trei dimensiuni, pot fi reprezentate și, în consecință, interpretate de tehnologi. Suprafețele de regresie sunt reprezentate în figurile 2.8, 2.10 și 2.12.

Pentru o analiză cantitativă mai corectă s-au reprezentat în figurile 2.9, 2.11 și 2.13 liniile de nivel corespunzătoare; acestea s-au obținut prin intersecția suprafețelor de corelație cu plane paralele cu planul orizontal (plane de nivel). Cunoașterea acestor curbe de nivel permite corelarea valorilor celor două variabile independente astfel încât să se obțină valori ale durității HSh în limitele impuse (dorite).

Menținându-se valoarea medie a conținutului de carbon, a fost trasată variația durității în funcție de conținutul de siliciu și mangan (figura 2.8), ecuația ce descrie această variație (suprafața de regresie) fiind dată în relația 2.4. Ținând cont de influența carbonului, manganului și siliciului asupra durității crustei dure a cilindrilor bimetalici, analizând și figurile 2.8 și 2.9, se poate trage concluzia că pentru o valoare medie a conținutului de carbon se pot obține valori maxime ale durității (75 ... 80 HSh), dacă se menține conținutul de siliciu în intervalul optim 1,6...1,75% și, de asemenea, conținutul de mangan în intervalul 0,32...0,4%.

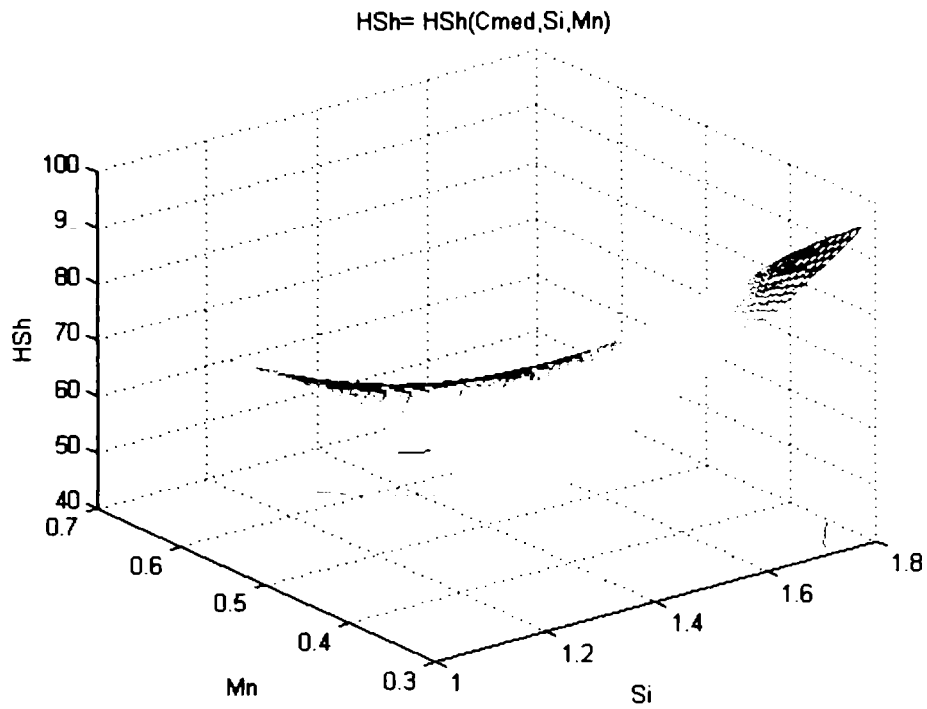


Fig.2.8. Suprafața $HSh = HSh(C_{med}, Si, Mn)$

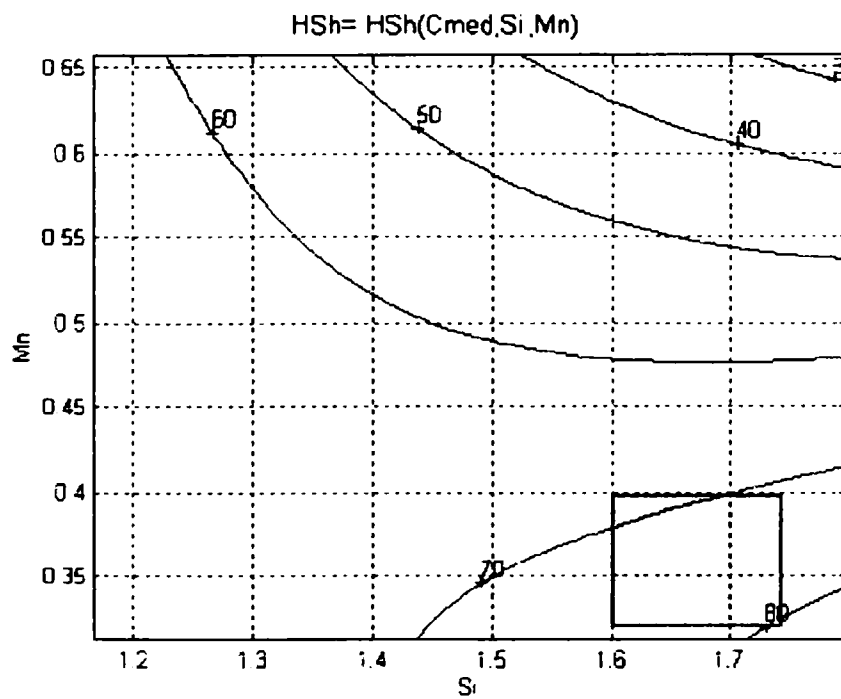


Fig.2.9. Curbele de nivel ale distribuției $HSh = HSh(C_{med}, Si, Mn)$

În figura 2.10 este reprezentată suprafața de regresie a variației $HSh = HSh(C, Si_{med}, Mn)$, a cărei ecuație este dată de relația 2.5, iar în figura 2.11 sunt reprezentate curbele de nivel ale variației respective.

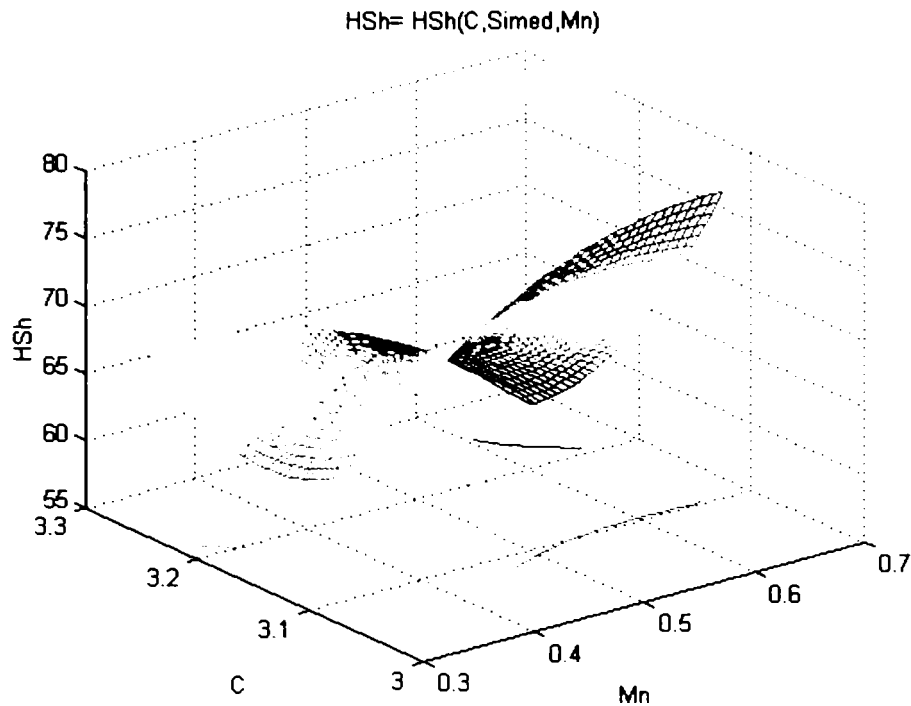


Fig.2.10 Suprafața $HSh = HSh(C, Si_{med}, Mn)$

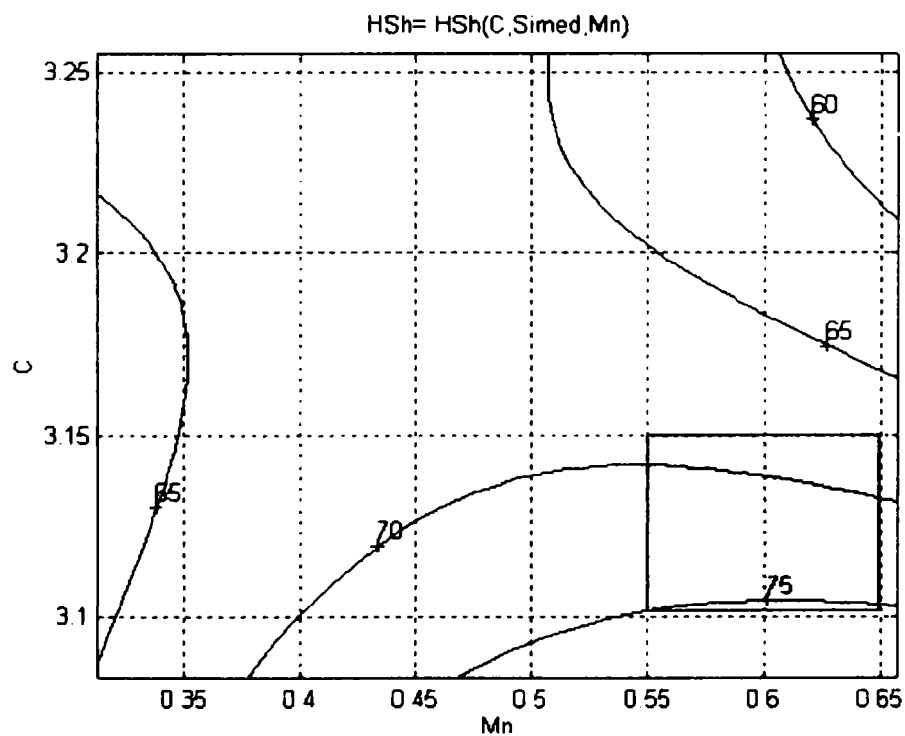


Fig.2.11. Curbele de nivel ale distribuției $HSh = HSh(C, Si_{med}, Mn)$

Analizând cele două reprezentări, se poate spune că pentru un conținut mediu de siliciu, duritatea maximă dorită (70 ... 75 HSh) se poate obține dacă se adoptă un conținut de carbon în intervalul 3,1 ... 3,15% și pentru mangan 0,55 ... 0,65%.

Figurile 2.12 și 2.13 prezintă graficele variației $HSh = HSh(C, Si, Mn_{med})$, ecuația care descrie hipersuprafața de regresie fiind dată de relația 2.6.

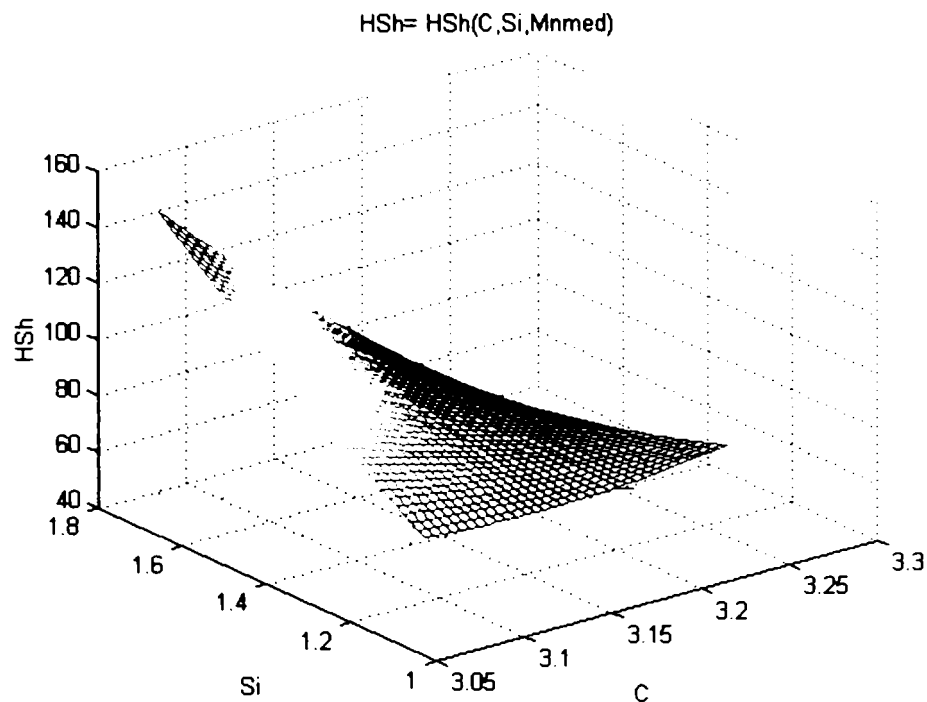


Fig.2.12 Suprafața HSh = HSh(C, Si, Mn_{med})

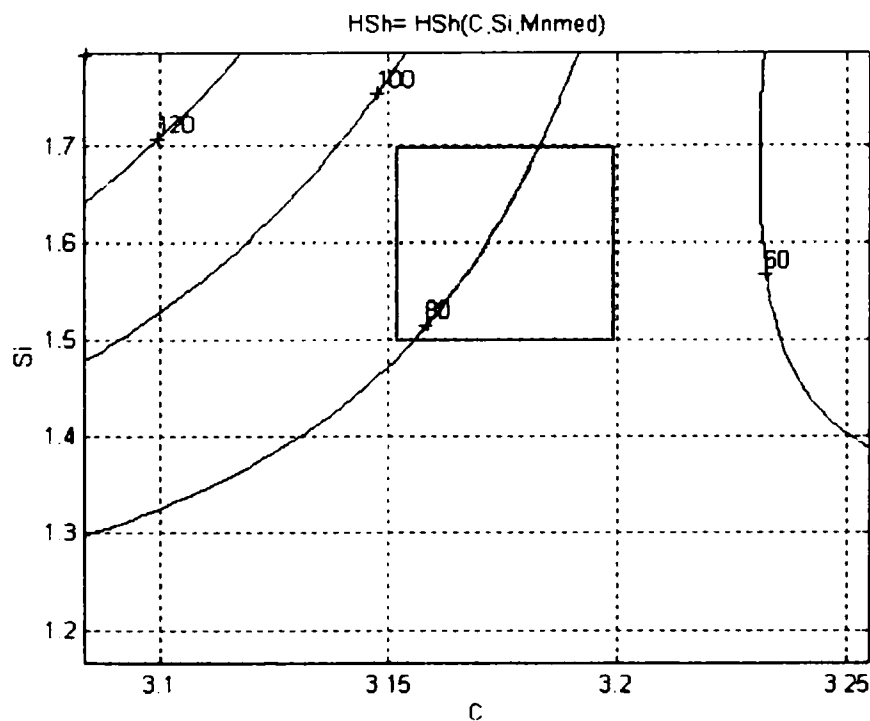


Fig.2.13. Curbele de nivel ale distribuției HSh = HSh(C, Si, Mn_{med})

Din analiza celor două reprezentări, considerând o valoare medie a conținutului de mangan, se poate concluziona că valori maxime pentru duritate se pot obține dacă se corelează valoarea conținutului de 3,15...3,2% carbon cu cea de 1,5...1,7% siliciu. Totuși, aceste valori maxime pentru duritatea crustei albe (120 HSh) nu sunt recomandabile, deoarece conduc la apariția unor tensiuni interne ce provoacă apariția crăpăturilor la cald [47]. Așadar, pentru duritatea tăbliei cilindrilor bimetalici, recomandabile sunt valori care să nu depășească 75 HSh, valori ce pot fi obținute adoptând conținuturi de 3,22% C și 1,6% Si.

Dacă se analizează, din punct de vedere global, posibilitățile de obținere a durității în intervalele dorite (impuse) prin influența carbonului, siliciului și manganului, se pot stabili intervalele optime pentru toate elementele însoțitoare:

$$C = 3,15 \dots 3,25\%; \quad Si = 1,6 \dots 1,7\%; \quad Mn = 0,45 \dots 0,55.$$

Aceste domenii s-au obținut prin suprapunerea succesivă a câte două intervale reprezentate în figurile anterioare.

2.3.2. Variația durității crustei cilindrilor bimetaliți în funcție de conținuturile de Cr, Ni și Mo.

Similar procedurii de analiză statistico-matematică prezentat în paragraful anterior, și în cazul variației $HSh = HSh(Cr, Ni, Mo)$ se prezintă valorile medii și abaterea medii pătratice ale variabilelor, care sunt:

	Valoarea medie, [%]	Abaterea medie pătratică
Cr	1.3914	0.10584
Ni	3.2538	0.171
Mo	0.35905	0.067182
Duritatea [HSh]	66.143	3.6682

Ecuția hipersuprafeței de regresie este redată sub forma [67]:

$$HSh = -59,1863 \cdot Cr^2 - 30,5444 \cdot Ni^2 + 257,8439 \cdot Mo^2 - 72,9866 \cdot Cr \cdot Ni + 5,9368 \cdot Ni \cdot Mo - 353,5611 \cdot Mo \cdot Cr + 554,9472 \cdot Cr + 296,7692 \cdot Ni + 336,0614 \cdot Mo - 887,8065, \quad (2.7)$$

iar coeficientul de corelație are valoarea $rf = 0,70401942512877$ respectiv abaterea de la suprafața de regresie este $sf = 2,60509371761880$.

Această suprafață din spațiul cu patru dimensiuni admite un punct șea de coordonate:

$$\begin{aligned} Cr_{\xi} & 1.6081 \\ Ni_{\xi} & 2.9771 \\ Mo_{\xi} & 0.41661 \\ HSh_{\xi} & 70.1748. \end{aligned} \quad (2.8)$$

Și în acest caz, punctul staționar se află în interiorul domeniului tehnologic, deci conferă o foarte bună stabilitate a procesului în vecinătatea sa. Se observă că valorile pentru crom, nichel și molibden se încadrează domeniul standardizat, iar valoarea durității în vecinătatea punctului șea este conformă cu cele cerute în exploatarea cilindrilor.

Înlocuind succesiv câte o variabilă independentă cu valoarea ei medie, ecuația suprafeței poate fi redată în spațiul tridimensional, prin intermediul următoarelor ecuații echivalente:

$$HSh_{Cr med} = -30.5444 \cdot Ni^2 + 257.8439 \cdot Mo^2 + 5.9368 \cdot Ni \cdot Mo + 195.2136 \cdot Ni - 155.8937 \cdot Mo - 230.2261 \quad (2.9)$$

$$HSh_{Ni med} = 257.8439 \cdot Mo^2 - 59.1863 \cdot Cr^2 - 353.5611 \cdot Mo \cdot Cr + 355.3786 \cdot Mo + 317.4628 \cdot Cr - 245.5574 \quad (2.10)$$

$$HSh_{Mo med} = -59.1863 \cdot Cr^2 - 30.5444 \cdot Ni^2 - 72.9866 \cdot Cr \cdot Ni + 428.0019 \cdot Cr + 298.9008 \cdot Ni - 733.9045 \quad (2.11)$$

Suprafețele de regresie sunt redată în figurile 2.14, 2.16 și 2.18. Prin secționarea acestor suprafețe cu plane de nivel (fig. 2.15, 2.17 și 2.19), se obține o interpretare cantitativă mai corectă în ceea ce privește determinarea corectă a valorii durității tăbliei cilindrilor bimetalici, prin stabilirea domeniului optim de variație a elementelor de aliere.

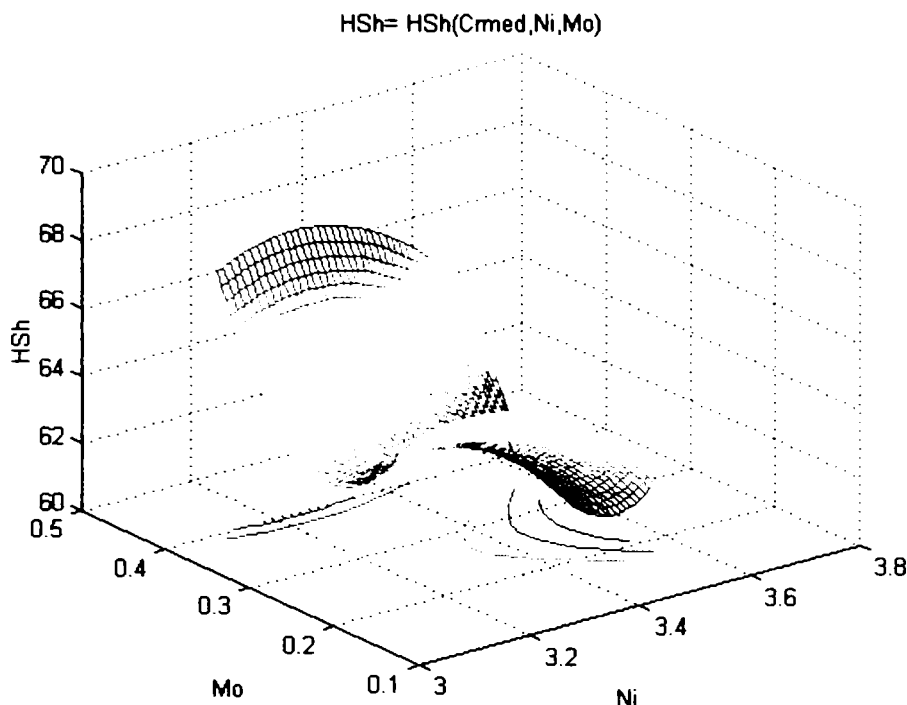


Fig.2.14. Suprafața HSh = HSh(Cr_{med}, Ni, Mo)

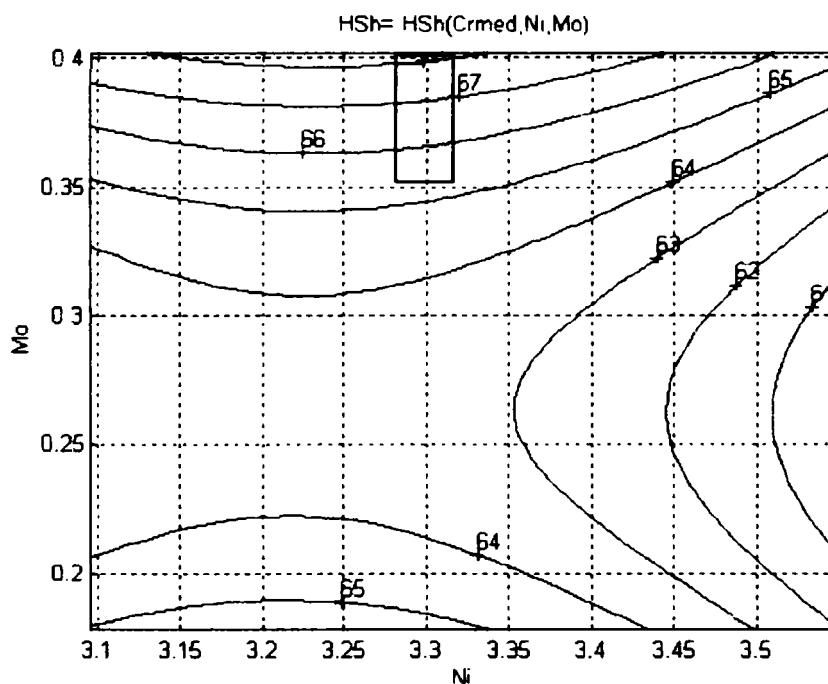


Fig.2.15. Curbele de nivel ale distribuției HSh = HSh(Cr_{med}, Ni, Mo)

Din analiza celor două reprezentări grafice (fig. 2.14 și fig. 2.15) ale suprafeței de regresie, descrisă de ecuația (2.9), se observă că pentru valoarea medie a conținutului de crom (1,39%), păstrată constantă, valori maxime ale durității se obțin pentru un conținut de 3,27...3,37% Ni și 0,35 ... 0,4% Mo. Punctul minim al suprafeței de regresie a durității (64 HSh)

trebuie evitat, impunând limite inferioare atât pentru conținutul de nichel (3,25%), cât și pentru cel de molibden (0,3%) [66].

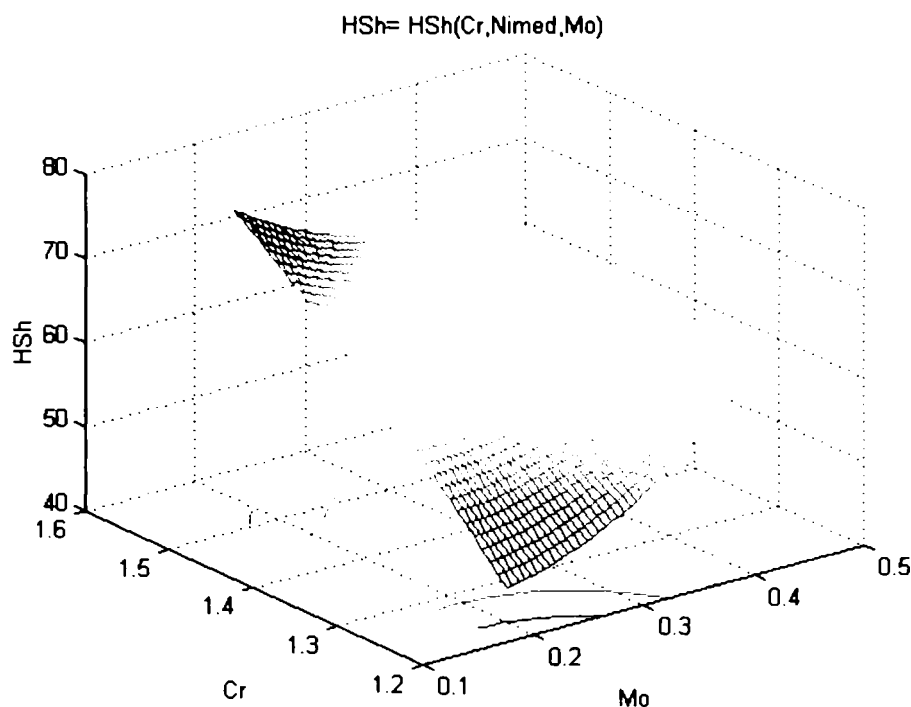


Fig.2.16. Suprafața $HSh = HSh(Cr, Ni_{med}, Mo)$

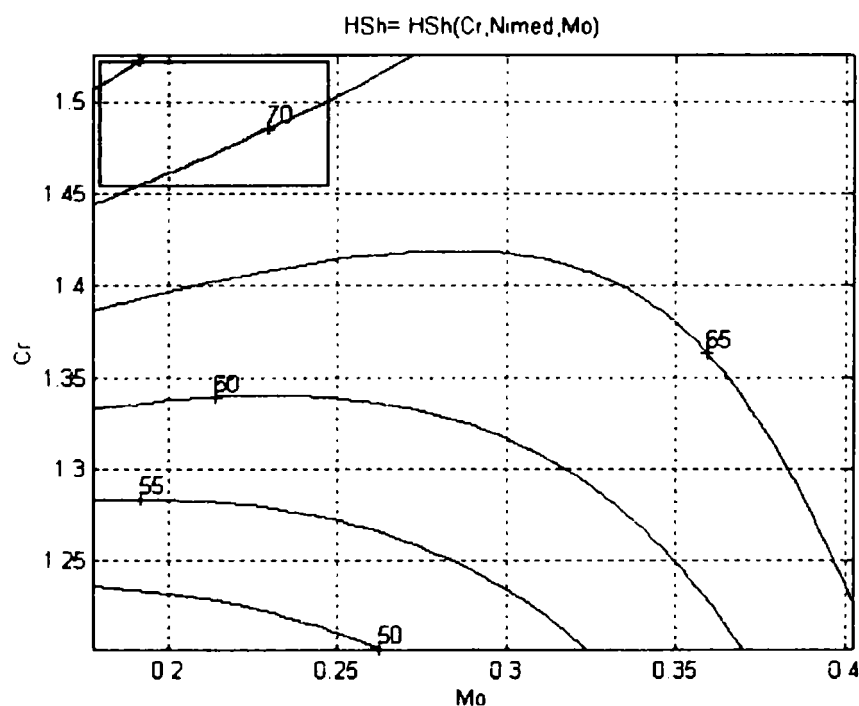
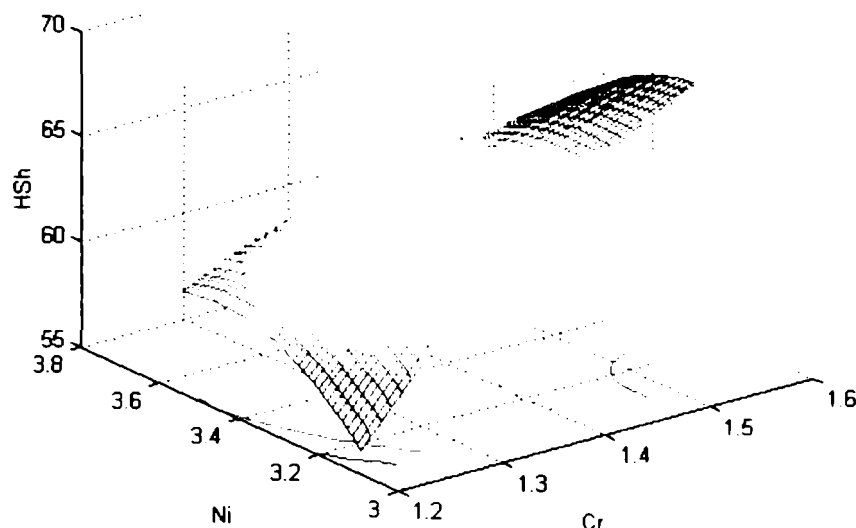
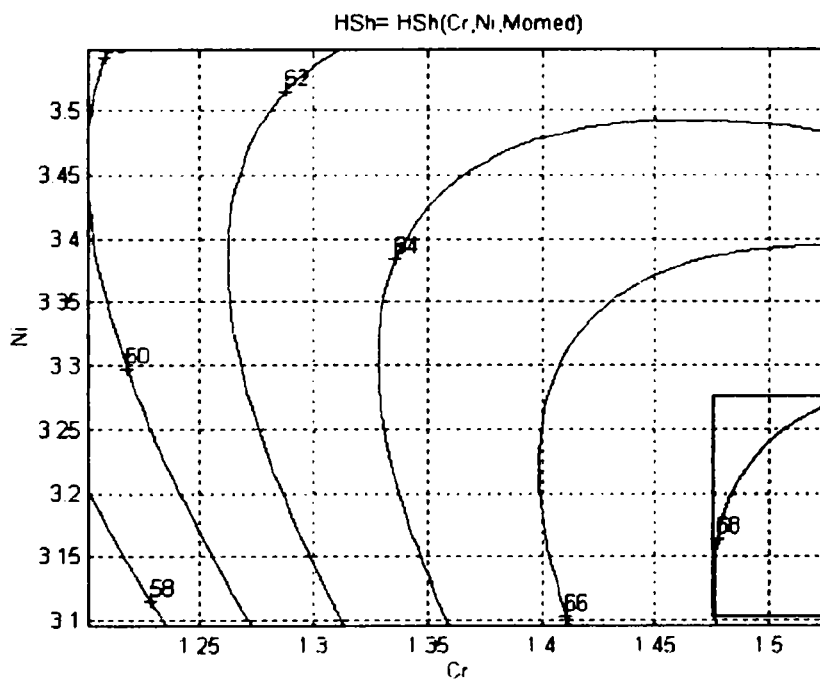


Fig.2.17. Curbele de nivel ale distribuției $HSh = HSh(Cr, Ni_{med}, Mo)$

Observând reprezentările cantitative din figurile 2.16 și 2.17, ale suprafeței de regresie descrisă de ecuația (2.10), se concluzionează că pentru valoarea medie de 3,25% Ni, păstrată constantă, valorile durtății de 70HSh se obțin pentru un conținut de 0,15...0,25% Mo și 1,45 ... 1,55% Cr. Pentru a evita căderea de duritate se impune limitarea conținutului de Cr la minimum 1,37%, iar pentru molibden valorile nu trebuie să fie mai mari de 0,3%.

$$\text{HSh} = \text{HSh}(\text{Cr}, \text{Ni}, \text{Mo}_{\text{med}})$$

Fig.2.18. Suprafața $\text{HSh} = \text{HSh}(\text{Cr}, \text{Ni}, \text{Mo}_{\text{med}})$ Fig.2.19. Curbele de nivel ale distribuției $\text{HSh} = \text{HSh}(\text{Cr}, \text{Ni}, \text{Mo}_{\text{med}})$

Comportarea suprafeței de regresie, în care se menține constantă valoarea medie a molibdenului (0,36%) (fig. 2.18 și 2.19), este descrisă de ecuația (2.11) care prezintă un punct de maxim a durității la valoarea 68 HSh pentru 3,1...3,25% Ni și 1,47...1,57% Cr. Micșorarea conținutului de crom, corelată cu creșterea conținutului de nichel duce la scăderi considerabile ale valorii durității [68].

Privind în ansamblu, se poate concluziona că în vederea creșterii durității este necesar ca elementele de aliere să se încadreze în următoarele intervale:

$$\text{Cr} = 1,45 \dots 1,55\%; \quad \text{Ni} = 3,25 \dots 3,35\%; \quad \text{Mo} = 0,25 \dots 0,35\%.$$

Aceste domenii s-au obținut prin suprapunerea succesivă a câte două intervale reprezentate în figurile anterioare.

În ANEXA 2.1. sunt prezentate graficele duble ale variației durtății $HSh = HSh(C, Si, Mn)$ și $HSh = HSh(Cr, Ni, Mo)$. Aceste suprafețe duble pot fi reprezentate doar dacă una dintre variabile devine constantă, de regulă acordându-i-se o valoare medie sau două valori: una peste medie și cealaltă sub medie. Cu alte cuvinte, se poate presupune existența a două drepte paralele, planul de bază situându-se la mijloc, astfel că, în spațiul dintre suprafețe, se poate spune că există o zonă de stabilitate.

În ANEXA 2.2. sunt prezentate, pe lângă variațiile $HSh = HSh(C, Cr, Ni)$, $HSh = HSh(C, Cr, Mo)$, $HSh = HSh(C, Ni, Mo)$ și datele rezultate în urma rulării programului sub MATLAB.

În ANEXA 2.3. este prezentat programul de calcul pentru optimizarea compoziției chimice, ce rulează sub MATLAB.

2.4. Concluzii parțiale.

Analiza factorilor de influență asupra caracteristicilor cilindrilor obținuți prin turnare, destinați laminării, a fost realizată pe baza studiului bibliografic referitor la următoarele aspecte:

- solicitările de natură mecanică și termică la care sunt supuși cilindri în timpul exploatarei;
- influența compoziției chimice și a structurii asupra durtății tăbliei cilindrilor pentru laminare;
- folosirea programelor de calcul în procesele industriale și de prelucrare statistico-matematică a datelor experimentale.

O *contribuție personală* în acest capitol se referă la prelucrarea statistico – matematică, cu ajutorul programului de calcul MATLAB, a datelor înregistrate la elaborarea mărcii de fontă FDId2, destinată turnării crustei dure a cilindrilor bimetalici de diametre mari. Acest studiu a avut ca scop optimizarea compoziției chimice, ca factor de influență asupra durtății tăbliei cilindrilor de laminare, deci implicit asupra durabilității lor în exploatare. În urma analizării rezultatelor optimizării, se poate spune că, pentru orientarea favorabilă a procesului de elaborare, este indicat să se cunoască preferințele pentru valorile minime sau maxime ale fiecărui element însoțitor sau de aliere și, totodată, se poate stabili un domeniu tehnologic optim în vederea obținerii valorilor maxime pentru duritate.

În urma analizei efectuate în cadrul acestui capitol, au rezultat următoarele concluzii:

➤ Ținând cont de condițiile tehnice de lucru și de exploatare ale cilindrilor destinați laminării, aceștia trebuie să aibă, în afară de duritate și rezistență la uzare și proprietăți mecanice deosebite, pentru a rezista la eforturile la care aceștia sunt supuși în timpul lucrului. Se cere astfel ca miezul cilindrului să fie elastic, astfel încât să preia eforturile de încovoiere, iar la suprafața tăbliei, pe o anumită grosime a crustei, să prezinte o duritate ridicată. Aceasta se realizează în practică prin aplicarea unor tehnologii de fabricare, bazate pe varierea vitezelor de solidificare și răcire, combinată cu influența elementelor de aliere (Cr, Ni, Mo), în cazul procedurii de turnare *monometal* respectiv prin utilizarea a două calități de fontă, în cazul procedurii de turnare *bimetal*.

➤ Cilindri din fontă *cenușie nealiată cu grafit lamelar* se împart în cilindri cu crustă albă (lipsa totală a grafitului) și cilindri cu crustă nedefinită. Din cauza conținutului mai ridicat de siliciu, crusta nedefinită se caracterizează prin existența în aceasta a incluziunilor

microscopice de grafit uniform repartizat, a căror cantitate depinde de destinația cilindrului (se reglează conținutul de carbon și siliciu din fontă). Duritatea cilindrilor cu crustă albă variază, de obicei, în limitele 58 ... 65 HSh, iar a celor cu crustă nedefinită între 50 ... 57 HSh. Cilindri cu crustă albă, turnați din fonte cu grafit lamelar nealiat, au zona de trecere constituită din fontă pestriță și miezul din fontă cenușie.

☞ În cilindri cu crustă dură, turnați din fonte cu grafit lamelar, utilizați la laminarea la cald a tablei, conținutul în carbon se găsește, de obicei, în limitele 2,9 ... 3,2%. Conținuturile mai mari de carbon provoacă scăderea rezistenței termice și creșterea fragilității crustei dure, ceea ce conduce la apariția, pe timpul exploatării, a crăpăturilor și exfolierilor, precum și la micșorarea rezistenței miezului și fusurilor, din cauza separării grafitului lamelar grosolan. Cilindri cu crusta albă și conținuturi ridicate de carbon se folosesc acolo unde sunt necesare durități ridicate la temperaturi și solicitări mecanice nu prea înalte.

☞ La turnarea cilindrilor din *fontă cu grafit nodular, aliată cu crom și nichel, crom-nichel și molibden*, duritatea crustei se reglează cu ajutorul raportului dintre siliciu și crom (la conținuturi constante de carbon și nichel). Siliciul posedă o puternică acțiune modificatoare care se folosește pe larg în turnătoriile de cilindri, mai ales la turnarea cilindrilor din fontă cu grafit nodular, pentru realizarea structurii și a durității necesare a crustei dure.

☞ La turnarea *cilindrilor bimetalici*, cu duritate ridicată, conținutul de siliciu variază în limite destul de largi (0,25 ... 0,80%), în funcție de conținutul de crom din aliaj. La 1,5 ... 1,6%Cr, în cilindri cu grafit lamelar și aliați cu crom, nichel și molibden (cu duritatea de 72 HSh) și la cilindrii aliați cu crom și nichel (cu duritatea de 70 HSh) conținuturile obișnuite de siliciu se află în limitele 0,35 ... 0,45%. Micșorarea conținutului de siliciu până la 0,35%, în scopul obținerii unei zone albe mai curate, conduce adesea la formarea unor fisuri la rece, defect caracteristic pentru aceste sorturi de cilindri.

☞ La fabricarea cilindrilor bimetalici, cu duritate ridicată, influența carburigenă a cromului este folosită în cea mai mare măsură. Pentru creșterea rezistenței miezului și fusurilor, acești cilindri se spală cu fontă cenușie. Ca urmare, conținutul de crom din zona axei cilindrului se micșorează până la 0,3%. În cilindri bimetalici înalt aliați, de diferite tipuri, conținutul de crom poate varia în limite largi: 0,5 ... 0,8% la durități ale crustei dure de 70...85 HSh respectiv 1,2...1,5% la crustă cu structură nedefinită și durități de 75...88 HSh.

☞ Aproape toți acești cilindri se toarnă din fonte aliate cu crom și nichel. Nichelul neutralizează influența carburigenă a cromului, iar creșterea rezistenței obținută pe seama nichelului se dublează la raportul Ni/Cr 2 : 1.

☞ La conținuturi de circa 1%Mo, când se manifestă acțiunea sa carburigenă, adâncimea zonei de trecere se mărește, iar zonele de cementită liberă se mențin pe întreaga secțiune a cilindrului. De aceea, la cilindri pentru laminarea tablei, pentru a evita acest dezavantaj, conținutul de molibden se limitează la 0,3 ... 0,6%. Turnarea cilindrilor cu conținuturi de molibden sub 0,25% nu este rațională, deoarece nu conduce la îmbunătățirea vizibilă a structurii acestora. Adăugarea molibdenului în fonte pentru cilindri reprezintă una din metodele sigure de creștere a rezistențelor la uzare și la temperatură înaltă, precum și a rezistenței globale a acestora.

CAPITOLUL 3.

STUDII CU PRIVIRE LA OPTIMIZAREA TEHNOLOGIEI DE FABRICAȚIE A CILINDRILOR BIMETALICI

Din studiul paragrafelor precedente se poate concluziona că cilindrii bimetalici destinați laminării se realizează, în țara noastră, prin turnarea a două tipuri de aliaje într-o formă din amestec de formare (pentru fusuri și maselotă) combinată cu una metalică (pentru tăblie), această turnare putându-se realiza static (S.C. „Cilindrul” S.A. Călan) sau dinamic (S.C. „Fortus” S.A. Iași).

Turnarea statică presupune turnarea unui aliaj numit „primar”, aliaj cu care se dorește obținerea unei cruste dure, și un aliaj numit „secundar”, care este slab aliat și duce la obținerea unui miez și a fusurilor cu caracteristici mecanice de rezistență mai scăzute, dar tenace. Această variantă de turnare, conform figurii 1,29, presupune mai multe etape: turnarea aliajului primar prin intermediul rețelei de turnare, până la umplerea unei anumite părți a formei de turnare (peste nivelul cochilei); după această operație, se staționează o perioadă de timp pentru realizarea solidificării crustei dure, dinspre cochilă spre centrul formei; momentul următor se referă la începerea spălării treptate a miezului cu aliajul secundar, și apoi etapa finală - spălare continuă, până la obținerea miezului și fusurilor.

Toate aceste operații sunt greu de controlat, rezultând consumuri mari de aliaj primar și o variație a grosimii crustei dure necontrolată. Totodată, variațiile de temperatură și diferențele de compoziție chimică ale celor două aliaje provoacă tensiuni interne (termice și structurale), care sunt cauzele principale care duc la cel mai frecvent defect în cilindru – apariția crăpăturilor la cald.

Turnarea centrifugală, deși permite creșterea durității tăbliei (implicit a durabilității în exploatare) cilindrilor bimetalici și, totodată, scăderea consumurilor specifice, este dificil a fi acceptată ca metodă de restructurare tehnico-organizatorică în turnătoriile de cilindri, din pricina utilajelor (masive și extrem de costisitoare) ce ar trebui construite sau achiziționate.

Lucrarea de față are ca scop optimizarea tehnologiei de turnare bimetala, în variantă statică, în urma analizei tehnico-economice a actualei tehnologii din cadrul S.C. „Cilindrul” S.A. Călan, pe un lot de 78 cilindri $\phi 750 \times 1740$ mm și $\phi 928 \times 3300$ mm (tabelul 3.1) și, totodată, prin contribuții originale aduse ansamblului de turnare, prin modelarea numerică și simularea proceselor de umplere a formei și solidificare a aliajelor. În continuare, sub denumirea „sistemul vaselor comunicante” se va prezenta tehnologia de turnare bimetala propusă.

Analiza cilindrilor de laminare $\phi 750 \times 1740$ mm și $\phi 928 \times 3300$ mm turnați în sistem bimetal, în cadrul S.C. „Cilindrul” S.A. Călan

Tabelul 3.1.

Nr. crt.	Dimensiuni, F/L [mm/mm]	Marca fontei	Analiza chimică finală, [%]										Temperatura fontei, [°C]:				Duritate		Masa	Observații
			C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Mo	Evacuare	Turnare	Tăbălie, [HSh]	Fus, [HB]	Evacuare primară/secundară					
1	750x1740	FD1d1	3,240	1,200	0,820	0,138	0,038	1,070	3,280	0,300	1470	1460	1300	1290	68	247	12500			
2	750x1740	FD1d1	3,200	1,140	0,760	0,136	0,028	2,000	2,970	0,320	1450	1440	1300	1295	65	247	12500			
3	750x1740	FD1d2	3,200	1,220	0,650	0,124	0,037	1,330	3,130	0,330	1460	1430	1300	1280	74,4	258	12500			
4	750x1740	FD1d1	3,210	1,240	0,700	0,138	0,024	1,370	2,970	0,290	1470	1430	1305	1280	63,3	230	12500			
5	750x1740	FD1d2	3,220	1,220	0,740	0,134	0,030	1,660	2,970	0,290	1480	1465	1310	1280	67	232	12500	Crapatura la cald		
6	750x1740	FD1d1	3,260	1,300	0,700	0,130	0,038	1,640	3,060	0,270	1440	1450	1290	1300	66	234	12500			
7	750x1740	FD1d1	3,300	1,320	0,690	0,130	0,014	1,630	3,060	0,270	1440	1460	1300	1280	66	234	12500			
8	750x1740	FD1d2	3,380	1,200	0,780	0,122	0,022	1,300	3,070	0,300	1460	1440	1310	1280			12500	Crapatura la cald		
9	750x1740	FD1d2	3,360	1,410	0,700	0,120	0,021	1,330	2,42	0,240	1460	1420	1300	1280			12500	Crapatura la cald		
10	750x1740	FD1d2	3,260	1,290	0,550	0,124	0,021	1,260	2,650	0,350	1460	1440	1300	1290	71,5	221	12500			
11	750x1740	FD1d2	3,280	1,240	0,580	0,026	0,150	1,000	3,110	0,320	1460	1450	1300	1280			12500	Crapatura la cald		
12	750x1740	FD1d2	3,240	1,360	0,420	0,136	0,024	0,940	2,480	0,370	1450	1440	1300	1290			12500	Crapatura la cald		
13	750x1740	FD1d2	3,320	1,230	0,560	0,140	0,024	1,450	3,110	0,290	1470	1450	1300	1270	73	243	12500			
14	750x1740	FD1d2	3,280	1,440	0,790	0,138	0,018	1,230	2,940	0,230	1450	1430	1300	1280	75,3	232	12500			
15	750x1740	FD1d1	3,380	1,220	1,190	0,147	0,025	1,070	2,940	0,300	1460	1440	1300	1280	69	233	12500			
16	750x1740	FD1d2	3,300	1,150	0,860	0,138	0,019	0,600	1,730	0,180	1480	1450	1300	1280	72	241	12500			
17	750x1740	FD1d2	3,330	1,360	0,660	0,138	0,020	1,670	3,260	0,350	1490	1450	1310	1290	72	247	12500			
18	750x1740	FD1d2	3,300	1,150	0,700	0,146	0,030	1,380	2,940	0,360	1470	1440	1300	1280	75	271	12500			
19	750x1740	FD1d1	3,260	1,260	0,550	0,146	0,019	1,460	3,030	0,370	1460	1435	1300	1280	65	274	12500			
20	750x1740	FD1d2	3,200	1,480	0,420	0,130	0,038	1,560	1,470	0,240	1470	1410	1295	1280	74	290	12500			
21	750x1740	FD1d1	3,180	1,250	0,380	0,138	0,030	1,410	2,680	0,290	1460	1460	1300	1290	63	253	12500			
22	750x1740	FD1d1	3,200	1,150	0,300	0,132	0,024	1,310	2,250	0,260	1470	1430	1310	1290	66	253	12500			
23	750x1740	FD1d2	3,200	1,250	0,430	0,132	0,018	1,800	2,850	0,260	1460	1445	1300	1290	74	260	12500			
24	750x1740	FD1d1	3,180	1,240	0,370	0,126	0,010	1,510	2,680	0,220	1490	1470	1300	1285	66	286	12500			
25	750x1740	FD1d1	3,160	1,420	0,420	0,126	0,016	1,510	3,110	0,260	1470	1440	1300	1300	65	269	12500			
26	928x3300	FD1d1	3,250	1,910	0,410	0,132	0,030	1,610	3,460	0,320	1460	1400	1300	1290	65	284	36700			
27	750x1740	FD1d2	3,180	1,340	0,540	0,130	0,019	1,460	3,200	0,260	1460	1450	1300	1298	70	301	12500			
28	928x3300	FD1d1	3,190	1,380	0,430	0,124	0,019	1,520	3,210	0,350	1510	1410	1300	1280	69	304	36700			
29	928x3300	FD1d1	3,200	1,190	0,420	0,112	0,037	1,320	3,360	0,360	1520	1400	1300	1280	61	303	36700			
30	928x3300	FD1d2	3,250	1,220	0,350	0,122	0,035	1,340	3,220	0,350	1480	1400	1300	1280	70	309	36700			
31	928x3300	FD1d2	3,200	1,130	0,400	0,122	0,030	1,490	3,020	0,300	1500	1370	1300	1270	66	298	36700			
32	928x3300	FD1d2	3,210	1,370	0,410	0,114	0,021	1,420	3,040	0,400	1520	1520	1300	1300	64	307	36700	Crapatura la cald		
33	928x3300	FD1d2	3,210	1,220	0,480	0,117	0,020	1,350	3,120	0,370	1520	1410	1300	1290	60	290	36700			
34	928x3300	FD1d2	3,190	1,260	0,700	0,118	0,025	1,330	3,370	0,150	1520	1400	1295	1275			36700			
35	928x3300	FD1d2	3,240	1,360	0,270	0,119	0,020	1,420	3,200	0,230	1520	1390	1285	1280			36700			
36	928x3300	FD1d2	3,300	1,240	0,600	0,120	0,021	1,390	3,240	0,350	1500	1350	1300	1290	61	277	36700			
37	928x3300	FD1d1	3,200	1,150	0,520	0,120	0,023	1,430	3,280	0,330	1520	1400	1300	1265	64	324	36700			
38	928x3300	FD1d1	3,040	1,080	0,520	0,112	0,016	1,280	3,030	0,400	1520	1430	1300	1285	62	302	36700			
39	928x3300	FD1d2	3,220	1,240	0,520	0,118	0,016	1,360	3,030	0,340	1500	1380	1295	1280	61	293	36700			
40	750x1740	FD1d1	3,190	1,280	0,340	0,122	0,016	1,680	1,640	0,280	1470	1420	1300	1290	69	264	12500			
41	750x1740	FD1d2	3,180	1,360	0,270	0,122	0,032	1,650	1,210	0,260	1470	1450	1310	1285	73	291	12500			

Analiza cilindrilor de laminare $\phi 750 \times 1740$ mm și $\phi 928 \times 3300$ mm turnați în sistem bimetal, în cadrul S.C. „Cilindrul” S.A. Călan

Tabelul 3.1. - continuare

Nr. crt.	Dimensiuni, F/L [mm/mm]	Marca fontei	Analiza chimică finală, [%]										Temperatura fontei, [°C]: primară/secundară				Duritate		Masa	Observații
			C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Mo	Evacuare	Turnare	Tăblie, [HSh]	Fus, [HB]						
42	750x1740	FDId1	3,180	1,240	0,400	0,120	0,024	1,320	1,030	0,280	1470	1450	1300	1290	64	267	12500			
43	750x1740	FDId2	3,170	1,340	0,550	0,120	0,012	2,160	2,330	0,240	1470	1450	1300	1280	76	303	12500			
44	750x1740	FDId1	3,170	1,320	0,520	0,124	0,018	1,580	2,500	0,320	1470	1440	1300	1290	65	253	12500			
45	750x1740	FDId2	3,180	1,380	0,600	0,118	0,020	1,580	2,500	0,260	1470	1450	1300	1280	73	291	12500			
46	750x1740	FDId2	3,200	1,290	0,580	0,122	0,018	1,440	2,500	0,300	1460	1450	1300	1280	72	293	12500			
47	750x1740	FDId2	3,170	1,260	0,700	0,120	0,019	1,480	1,900	0,270	1470	1440	1300	1280	72	293	12500			
48	750x1740	FDId2	3,200	1,180	0,580	0,118	0,016	1,540	2,070	0,280	1470	1450	1310	1290	73	303	12500			
49	750x1740	FDId2	3,170	1,220	0,570	0,120	0,020	1,560	2,070	0,320	1470	1450	1330	1300	75	313	12500			
50	750x1740	FDId2	3,180	1,160	0,560	0,118	0,018	1,540	2,080	0,280	1470	1430	1300	1290	79	312	12500			
51	750x1740	FDId2	3,180	1,280	0,730	0,122	0,014	1,420	2,680	0,300	1470	1460	1310	1280	70	291	12500			
52	750x1740	FDId2	3,200	1,270	0,530	0,120	0,014	1,540	2,590	0,320	1470	1450	1300	1290	73	297	12500			
53	750x1740	FDId2	3,170	1,260	0,670	0,120	0,014	1,600	2,770	0,290	1475	1450	1310	1290	71	286	12500			
54	750x1740	FDId1	3,180	1,320	0,580	0,122	0,014	1,570	2,680	0,300	1470	1450	1300	1280	69	286	12500			
55	750x1740	FDId2	3,180	1,200	0,550	0,120	0,016	1,440	2,500	0,300	1500	1470	1315	1270	72	291	12500			
56	750x1740	FDId1	3,170	1,100	0,570	0,116	0,018	1,320	2,940	0,360	1460	1440	1300	1290	69	281	12500			
57	750x1740	FDId1	3,270	1,200	0,550	0,120	0,022	1,400	2,870	0,300	1530	1500	1320	1280	66	277	12500			
58	750x1740	FDId1	3,200	1,190	0,510	0,121	0,016	1,370	2,420	0,300	1470	1470	1310	1290	69	264	12500			
59	750x1740	FDId1	3,220	1,160	0,500	0,120	0,018	1,200	2,080	0,270	1470	1440	1310	1290	67	290	12500			
60	750x1740	FDId1	3,180	1,280	0,480	0,120	0,028	1,520	3,110	0,320	1470	1450	1310	1290	68	277	12500			
61	750x1740	FDId1	3,220	1,130	0,430	0,120	0,024	1,280	2,680	0,300	1470	1450	1310	1290	68	271	12500			
62	750x1740	FDId1	3,200	1,140	0,460	0,120	0,018	1,320	3,020	0,300	1470	1450	1310	1290	67	260	12500			
63	750x1740	FDId1	3,240	1,210	0,490	0,120	0,018	1,320	3,030	0,300	1470	1450	1310	1290	61,5	247	12500			
64	750x1740	FDId2	3,200	1,380	0,430	0,124	0,020	1,640	3,030	0,340	1500	1470	1320	1290	72	301	12500			
65	750x1740	FDId1	3,210	1,090	0,450	0,126	0,024	1,240	3,060	0,320	1480	1430	1300	1290	68	280	12500			
66	750x1740	FDId1	3,200	1,160	0,420	0,140	0,024	1,400	3,030	0,340	1460	1440	1340	1290	65	281	12500			
67	750x1740	FDId1	3,200	1,170	0,460	0,120	0,022	1,210	2,940	0,380	1470	170	1310	1290	68	293	12500			
68	750x1740	FDId2	3,210	1,120	0,500	0,120	0,019	1,380	2,820	0,300	1480	1440	1310	1290	70	300	12500			
69	928x3300	FDId2	3,200	1,200	0,500	0,120	0,018	1,380	3,280	0,400	1480	1370	1310	1290			36700	Crapatura la cald		
70	928x3300	FDId2	3,280	1,280	0,300	0,121	0,024	1,480	3,070	0,430	1500	1440	1300	1290			36700	Crapatura la cald		
71	750x1740	FDId1	3,200	1,150	0,380	0,118	0,022	1,440	3,720	0,280	1490	1450	1320	1300	68	291	12500			
72	750x1740	FDId1	3,180	1,180	0,420	0,121	0,028	1,270	2,940	0,280	1470	1450	1310	1290	67	289	12500			
73	928x3300	FDId2	3,210	1,210	0,560	0,118	0,030	1,380	3,450	0,430	1490	1370	1300	1290			36700	Crapatura la cald		
74	928x3300	FDId2	3,180	1,060	0,550	0,121	0,024	1,280	3,290	0,410	1500	1380	1300	1290			36700	Crapatura la cald		
75	928x3300	FDId1	3,230	1,240	0,510	0,118	0,016	1,390	3,630	0,420	1500	1380	1300	1290	66	301	36700			
76	928x3300	FDId1	3,200	1,140	0,660	0,118	0,024	1,120	3,460	0,420	1520	1440	1300	1280	66	308	36700			
77	928x3300	FDId2	3,240	1,240	0,510	0,112	0,028	1,350	3,460	0,410	1520	1440	1300	1280			36700	Crapatura la cald		
78	928x3300	FDId2	3,120	1,240	0,550	0,118	0,030	1,580	3,110	0,370	1500	1380	1300	1290			36700	Crapatura la cald		

3.1. Stabilirea metodei optime de turnare bimetala (a vaselor comunicante), în vederea reducerii consumului de metal și creșterii indicelui de scoatere

După sistemul de realizare a cilindrilor turnați folosind principiul vaselor comunicante, se pot alăplica următoarele procedee:

a) Procedeu de turnare bimetala, după sistemul vaselor comunicante, utilizând o membrană-răcitor dizolvabilă și două rețele de turnare prin sifon

Procedeu prezentat în figura 3.1 elimină neajunsurile metodei clasice, amintite în paragrafele anterioare, prin folosirea unei cantități exacte de aliaje primar și secundar, realizarea unei cruste dură și un strat de trecere bine controlate dimensional, eliminând apariția crăpăturilor la cald sau/și la rece și exfolierile din timpul exploatării, pe baza diminuării tensiunilor interne.

Instalația pentru realizarea procedeuului este compusă dintr-o ramă inferioară 3, prevăzută cu o cavitate 1 (forma de turnare pentru fusul inferior), și cu un canal de alimentare 2 care este în legătură cu rețeaua de alimentare 9. Aceasta din urmă distribuie aliajul lichid secundar din bazinul de turnare 12, prevăzut cu un dop 11, al cărui rol este de a începe și întrerupe alimentarea formei și, totodată, reține zgura în bazinul 12.

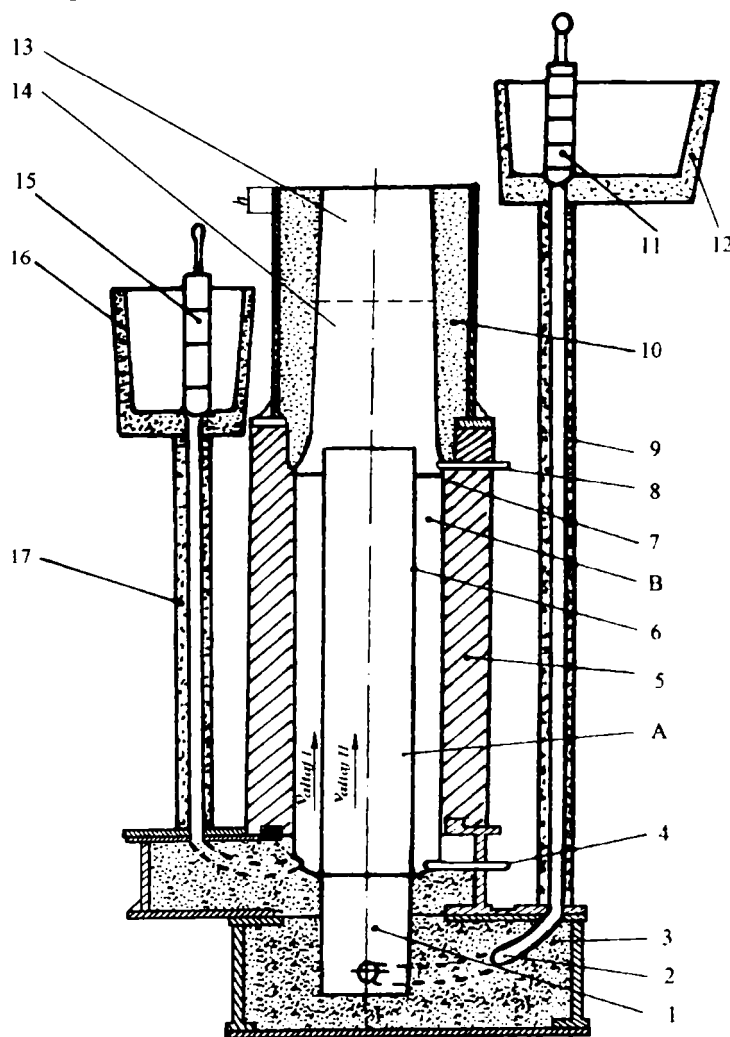


Fig. 3.1. Procedeu și instalație pentru turnarea cilindrilor de laminare bimetali, cu posibilitatea turnării ambelor aliaje prin sifon:

- 1 - fusul inferior; 2 - canal de alimentare; 3 - forma fusului inferior; 4 și 8 - semnalizator de nivel;
 5 - forma metalică (cochila); 6 - membrana răcitor dizolvabilă; 7 - suportii membranei;
 9 și 17 - piciorul rețelei de turnare; 10 - forma fusului superior;
 11 și 15 - dop; 12 și 16 - bazin de turnare; 13 - fusul superior; 14 - maselota.

Peste forma fusului inferior 3 se așează forma metalică 5, în interiorul căreia este dispusă membrana-răcitor dizolvabilă de formă cilindrică 6, a cărei axă de simetrie corespunde cu cea a cochilei, rolul ei fiind acela de a despărți acest spațiu în două compartimente: compartimentul exterior *B* destinat turnării aliajului primar, pentru a forma crusta dură a tăbliei, iar compartimentul interior *A* este destinat turnării aliajului secundar ce va forma miezul cilindrului. Membrana despărțitoare este centrată la partea superioară a cochilei prin trei suporturi 7 (confecționați din același material ca și membrana) fixați în peretele forme, care au totodată și rolul de a împiedica ridicarea membranei în timpul alimentării forme cu cele două aliaje. Membrana despărțitoare și suportii de fixare se realizează din aliaje cu caracteristici termofizice de material bine determinate, care să permită dizolvarea în timpul solidificării celor două tipuri de fontă (cu care vine în contact), având grosimea calculată din condițiile bilanțului termic (vezi paragraful 3.1.2.).

La partea inferioară a cochilei este dispusă o a doua rețea de turnare 17, destinată turnării aliajului primar, dimensionată corespunzător. Bazinul de turnare 16, cu care este în legătură rețeaua 17, este prevăzut cu dopul 15, având același rol ca și cel din poziția 11.

Peste cochilă este dispusă forma fusului superior 10, în care este format fusul superior 14 al cilindrului și masele 13.

Procedeul prezentat permite turnarea concomitentă a aliajelor lichide, pe căi diferite, pentru ca aliajul lichid, care va forma fusurile și miezul cilindrului, să urce în formă la același nivel cu aliajul care va forma crusta dură sau partea activă a cilindrului.

După ce ambele bazine de turnare sunt alimentate cu aliajele corespunzătoare, la temperaturile optime de turnare, se ridică dopul 11, începând secvența de umplere a rețelei de alimentare 9, cu aliajul secundar, urmată de umplerea forme inferioare 1. Când aliajul lichid a ajuns la nivelul inferior al tăbliei cilindrului, începe și secvența de turnare a aliajului primar, prin a doua rețea de turnare 17. Această secvență este inițiată prin ridicarea dopului 15, în momentul realizării contactului dintre aliajul lichid secundar și semnalizatorul de nivel 4. Acest semnalizator poate fi o termocuplă de imersie, legată la un aparat indicator de temperatură (SPEDOMAX), situată în forma inferioară la cota corespunzătoare nivelului inferior al tăbliei.

Umplerea cochilei se realizează cu viteze egale de ascensiune a aliajelor, în ambele compartimente (*A* și *B*), datorită rețelelor de turnare care au fost dimensionate, în prealabil, pentru cantitățile de aliaje necesare realizării stratului dur respectiv a miezului. Se va respecta condiția:

$$v_{aliaj I} \cong v_{aliaj II},$$

în care $v_{aliaj I}$ și $v_{aliaj II}$ sunt vitezele de ascensiune în formă a celor două aliaje, primar și secundar.

Membrana despărțitoare se dimensionează în așa fel încât să nu se dizolve, pe înălțimea ei, înainte de umplerea cochilei cu ambele aliajele lichide. Datorită temperaturii aliajelor, încă în fază lichidă, cu care intră în contact, membrana se dizolvă, având loc o miscibilitate a celor două aliaje, realizându-se zona de trecere dintre crusta dură și miezul tenace al cilindrului, pe o grosime nu mai mare de 20 ... 40 mm, din cauza solidificării, în speță prin întâlnirea celor două fronturi de cristalizare (dinspre cochila 5 spre axa cilindrului și dinspre axa cilindrului spre periferia cavității *A*).

Următoarea secvență a procedurii se referă la încetarea turnării aliajului primar, când nivelul acestuia este în dreptul unui al doilea semnalizator 8, identic din punct de vedere

constructiv cu semnalizatorul 4, poziționat în rama superioară, la cota superioară a tăbliei cilindrilor. Încetarea turnării se realizează prin obturarea rețelei de alimentare 17, prin coborârea dopului 15. În acest timp, turnarea aliajului secundar continuă, până la umplerea sub nivelul h a formeii superioare, când se coboară și dopul 11, iar rețeaua de alimentare 9 este astfel obturată.

Prin comparație cu procedeul clasic de turnare a cilindrilor de laminare bimetalici (prezentat în Capitolul 1), procedeul prezentat aduce următoarele avantaje:

- instalația pentru realizarea procedeului este ușor de aplicat în condițiile industriale și cu utilajele deja existente;
- consum optim de aliaje pentru realizarea crustei dure și a miezului tenace ale cilindrilor;
- crusta dură are o grosime constantă pe toată lungimea tăbliei și o compoziție chimică omogenă, realizându-se o zona de trecere corespunzătoare;
- secvențele turnării sunt bine delimitate în timp, prin comandarea lor de către semnalizatoarele de nivel.

b) Procedeul de turnare bimetala, după sistemul vaselor comunicante, utilizând o membrană-răcitor dizolvabilă și rețeaua de turnare etajată pentru aliajul primar

O altă posibilitate de realizare a cilindrilor de laminare bimetalici, utilizând principiul vaselor comunicante, este prezentată în figura 3.2.

Procedeul are la bază principiul anterior prezentat, cu modificarea rețelelor de turnare. Acestea sunt de tipul cascada, având trei alimentatoare (rețeaua 15) respectiv două alimentatoare (rețeaua 7), amplasate pe vertical. Primul alimentator are aceeași secțiune transversală ca și alimentatorul de la procedeul anterior. Celelalte alimentatoare 16 vor avea secțiuni ale căror dimensiuni sunt determinate din condiția umplerii formeii, în ambele compartimente ale cochilei 5 (A și B) cu aceeași viteză: $v_{aliajI} \cong v_{aliajII}$.

Tehnologia de turnare este similară procedeului descris mai sus, cu diferența că forma metalică este cu suprafață de separație verticală, pentru a permite dezbaterea și extragerea cilindrilor brut turnat din cavitatea formeii după dorință.

Avantajul acestei metode constă în faptul că realizează alimentarea cu aliaj lichid la o temperatură constantă pe înălțimea formeii, eliminând astfel riscul nedizolvării membranei de separație la partea superioară a tăbliei, unde, se înregistrează de obicei pierderi de temperatură ale aliajului secundar de aproximativ 100°C , față de temperatura cu care intră în formă.

Dacă rețeaua de alimentare cu aliaj primar ar avea alimentatoarele dispuse etajat, decalat, nu în același plan vertical, mișcarea de rotație imprimată aliajului lichid ar fi accelerată, atunci eventualele impurități antrenate în timpul procesului de turnare ar fi decantate în stratul exterior al tăbliei și în partea superioară a masei cilindrilor, părți care, oricum, se înlătură prin prelucrarea mecanică (de degroșare) ulterioară.

Dezavantajul metodei se referă, în primul rând, la necesitatea confecționării utilajului de turnare (cochilei), cu mai multe orificii destinate alimentării, în acest caz apărând supraîncălziri locale în zonele alimentatoarelor (considerate amorse pentru crăpăturile la cald). Astfel, există posibilitatea scăderii numărului de turnări ale cilindrilor pe utilajul descris și înlocuirea mai frecventă a cochilei 5.

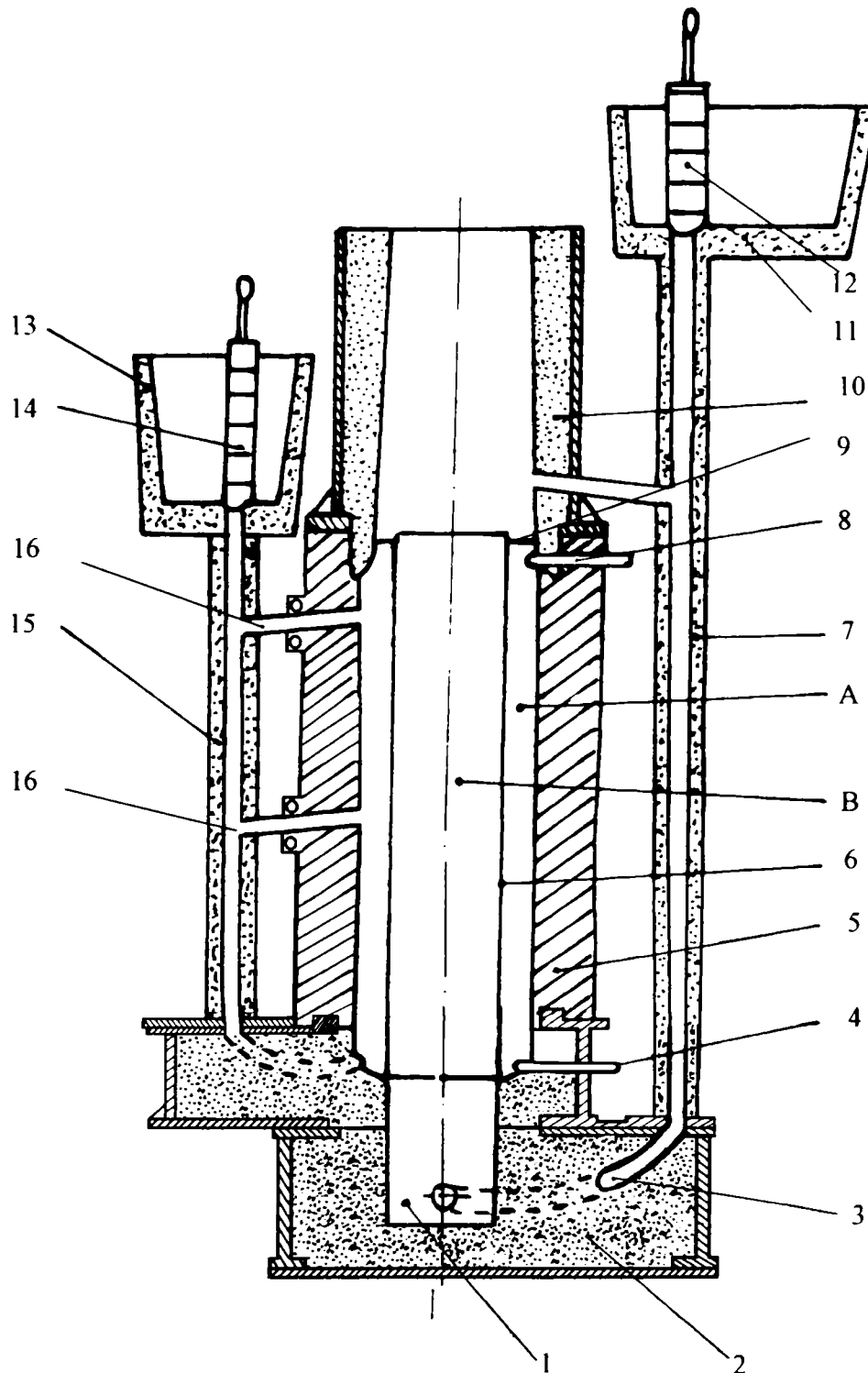


Fig.3.2. Procedeu și instalație pentru turnarea cilindrilor de laminare bimetalici, cu posibilitatea turnării aliajului primar prin rețea etajată:
 1 – fusul inferior; 2 – forma fusului inferior; 3 – canal de alimentare; 4 și 8 – semnalizator de nivel;
 5 – forma metalică (cochila); 6 – membrana dizolvabilă; 7 și 15 – piciorul rețelei de turnare;
 9 – suportii membranei; 10 – forma fusului superior;
 11 și 13 – bazin de turnare; 12 și 14 – dop; 16 – alimentatoarele rețelei etajate.

c) Procedeu de turnare bimetale, după sistemul vaselor comunicante, utilizând o membrană-răcitor dizolvabilă și o combinație a procedeelor de turnare directă și indirectă

Un alt procedeu de turnare a cilindrilor de laminare bimetaliți, tot pe principiul vaselor comunicante, folosind și membrana dizolvabilă 5, este descris în figura 3.3.

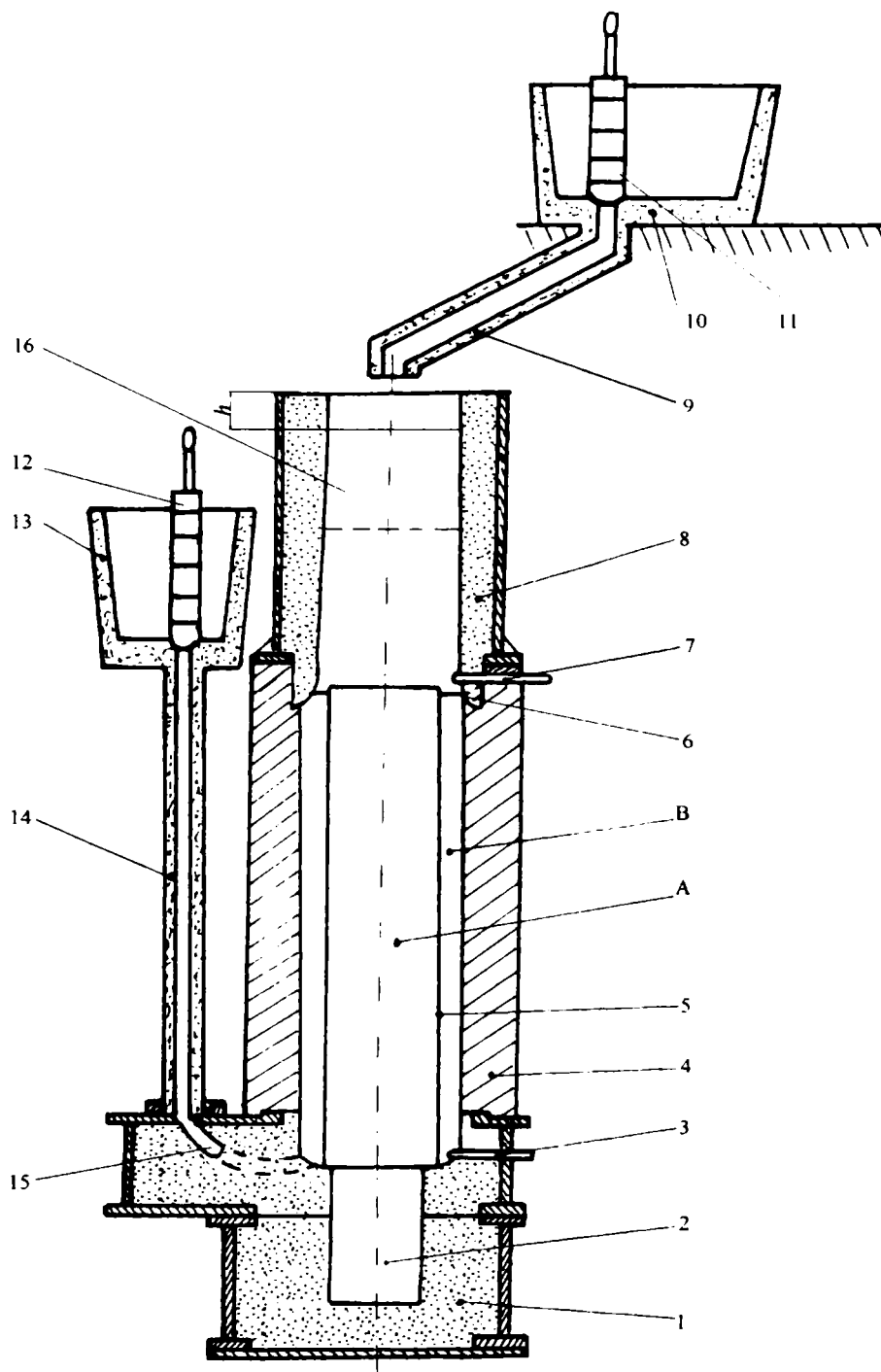


Fig.3.3. Procedeu și instalație pentru turnarea directă și prin sifon a cilindrilor bimetaliți :
 1 forma fusului inferior; 2 –fusul inferior; 3 și 7- semnalizator de nivel; 4 – forma metalică (cochila);
 5 - membrana dizolvabilă; 6– suportii membranei; 8 – forma fusului superior; 9 – jgheab pentru
 direcționarea aliajului secundar în forma cilindrului; 10 și 13 – bazin de turnare; 11 și 12 – dop;
 14 – piciorul rețelei de turnare; 15 - canal de alimentare cu aliaj primar.

Instalația pentru realizarea procedeului este compusă dintr-o ramă inferioară 1, prevăzută cu o cavitate 2 (forma de turnare pentru fusul inferior) și cu canalul 15 de alimentare cu aliajul primar, dispus la cota inferioară a tăbliei cilindrului. Acest canal este în legătură cu piciorul de turnare 14, prevăzută la partea superioară cu un bazin de turnare 13 cu dopul 12.

Peste rama inferioară 1 se așează forma metalică 4, în interiorul căreia este dispusă membrana-răcitor (dizolvabilă de formă cilindrică 5), a cărei axă de simetrie corespunde cu cea a cochilei, rolul ei fiind acela de a despărți acest spațiu în două compartimente: compartimentul exterior B destinat turnării aliajului primar, pentru a forma crusta dură a tăbliei, iar compartimentul interior A este destinat turnării aliajului secundar ce va forma miezul cilindrului. Membrana despărțitoare este centrată la partea superioară a cochilei prin trei suporturi 6 (confecționați din același material ca și membrana) fixați în peretele formei, care au totodată și rolul de a împiedica ridicarea membranei în timpul alimentării formei cu cele două aliaje.

La partea superioară a cochilei este dispusă o ramă superioară 8, în care este format fusul superior al cilindrului și masele 16 la nivelul h .

Alimentarea cu aliaj secundar se realizează prin turnare directă (în forma superioară), dintr-un bazin de turnare 10, prevăzut cu dopul 11, prin intermediul unui jgheab 9, ce dirijează jetul de aliaj lichid spre axa formei de turnare.

Prima secvență de turnare începe cu umplerea bazinelor 10 și 13 cu aliaje lichide, la temperaturile optime de turnare. Se ridică dopul 11 și se alimentează prin turnare directă cavitatea formei până la umplerea fusului inferior 2. Când aliajul secundar a ajuns la nivelul inferior al tăbliei, semnalizatorul 3, același cu cel descris în primul procedeu, comandă ridicarea dopului 12, care permite aliajului primar să înceapă umplerea rețelei 14 și a cavității B.

Secvența a doua a tehnologiei de turnare se referă la umplerea celor două compartimente ale cochilei cu ambele aliaje, ascensiunea lor în formă realizându-se cu aceeași viteză, respectiv la același nivel. Se va respecta condiția:

$$v_{aliaj I} \cong v_{aliaj II},$$

în care $v_{aliaj I}$ și $v_{aliaj II}$ sunt vitezele de ascensiune în formă a celor două aliaje, primar și secundar.

Când aliajul primar ajunge la cota superioară a tăbliei cilindrului, semnalizatorul de nivel 7 conduce la încetarea turnării aliajului primar, realizată prin coborârea dopului 12.

Turnarea aliajului secundar nu este întreruptă în nici o secvență, ea continuând până la umplerea cavității formei superioare 8 (fus și masele).

Avantajul metodei constă într-un consum redus de aliaj secundar și determină o distribuție optimă a temperaturii, diminuând corespunzător gradientul termic din formă, ceea ce nu permite posibilitatea nedizolvării membranei, din cauza scăderii temperaturii, pe măsura urcării aliajului în formă. În cazul turnării directe a aliajului secundar, eventualele incluziuni de zgură și de amestec provenite din piciorul de turnare (în cazul alimentării indirecte prin sifon) sunt practic reduse, prin faptul că ele vor fi localizate în masele ce urmează a fi îndepărtată prin prelucrare mecanică. Tot ca avantaj se menționează posibilitatea folosirii aceluiași utilaje de turnare existente în condiții industriale, fără modificări constructive.

Limitarea utilizării turnării directe a aliajului secundar este determinată de faptul că prin căderea aliajului de la înălțime se formează stropi reci care se depun pe membrana dizolvabilă, stropi care nu se înglobează apoi în masa metalică de bază.

Din analiza critică a celor trei variante propuse, se adoptă varianta b) ca fiind cea mai indicată (optimă), din punctul de vedere al tehnologiei de turnare bimetal a cilindrilor de diametre mari, destinați laminării tablei. Pentru această variantă se dimensionează, în continuare, elementele ansamblului de turnare și se stabilește modul de alegere a membranei-răcitor dizolvabile.

3.1.1. Dimensionarea sistemelor de turnare pentru varianta optimă propusă

După oxidabilitatea aliajelor metalice care se toarnă, rețelele de turnare se împart în două categorii :

- *rețele convergente* – destinate turnării aliajelor cu oxidabilitate redusă;
- *rețele divergente* - destinate turnării aliajelor cu oxidabilitate ridicată.

Pentru că fonta este un aliaj cu oxidabilitate redusă, la turnarea ei se adoptă rețele de turnare convergente, la care se determină aria cea mai mică, care este aria alimentatorului, și se face astfel încât să se asigure un timp optim de umplere a formei. Pe baza rapoartelor caracteristice, se determină apoi aria canalului de zgură, apoi aria piciorului pâlniei de turnare. Notând cu S_p , S_c și S_a ariile secțiunii piciorului (la bază), a colectorului și a alimentatorului, în cazul rețelelor convergente se poate scrie: $S_p > S_c > S_a$. La dimensionarea rețelelor pentru turnarea fontei în piese importante mari, rapoartele caracteristice sunt: $S_p : S_c : S_a = 1,4 : 1,2 : 1$, fiind însă extrem de variabile [120].

În anumite situații, secțiunea minimă a rețelei de turnare se calculează cu formula [95]:

$$S_{min} = \frac{Q}{v}, \text{ [m}^2\text{]} \quad (3.1)$$

în care: S_{min} este secțiunea minimă transversală a rețelei;

Q - debitul volumic de aliaj lichid, [m³/s];

v - viteza reală de curgere prin secțiunea minimă, [m/s].

Viteza v se determină cu relația:

$$v = \mu \sqrt{2gH}, \text{ [m/s]} \quad (3.2)$$

în care H , [m], este înălțimea dintre nivelul cel mai de sus al rețelei de turnare și nivelul secțiunii în care se calculează viteza, μ este un coeficient ce ține seama de toți coeficienții hidraulici de rezistență la înaintarea aliajului în rețea, iar g , [m/s²], este accelerația gravitațională.

După modul de alegere a lui Q și a lui v , există următoarele metode de calcul al rețelelor de turnare:

- metoda de calcul în cadrul căreia debitul sau consumul de aliaj lichid se determină pornind de la durata optimă de turnare;
- metoda de calcul în cadrul căreia debitul de aliaj lichid se determină pornind de la asigurarea unei turbulențe minime a jetului;
- metoda de calcul în cadrul căreia debitul de aliaj lichid se determină pornind de la condițiile de umplere a formei.

a) Calculul secțiunii alimentatoarelor pe baza duratei optime de umplere.

Durata optimă de umplere este acea durată care asigură cea mai bună calitate a piesei turnate. Acest timp optim se determină ținând cont de necesitatea satisfacerii următoarelor necesități [95]:

$$\tau_{optim} > \tau_1; \tau_{optim} < \tau_2; ; \tau_{optim} < \tau_3,$$

în care: τ_1 este durata minimă admisă, la care gazele pot fi îndepărtate din cavitatea formei; τ_2 este durata maximă admisă, la care nu se formează defecte de neumplere; τ_3 este durata maximă

admisă, la care nu se formează defecte de suprafață, ca urmare a apariției produselor de interacțiune termică între aliaj și materialul formei.

Folosind legea continuității, rezultă că timpul de umplere la turnarea indirectă, pentru cele două cavități ale cochilei (vezi A și B din figura 3.2), este dat de relația:

$$\tau_{I,II} = \frac{S_{fI,II}}{S_{aI,II}} \frac{1}{g \cdot \mu} \left[\sqrt{2gH_{I,II}} - \sqrt{2g(H_{I,II} - h_{I,II})} \right], \quad (3.3)$$

unde: $S_{fI,II}$ este secțiunea transversală a formei crustei dure (I) și a miezului tăbliei (II), [m²];
 $S_{aI,II}$ – secțiunea totală a alimentatoarelor care umplu cavitățile formei I(A) și II(B), [m²];
 g – accelerația gravitațională, [m/s²];
 μ - coeficient de viteză;
 $H_{I,II}$ – înălțimile rețelelor de turnare ce alimentează formele I(A) și II(B), [m];
 $h_{I,II}$ – înălțimile formelor I(A) și II(B), [m].

Relația cea mai des folosită în practică pune în corelație durata optimă de turnare cu masa piesei turnate, și anume:

$$\tau_{optim} = AM^n [s], \quad (3.4)$$

în care: A este coeficient, iar n – exponent, ce variază în limite largi, în funcție de caracteristicile specifice fiecărei turnări;

M - masa piesei turnate, [kg].

O altă relație pune în corelație durata optimă de turnare τ_{optim} cu grosimea medie a peretelui piesei d_p și masa piesei turnate M [131]:

$$\tau_{optim} = Bd_p^m \cdot M^n [s], \quad (3.5)$$

în care valorile coeficienților B este coeficient, m și n – exponenți, ce variază în limite largi, în funcție de caracteristicile specifice fiecărei turnări.

Determinarea duratei optime de turnare, reale, trebuie să țină seama de factorii hidraulici și fizico-chimici, care caracterizează procesul complex al umplerii formelor cu aliaj lichid și care influențează în mod direct asupra calității piesei turnate.

După determinarea timpului optim de turnare și impunerea condiției de egalitate $\tau_I = \tau_{II}$, se determină $S_{aI} = 0,09 \text{ m}^2$. Totodată, vor rezulta și celelalte valori ale secțiunilor principalelor elemente ale rețelei de turnare, stabilite cu ajutorul rapoartelor caracteristice, ținând cont și de secțiunea minimă a rețelei de turnare, care se calculează cu relația:

$$S_{\min} = \frac{M}{\tau_{optim} \cdot v_{optim} \cdot \rho} \quad [\text{m}^2], \quad (3.6)$$

în care: M - masa piesei turnate, [kg];
 v_{optim} - viteza optimă de curgere a aliajului prin secțiunea minimă, care să asigure o intrare liniștită a aliajului în cavitatea formei, [m/s];
 ρ - densitatea aliajului turnat, [kg/m³].

b) Calculul secțiunii alimentatoarelor din condiția asigurării umplerii formei cu viteze de curgere care să se încadreze în regimul laminar sau semilaminar și care să excludă așadar apariția fenomenelor de turbionare, oxidare și spumare.

Viteza reală este dată de relația (3.2) [131], în care $\mu = \frac{1}{\sqrt{1 + \sum \xi_i}}$ este un coeficient ce

ține seama de pierderile de viteză, iar ξ este coeficientul de rezistență la înaintarea aliajului, dat de relația:

$$\sum \xi_i = \xi_{rf} + \xi_{rl}$$

unde: ξ_{rf} este coeficientul de rezistență cauzat de frecare;

ξ_{rl} - coeficientul de rezistență locală.

Coeficientul de rezistență cauzat de frecare este dat de relația:

$$\xi_{rf} = \lambda \frac{l}{d}$$

în care: $\lambda = 0,04$ (pentru fontă și oțel) este coeficient de frecare;

l - lungimea canalului de alimentare;

d - diametrul canalului de alimentare.

După criteriul Reynolds, coeficientul de rezistență cauzat de frecare este dat de relația:

$$\xi_{rf} = \frac{64 \cdot \nu \cdot l}{\nu \cdot d^2}$$

în care: ν este vâscozitatea cinematică;

ν - viteza de curgere a fontei.

Coeficientul de rezistență locală este $\xi_{rl} = \xi_{rd} + \xi_{rs}$,

în care: ξ_{rd} - coeficient de rezistență cauzat de schimbările de direcție;

ξ_{rs} - coeficient de rezistență cauzat de schimbările de secțiune.

Valorile coeficientului ξ_{rd} , funcție de valoarea unghiului cotului canalului, sunt date astfel:

Unghiul cotului canalului α , [grad.]	30	60	90	120
ξ_{rd}	0,2	0,55	1,1	1,4

Valorile coeficientului ξ_{rs} sunt:

$\xi_{rs} = 0,6$ pentru cazul rețelelor de turnare și în cazul trecerii de la o secțiune mai mare la una mai mică;

$\xi_{rs} = 1$ pentru cazul intrării din canalul de alimentare în formă;

$\xi_{rs} = 0,3$ pentru cazul intrării din piciorul pâlniei de alimentare în colectorul de zgură și din colector în alimentator.

Viteza jetului nu trebuie să depășească însă valoarea maximă, calculată din relația Reynolds [95]:

$$v_{\max} = \frac{Re \cdot \nu}{4r}, \quad [\text{m/s}], \quad (3.7)$$

în care: Re este cifra Reynolds a jetului de aliaj lichid la curgerea lui în cavitatea formei;
 ν - vâscozitatea cinematică;
 r - raza hidraulică.

Cunoscând valoarea lui v_{\max} , se poate determina mărimea maximă admisă a debitului de aliaj la începutul procesului de turnare:

$$Q = v_{\max} \cdot S_f = \frac{(1.2 \dots 3.9) S_f}{r_f}; \quad (3.8)$$

$$Q = (1.2 \dots 3.9) P_f,$$

în care: Q este debitul de aliaj lichid care curge prin rețeaua de turnare și care pătrunde în cavitatea formei;
 S_f, r_f, P_f - suprafața secțiunii transversale a cavității formei, raza hidraulică respectiv perimetrul acestei secțiuni.

Viteza în piciorul de turnare se poate calcula cu formula:

$$v_p = \mu \sqrt{2gh_p}, \quad (3.9)$$

în care h_p , [m], este înălțimea piciorului de turnare.

Pornind de la aceste date se determină suprafața secțiunii piciorului folosind relația:

$$S_p = \frac{Q}{v_p}. \quad (3.10)$$

Viteza reală a jetului de aliaj în piciorul de turnare v_p , în colector v_c și în alimentator v_a nu trebuie să depășească valorile maxime, determinate experimental cu relația lui Reynolds și anume [95]:

- pentru piciorul pâlniei de turnare:

$$v_{p \max} = \frac{Re_p \cdot \nu}{4r_p} \leq \frac{65}{r_p} \quad (3.11)$$

- pentru colector:

$$v_{c \max} = \frac{Re_c \cdot \nu}{4r_c} \leq \frac{42}{r_c} \quad (3.12)$$

- pentru alimentator:

$$v_{a \max} = \frac{Re_a \cdot \nu}{4r_a} \leq \frac{12}{r_a}, \quad (3.13)$$

în care: Re_p, Re_c și Re_a sunt valorile maxime admisibile ale cifrei Reynolds în piciorul de turnare, în colector și în alimentator;
 r_p, r_c și r_a - razele hidraulice ale acestor canale.

Pentru obținerea condițiilor exprimate mai sus, se acționează asupra vitezelor de curgere și asupra razelor hidraulice ale piciorului de turnare, colectorului și alimentatorului, atât pentru cazul rețelei de alimentare cu fonta primară, cât și pentru rețeaua de alimentare cu fonta secundară.

c) Calculul secțiunii alimentatoarelor pe baza condiției de umplere a formei.

Această metodă de calcul a rețelelor de turnare asigură condiția de umplere a formei și, în același timp, condiția de realizare a unui regim laminar de curgere a aliajului lichid în formă. În cazul acestei metode de calcul se determină, cu ajutorul formulelor, diagramelor și tabelelor, valoarea minimă admisă a vitezei de ridicare a coloanei de lichid în formă $v_{f \min}$, la care nu apar părți neumplute și reprize. Se calculează apoi debitul minim admis [95]:

$$Q_{f \min} = S_f \cdot v_{f \min} , \quad (3.14)$$

în care S_f este secțiunea transversală a cavității formei.

În continuare, se stabilește suprafața secțiunii transversale a piciorului, folosind relația:

$$S_p = \frac{Q_{f \min}}{v_p} , \quad (3.15)$$

în care v_p este viteza de curgere a aliajului în picior.

Viteza v_p și viteza în celelalte canale ale rețelei se reglează în limite admisibile prin intermediul rezistențelor hidraulice, cunoscând valoarea S_f .

Rețeaua de turnare pentru cilindrii turnați prin sifon trebuie să confere o asemenea capacitate de curgere a aliajului care să asigure umplerea rapidă și rotirea în regim laminar a metalului în formă, în scopul separării particulelor de amestec de formare, a zgurii și a diferitelor incluziuni nemetalice. Durata de umplere a formei cu metal depinde, în principal, de secțiunea alimentatorului și înălțimea piciorului de turnare (este de înțeles că un mare rol îl joacă și temperatura metalului turnat și vâscozitatea acestuia). Acolo unde umplerea întârzie, are loc încetinirea rotirii metalului și, ca urmare, apariția pe suprafața tăbliei cilindrului a defectelor de turnare.

Diametrul la intrare în alimentator trebuie să fie cel mai puțin egal cu diametrul la ieșire al canalului piciorului de turnare (pentru a se preîntâmpina ruperea de către metalul lichid a formei la intrarea în canalul alimentatorului), al cărui diametru la intrare trebuie să fie cu 10% mai mic.

Calcululele efectuate cu privire la dimensionarea sistemelor de turnare pentru cilindrul $\phi 928 \times 3300$ mm (figura 3.4.a, b), obținut prin procedeul de turnare bimetale al vaselor comunicante, propus prin prezenta lucrare, nu sunt prezentate în detaliu, însă rezultatele apar cotate în figura 3.5.

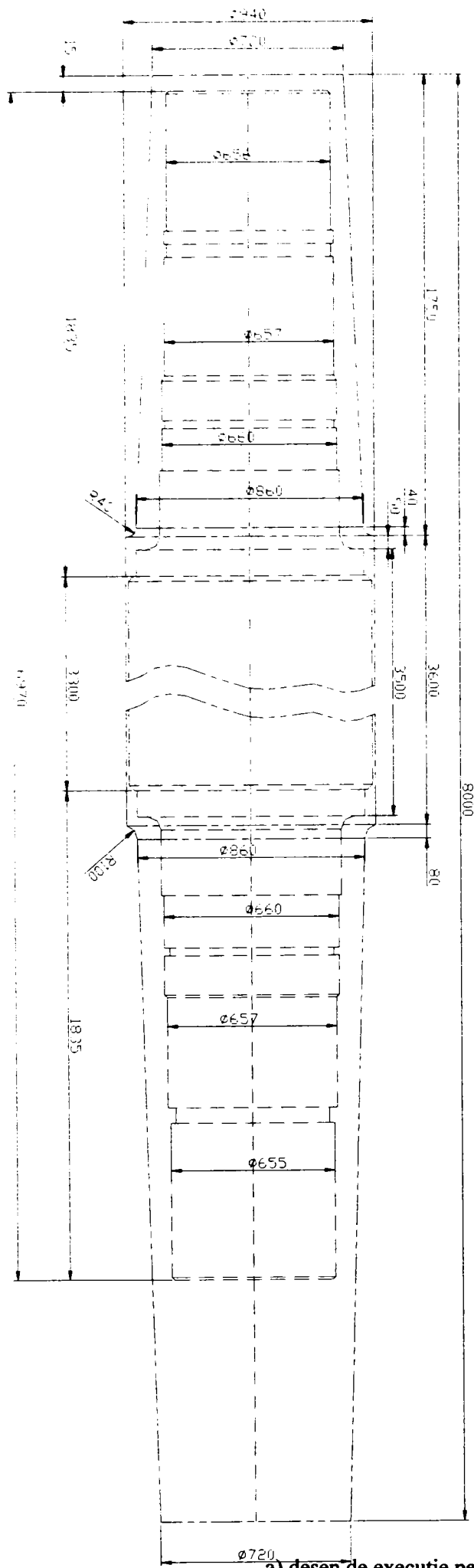


Fig. 3.4. Cilindru de laminare bimetalic $\phi 928 \times 3300$ mm
 a) desen de execuție pentru cilindrul brut turnat și eboșat; b) reprezentare spațială

3.1.2. Considerente privind modelarea analitică a solidificării cilindrilor bimetaliți în cazul utilizării membranei-microrăcitor

În situația prezenței membranei cu rol de microrăcitor (fig. 3.6) [8] în masa lichidă a cilindrilor bimetaliți, este creată premiza apariției germeilor de solidificare și în interior, simultan cu solidificarea declanșată de la suprafața de separație a aliajului cu mediul înconjurător (cochilă, amestec de formare etc). Microrăcitorii existenți în forma cilindrilor bimetaliți, în timpul turnării acestuia, provoacă mai multe efecte în timpul solidificării celor două tipuri de aliaje lichide (primar *A* și secundar *B*), și anume

- efectul de răcire - prin acumularea căldurii de supraîncălzire a aliajelor și, parțial, a căldurii de cristalizare, rezultând schimbarea caracterului cristalizării;
- efectul de cristalizare - prin formarea unui număr suplimentar de germeni de cristalizare;
- efectul de microaliere - când se urmărește îmbogățire compoziției chimice cu un element de aliere dorit.

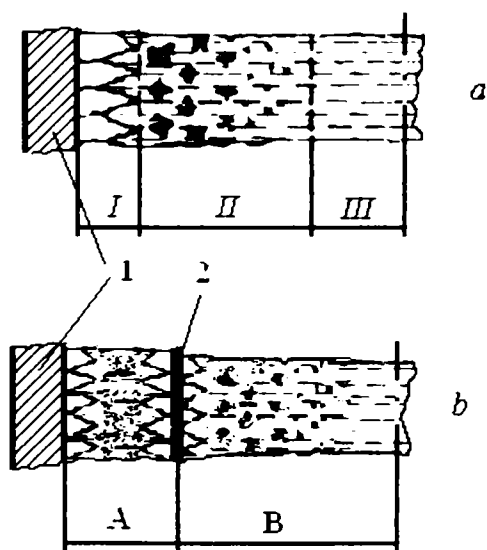


Fig. 3.6. Cristalizarea aliajelor metalice în cazul turnării cilindrilor bimetaliți:
a – fără membrană; *b* – cu membrană răcitor.
 1-cochila; 2-membrana răcitor;
 A-aliaj primar; B-aliaj secundar;
 I-zona cristalizată; II-zona bifazică;
 III-zona lichidă.

Metoda de turnare bimetale cu microrăcitori se recomandă, în special, pentru turnarea cilindrilor de diametre mari, din aliaje care au tendința cea mai mare de formare a unor defecte de turnare, cum sunt: segregările, microretasurile, retasurile, porozitățile axiale, crăpăturile la cald etc.

Procesul de solidificare a fontelor cu germeni exogeni introduși prin intermediul microrăcitorilor diferă substanțial de cel al fontelor turnate obișnuit [119].

Microrăcitorii, folosiți în cazul turnării bimetale a cilindrilor de laminare, pot determina următoarele tipuri de solidificări:

- a) – microrăcitorii se topesc înainte de începerea solidificării aliajelor, dispar microgrupările atomilor elementelor din microrăcitori (prin difuzie), aceștia acumulând parțial sau total căldura de supraîncălzire, corespunzătoare gradientului de supraîncălzire;
- b) – microrăcitorii se topesc, însă microgrupările atomilor acestora se mențin până la începutul solidificării fontelor, caz în care ei joacă și rolul de germeni de cristalizare exogeni;
- c) – microrăcitorii se topesc până la sfârșitul solidificării cilindrilor, aceștia acumulează și căldura latentă de cristalizare, determină cristalizarea și solidificarea în volum a aliajului,

respectiv schimbă direcția fluxului de căldură, în sensul că fluxul exterior nu coincide ca sens cu fluxul interior la nivelul fiecărui microvolum:

d) - microrăcitorii nu se topesc deloc sau numai parțial până la sfârșitul solidificării cilindrilor bimetalic, apărând suprafețele de separație între aceștia și cele două tipuri de aliaje, microrăcitorii având rol de componente de sine stătătoare în structura piesei turnate.

Efectul maxim se obține în primele trei cazuri de solidificare, când microrăcitorii se topesc în întregime. La solidificarea descrisă în primul caz, în topitura metalică se realizează o uniformizare rapidă a temperaturii, iar la solidificarea descrisă de cazurile doi și trei, în intervalul de temperatură lichidus-solidus, se mențin microvolume, care se deosebesc din punctul de vedere al temperaturii și compoziției aliajelor de bază.

Ca urmare, microrăcitorii aflați în aliajul lichid, în timpul turnării, preiau căldura de supraîncălzire și o parte din căldura de solidificare, iar o parte din aceștia rămân în aliajul lichid ca germeni de cristalizare. Pentru obținerea efectului dorit, trebuie ca microrăcitorii să fie uniform distribuiți în masa aliajului lichid, astfel ca zonele de acțiune și de subrăcirii create să se suprapună parțial sau să fie tangente.

Desfășurarea proceselor fizico-chimice între microrăcitori și fonta lichidă prezintă o importanță deosebit de mare și au un caracter complex, motiv pentru care cu greu se stabilesc unele relații matematice.

Microrăcitorii utilizați în vederea dirijării procesului de solidificare trebuie să îndeplinească următoarele condiții: să aibă o puritate ridicată în ceea ce privește conținutul de incluziuni oxidice; să nu aibă suprafața oxidată; să aibă compoziție chimică bine determinată și cunoscută [8].

În vederea corelării optime a factorilor tehnologici, se impune stabilirea parametrilor de bază ai metodei de turnare cu microrăcitori, și anume: determinarea cantității optime de microrăcitori (masa membranei) respectiv a duratei de topire a acestora și a temperaturii fontelor.

Durata de topire a membranei-microrăcitor depinde de următorii factori: temperatura de turnare a fontei t_t , temperatura lichidus a fontei t_{liq} , dimensiunea medie a microrăcitorilor r (grosimea membranei-microrăcitor) respectiv consumul specific de microrăcitori m , în kg/t.

Timpul de topire a microrăcitorilor τ este compus din timpul de preîncălzire a microrăcitorilor până la temperatura lichidus a fontei τ_1 respectiv timpul de topire a microrăcitorilor la această temperatură τ_2 [155]:

$$\tau = \tau_1 + \tau_2, [s] \quad (3.16)$$

Ecuția de bilanț termic pentru calculul duratei de preîncălzire a microrăcitorilor:

$$\alpha \cdot (t_o - t_{mr}) \cdot A_{mr} \cdot d\tau_1 = V_{mr} \cdot \rho_{mr} \cdot c_{mr} \cdot dt_{mr} \quad (3.17)$$

în care:

- α – coeficientul de schimb de căldură, $W/m^2 \cdot K$;
- t_o – temperatura oțelului în timpul încălzirii microrăcitorilor, K ;
- t_{mr} – temperatura microrăcitorilor în timpul încălzirii, K ;
- A_{mr} – suprafața microrăcitorilor, m^2 ;
- V_{mr} – volumul microrăcitorilor, m^3 ;
- ρ_{mr} – densitatea microrăcitorilor, kg/m^3 ;
- c_{mr} – căldura specifică a membranei-microrăcitor, $J/kg \cdot K$.

Coeficientul de schimb de căldură se calculează cu relația [8]:

$$\alpha = 0,135 \cdot \lambda \cdot \sqrt[3]{\frac{\beta \cdot g \cdot \Delta t}{\nu \cdot a}}, \quad (3.18)$$

în care: λ – conductivitatea fontei lichide, W/m K;
 β – coeficientul de dilatare volumică, 1/K;
 g – accelerația gravitațională, m/s² ;
 $\Delta t = t_o - t_{mr}$ – căderea de temperatură, K;
 ν – coeficientul de vâscozitate cinematică, m²/s;
 a – coeficientul de difuzivitate termică, m²/h.

Pentru calculul temperaturii fontei t_o se utilizează ecuația de bilanț termic între fonta lichidă și membrana-microrăcitor:

$$M \cdot c \cdot (t_i - t_o) = M_{mr} \cdot c_{mr} \cdot t_{mr} \quad (3.19)$$

unde: M este masa fontei lichide, kg;
 c – căldura specifică a fontei, J/kg K;
 t_o – temperatura fontei în timpul încălzirii microrăcitorilor, K;
 t_{mr} – temperatura microrăcitorilor în timpul încălzirii, K;
 t_i – temperatura de turnare a fontei, K.
 c_{mr} – căldura specifică a microrăcitorilor, J/kg K;
 M_{mr} – masa microrăcitorilor, kg;

$$\text{iar} \quad M_{mr} = M \frac{m}{1000}, \quad (3.20)$$

în care m reprezintă consumul specific de microrăcitori, în kg/t.

Înlocuind relația (3.20) în relația (3.19), rezultă temperatura fontei în timpul preîncălzirii

$$\text{microrăcitorilor:} \quad t_o = t_i - \frac{m \cdot c_{mr} \cdot t_{mr}}{1000 \cdot c}. \quad (3.21)$$

Temperatura fontei în timpul preîncălzirii microrăcitorilor până la temperatura lichidus se

$$\text{determină cu relația:} \quad t_o = t_i - \frac{m \cdot c_{mr} \cdot t_{liq}}{1000 \cdot c}. \quad (3.22)$$

Introducând relația (3.18) și (3.21) în ecuația de bilanț (3.17), se obține:

$$d\tau_1 = \frac{V_{mr} \cdot \rho_{mr} \cdot c_{mr}}{A_{mr} \cdot 0,135 \cdot \lambda} \sqrt[3]{\frac{\nu \cdot a}{\beta \cdot g}} \frac{dt_{mr}}{\left[t_i - t_{mr} \left(\frac{m}{1000 \cdot c} + 1 \right) \right]^{\frac{4}{3}}}. \quad (3.23)$$

Rezolvând această ecuație, rezultă durata de preîncălzire a microrăcitorilor până la temperatura lichidus, și anume:

$$\tau_1 = \frac{1000 \cdot r_o \cdot \rho_{mr} \cdot c_{mr} \cdot c}{\alpha (m \cdot c_{mr} + 1000 \cdot c)} \left[\sqrt[3]{\frac{1000 \cdot t_i \cdot c_{mr}}{1000 \cdot t_i \cdot c - t_{liq} (m \cdot c_{mr} + 1000 \cdot c)}} - 1 \right]. \quad (3.24)$$

Pentru determinarea duratei de topire τ_1 a microrăcitorilor trebuie să se determine temperatura fontei t_o' în timpul topirii acestora. Aceasta se determină din ecuația de bilanț termic:

$$M \cdot c (t_o - t_o') = L_{mr} \cdot M_{mr}, \quad (3.25)$$

unde: M este masa fontei lichide, kg;

c – căldura specifică a fontei, J/kg K;

t_o – temperatura fontei în timpul încălzirii microrăcitorilor, K;

t_o' – temperatura fontei în timpul topirii microrăcitorilor, K;

M_{mr} – masa microrăcitori, kg.

L_{mr} – căldura latentă de topire a microrăcitorilor, J/kg.

Ținând seama de relația (3.20), se obține:

$$t_o' = t_o - \frac{L_{mr} \cdot m}{1000 \cdot c} \quad (3.26)$$

Durata de topire τ_2 se determină din ecuația de bilanț termic:

$$\alpha(t_o' - t_{liq}) A_{mr} \cdot d\tau_2 = L_{mr} \cdot \rho_{mr} (-dV_{mr}). \quad (3.27)$$

Notăm: $dr = \frac{dV_{mr}}{A_{mr}}$ și se obține astfel: $d\tau_2 = -\frac{\rho_{mr} \cdot L_{mr} \cdot dr}{\alpha(t_o' - t_{liq})}$. (3.28)

Utilizând relația (3.22) și integrând, obținem:

$$\tau_2 = \frac{r \cdot L_{mr} \cdot \rho_{mr}}{\alpha \left[t_i - t_l \left(\frac{m \cdot c_{mr}}{1000 \cdot c} \right) \right]} \quad (3.29)$$

După terminarea completă a topirii microrăcitorilor se produce o scădere a temperaturii aliajului la temperatura t . Pentru determinarea acestei temperaturi, se scrie ecuația de bilanț termic:

$$c \cdot M(t_i - t) = \frac{M}{1000} m [c_{mr} \cdot t_{liq} + c(t - t_{liq}) + L_{mr}]. \quad (3.30)$$

După efectuarea calculelor se obține următoarea relație pentru temperatura fontei:

$$t = \frac{1000 \cdot c \cdot t_i + (m \cdot c - m \cdot c_{mr}) t_{liq} - m \cdot L_{mr}}{m \cdot c + 1000 \cdot c} \quad (3.31)$$

Dacă în relația (3.31) se simplifică cu căldura specifică a fontei (c) se obține relația:

$$t = \frac{1000 \cdot t_i + \left(1 - \frac{c_{mr}}{c}\right) \cdot m \cdot t_{liq} - m \cdot \frac{L_{mr}}{c}}{m + 1000} \quad (3.32)$$

Ținând seama de scăderea în timp a temperaturii fontei din oala de turnare, de ritmul turnării și de acest procent de scădere a temperaturii din cauza interacțiunii fontei cu microrăcitorii, se poate calcula consumul specific optim de microrăcitori necesar pentru diferite tipuri de cilindri.

Dacă se utilizează valori concrete pentru proprietățile termofizice ale fontei turnată în crusta cilindrului bimetalic și pentru aliajul din care se confecționează membrana și se înlocuiesc în relația (3.32), se obține relația pentru temperatura fontei după terminarea topirii microrăcitorilor:

$$t = \frac{1000 \cdot t_i - C \cdot m}{m + 1000} \quad (3.33)$$

unde: t_i este temperatura de turnare a fontei, în K;
 m – consumul specific de microrăcitori, în kg/t;
 C – constantă obținută în urma înlocuirii temperaturilor și constantelor de material cu valorilor numerice.

Din relația (3.33), impunând valori ale temperaturii fontei după interacțiunea cu membrana-microrăcitor, rezultă consumul specific m :

$$m = \frac{1000 \cdot (t_f - t)}{t + C'} \quad (3.34)$$

Consumul specific de microrăcitori este optim atunci când se asigură cele mai favorabile condiții de eliminare sau diminuare a defectelor care iau naștere în timpul solidificării (segregații, microretasuri, retasuri, porozități axiale, crăpături la cald etc.). Corelarea factorilor tehnologici (temperatura de turnare a fontelor, grosimea microrăcitorilor etc.) dă garanția obținerii cilindrilor bimetali compacți, fără defecte și, mai ales cu grosime constantă a crustei dure pe lungimea tăbliei.

Studiul fenomenului necesită clarificarea a două aspecte:

- dependența volumului de fontă afectat de răcire de grosimea membranei-microrăcitor;
- dependența microrăcitorilor de temperatura de turnare a fontei, pentru un procent de volum dat afectat de răcire, pentru diferite dimensiuni de cilindri.

Calculul căldurii necesare pentru încălzirea membranei-microrăcitor și topirea ei se face pornind de la ecuația de bilanț termic:

$$Q = M_{mr} \cdot c_{mr} \cdot (t_{liq} - t_o) + M_{mr} \cdot \lambda = \rho_{mr} \frac{4\pi r^3}{3} [c_{mr} (t_{liq} - t_o) + \lambda], [J] \quad (3.35)$$

unde: t_{liq} - temperatura lichidus a fontei, K;

t_o - temperatura microrăcitorilor, K;

c_{mr} - căldura specifică a microrăcitorilor, J/kg K;

M_{mr} - masa de microrăcitorilor, kg;

r - raza microrăcitorilor, m;

λ - conductivitatea aliajului lichid, W/m K;

ρ_{mr} - densitatea microrăcitorilor, kg/m³.

Această căldură este primită de la topitură (cele două tipuri de fontă turnate în cavitățile A și B ale cochilei), care, inițial, are temperatura medie t_f .

Fie R , raza zonei de la care este primită căldura, cu punctul de aplicare în centrul microrăcitorului, presupus de grosime r . Este de așteptat, ca în momentul în care membrana - microrăcitor este topită, în zona respectivă $[r, R]$ să existe un gradient de temperatură, la marginea microrăcitorului fiind temperatura t_{liq} , iar la distanța R de centru, temperatura t_f . Admitem o variație liniară a temperaturii în această zonă, la momentul respectiv, $t = a \cdot x + b$, cu condițiile la limită:

- pentru $x = r$ vom avea $t = t_{liq}$;

- pentru $x = R$, rezultă că $t = t_f$.

Rezultă că $t_{liq} = a \cdot r + b$ și $t_f = a \cdot R + b$, așadar:

$$t_f - t_{liq} = a(R - r), \text{ de unde rezultă } a = \frac{t_f - t_{liq}}{R - r}, \text{ respectiv:}$$

$$\frac{t_{liq} - b}{t_f - b} = \frac{r}{R} \quad (3.36)$$

$$R \cdot t_{liq} - R \cdot b = r \cdot t_i - r \cdot b \Rightarrow R \cdot t_{liq} - r \cdot t_i = (R - r)b$$

$$b = \frac{R \cdot t_{liq} - r \cdot t_i}{R - r} \quad (3.37)$$

$$t = \frac{t_i - t_{liq}}{R - r} x + \frac{R \cdot t_{liq} - r \cdot t_i}{R - r}$$

$$dQ = dm \cdot c_{mr} \cdot \Delta t = \rho \cdot 4 \cdot \pi \cdot x^2 \cdot c_{mr} (t_i - t) dx - \rho \cdot 4 \cdot \pi \cdot c_{mr} \cdot x^2 (t_i - a \cdot x - b) dx =$$

$$= 4 \cdot \pi \cdot \rho \cdot c_{mr} (t_i - b) x^2 dx - 4 \cdot \pi \cdot \rho \cdot c_{mr} \cdot a \cdot x^3 dx \quad (3.38)$$

Prin integrare rezultă:

$$Q = 4 \cdot \pi \cdot \rho \cdot c_{mr} \left[(t_i - b) \int_r^R x^2 dx - a \int_r^R x^3 dx \right] =$$

$$= 4 \cdot \pi \cdot \rho \cdot c_{mr} \left[\frac{(t_i - b)(R^3 - r^3)}{3} - a \frac{R^4 - r^4}{4} \right] \quad (3.39)$$

Dar $t_i - b = t_i - \frac{R \cdot t_{liq} - r \cdot t_i}{R - r} = \frac{R \cdot t_i - r \cdot t_i - R \cdot t_{liq} + r \cdot t_i}{R - r} = R \frac{t_i - t_{liq}}{R - r}$. (3.40)

Astfel, se obține:

$$Q = 4 \cdot \pi \cdot \rho \cdot c_{mr} \left[\frac{(t_i - t_{liq})(R^3 + R^2 \cdot r + R \cdot r^2)}{3} - \frac{(t_i - t_i)(R^3 + R^2 \cdot r + R \cdot r^2 + r^3)}{4} \right] =$$

$$= \frac{\pi \cdot \rho \cdot c_{mr}}{3} (t_i - t_{liq}) (R^3 + R^2 \cdot r + R \cdot r^2 - 3 \cdot r^3) \quad (3.41)$$

Egalând relațiile (3.20) și (3.26), rezultă:

$$c(t_{liq} - t_o) + \lambda = c_{mr} (t_{liq} - t_i) (R^3 + R^2 \cdot r + R \cdot r^2 - 3 \cdot r^3) . \quad (3.42)$$

Dacă notăm $\frac{R}{r} = y$, se obține:

$$y^3 + y^2 + y = \frac{4[c_{mr}(t_{liq} - t_o) + \lambda]}{c_{mr}(t_{liq} - t_i)} - 3 . \quad (3.43)$$

Dând valori concrete temperaturilor și constantelor de material, rezultă: $\frac{R}{r} = y = C_1$.

Raportul dintre masa zonei (din cilindrul bimetalic) de unde microrăcitorul preia căldura și masa microrăcitorului va fi:

$$\frac{M}{M_{mr}} = \frac{R^3 - r^3}{r^3} = \left(\frac{R}{r}\right)^3 - 1 = y^3 - 1 . \quad (3.44)$$

Se calculează raportul razelor, conform formulei (3.28) și procentul din volumul afectat

de răcire, cu formula:
$$\frac{M_{mr}(y^3 - 1)}{M} \cdot 100 , \quad (3.45)$$

în care: M_{mr} reprezintă masa membranei-microrăcitor;
 M - masa cilindului;
 y - raportul dimensiunilor.

3.2. Modelarea numerică a procesului de solidificare a cilindrilor turnați bimetal folosind metoda diferențelor finite

3.2.1. Metoda diferențelor finite pentru rezolvarea ecuațiilor diferențiale caracteristice proceselor de transfer de căldură

Cele mai multe procese fizice, și în particular procesele de transfer termic sunt descrise de ecuații diferențiale cu derivate parțiale de ordin superior, neliniare. După alcătuirea modelului matematic, care descrie un anumit proces, se pune problema modului în care modelul respectiv poate fi rezolvat. Există două tipuri de metode de rezolvare: analitice și numerice.

Prin metode *analitice* se înțeleg acele metode care exprimă soluția prin formule algebrice, serii de puteri, funcții transcendente și altele. Aceste soluții sunt obținute prin operații matematice complexe cum ar fi: separarea variabilelor, transformări de coordonate, superpoziții de soluții, dezvoltări în serie etc. Soluțiile analitice se exprimă de obicei sub formă generală, particularizarea lor făcându-se prin introducerea condițiilor spațiale (pe frontieră) și a celor temporale (inițiale).

Soluțiile analitice obținute pentru cele mai multe procese de transfer termic presupun însă o limitare destul de severă și anume liniaritatea ecuațiilor diferențiale (de exemplu proprietățile de material sunt presupuse independente de temperatură). De asemenea aceste soluții presupun, de obicei, o geometrie regulată.

Spre deosebire de soluțiile analitice, soluțiile *numerice* sunt obținute prin calcule aritmetice, sub forma valorilor numerice, pentru fiecare aplicație în parte. Datorită faptului că ecuațiile diferențiale care descriu procese de transfer termic sunt neliniare, se preferă soluțiile numerice (lipsite de restricția de liniaritate) chiar în cazul în care ar putea fi utilizate tehnici analitice [31].

S-au dezvoltat extrem de multe metode numerice pentru rezolvarea ecuațiilor diferențiale. Esența acestor metode constă în obținerea unui sistem de ecuații algebrice, de obicei liniare, care aproximează soluția ecuațiilor diferențiale inițiale. Necunoscutele sistemului sunt valorile funcției căutate în nodurile unei rețele de discretizare, care aproximează domeniul de integrare.

În funcție de complexitatea geometriei și a condițiilor de unicitate, numărul ecuațiilor rezultate poate fi foarte mare astfel că rezolvarea sistemului nu se poate face decât cu ajutorul calculatorului electronic, recurgându-se la o tehnică numerică suplimentară, pentru rezolvarea sistemului de ecuații algebrice înlocuitor.

Observațiile de mai sus conduc la concluzia că soluția care se poate obține este aproximativă, fiind afectată de erorile de reprezentare internă (în calculator) a numerelor și de erorile de metodă (atât cea de integrare a ecuațiilor diferențiale cât și cea de rezolvare a sistemului rezultat). Cu toate acestea, rezultatele pot fi mai apropiate de realitate decât soluțiile analitice obținute pe seama liniarizării ecuațiilor diferențiale.

Sistemul de ecuații diferențiale poate fi rezolvat în principiu pe două căi:

- a) Prin obținerea unei ecuații cu diferențe finite.
- b) Metoda elementelor finite care se bazează pe un model integral al fenomenului studiat.

La alegerea unei anumite metode numerice trebuie să se țină cont de:

1. Sistemul de ecuații diferențiale care descriu fenomenul analizat și de tipul acestor ecuații;

2. Geometria corpului și sistemul de coordonate.

3. Metoda de integrare. De cele mai multe ori specificul problemei analizate restrânge substanțial posibilitățile de integrare. Metodele numerice de integrare prezintă instabilități legate de pasul rețelei de discretizare, de condițiile de limită și așa mai departe, care trebuie cunoscute atunci când se alege o anumită metodă numerică pentru rezolvarea unei probleme concrete [56].

Metoda diferențelor finite.

Prima problemă care se pune în legătură cu găsirea soluțiilor ecuațiilor care descriu fenomenele de transfer de căldură este aceea de a le pune sub o formă care să permită rezolvarea numerică, adică o formă care să poată fi manipulată de un calculator electronic. Pentru aceasta, domeniul în care se analizează desfășurarea fenomenului nu se consideră ca un mediu continuu, ci ca o mulțime finită de puncte, formând nodurile unei rețele.

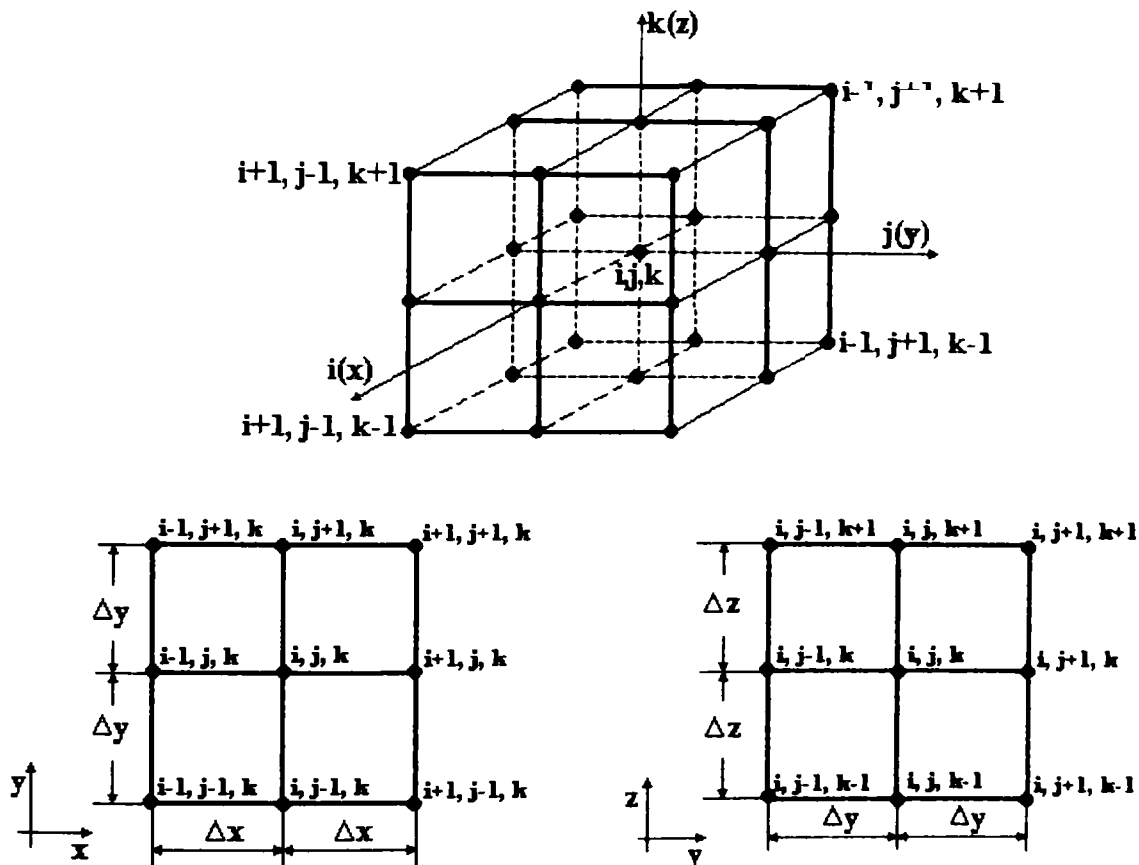


Fig. 3.7. Rețeaua tridimensională

Procedeu de a transforma ecuațiile cu derivate parțiale într-o formă cu diferențe finite constă în dezvoltarea lor în serie Taylor, în jurul punctelor care formează nodurile rețelei, trunchiată în funcție de ordinul derivatei care trebuie exprimată [56]. Cu alte cuvinte, sistemul de ecuații diferențiale cu derivate parțiale, valabil pentru orice punct al domeniului de analiză, se transformă într-un sistem de ecuații algebrice, valabile numai pentru anumite puncte ale domeniului, puncte ce definesc rețeaua de discretizare a modelului [79].

În figura 3.7. este prezentată o rețea care acoperă un domeniu tridimensional. Liniile acestei rețele se numerează în ordine crescătoare, în cele trei direcții, poziția fiecărui punct în rețea fiind precizată de o anumită combinație (i, j, k) reprezentând numerele liniilor la intersecția

căroră se găsește nodul respectiv. Pasul rețelei într-o anumită direcție poate fi constant sau variabil. De asemenea, în raport cu cele trei direcții, rețeaua poate avea același pas sau pași diferiți.

În general, pentru simplitate, se consideră pași egali ai rețelei în toate direcțiile. Acolo unde apar gradienti mari ai câmpurilor de parametri (gradienti mari de temperatură) rețeaua trebuie să aibă pasul mult mai fin decât în restul domeniului. Cu cât pasul unei rețele este mai mic precizia calculului crește, dar, în același timp, se mărește și necesarul de memorie, motiv pentru care trebuie căutat un optim între cheltuielile legate de utilizarea calculatorului și precizia obținută.

În rezolvarea problemelor de transfer de căldură prin conducție se preferă rețele cu pas constant și egal în toate direcțiile. Alegerea rețelei este foarte importantă pentru a se realiza o discretizare care să conducă la o precizie acceptabilă. În afara recomandărilor generale menționate, nu pot fi date, însă, "rețete", alegerea convenabilă a rețelei depinzând de experiența celui care utilizează această metodă.

O funcție continuă și derivabilă, $\varphi(x,y,z)$ se poate dezvolta în serie Taylor în vecinătatea unui punct, pe una din direcțiile x, y , sau z . Considerând direcția x , formulele dezvoltării în serie sunt [56]:

$$\varphi(x + \Delta x, y, z) = \varphi(x, y, z) + \frac{\partial \varphi(x, y, z)}{\partial x} \cdot \Delta x + \frac{1}{2!} \cdot \frac{\partial^2 \varphi(x, y, z)}{\partial x^2} \cdot \Delta x^2 + \frac{1}{3!} \cdot \frac{\partial^3 \varphi(x, y, z)}{\partial x^3} \cdot \Delta x^3 + \dots \quad (3.46)$$

$$\varphi(x - \Delta x, y, z) = \varphi(x, y, z) - \frac{\partial \varphi(x, y, z)}{\partial x} \cdot \Delta x + \frac{1}{2!} \cdot \frac{\partial^2 \varphi(x, y, z)}{\partial x^2} \cdot \Delta x^2 - \frac{1}{3!} \cdot \frac{\partial^3 \varphi(x, y, z)}{\partial x^3} \cdot \Delta x^3 + \dots, \quad (3.47)$$

după cum dezvoltarea se face ascendent (în sensul axei) - (3.46) sau descendent (în sens invers axei) - (3.47).

În mod similar se pot scrie expresiile dezvoltării în serie și după celelalte direcții. Prin truncherea corespunzătoare a acestor serii, derivatele se pot exprima în funcție de valorile funcției considerate în punctele (x,y,z) și $(x \pm \Delta x, y \pm \Delta y, z \pm \Delta z)$.

3.2.1.1 Aproximarea prin diferențe ascendente

Dacă din ecuația (3.46) se înlătură termenii începând de la ordinul doi, se obține în jurul nodului (i,j,k) din rețea, în direcția $i(x)$, expresia:

$$\varphi_{i+1,j,k} = \varphi_{i,j,k} + \left(\frac{\partial \varphi}{\partial x} \right)_{i,j,k} \cdot (x_{i+1} - x_i) = \varphi_{i,j,k} + \left(\frac{\partial \varphi}{\partial x} \right)_{i,j,k} \cdot \Delta x \quad (3.48)$$

de unde, derivata $\frac{\partial \varphi}{\partial x}$ se explicitază sub forma:

$$\left(\frac{\partial \varphi}{\partial x} \right)_{i,j,k} = \frac{\varphi_{i+1,j,k} - \varphi_{i,j,k}}{x_{i+1} - x_i} = \frac{\varphi_{i+1,j,k} - \varphi_{i,j,k}}{\Delta x} \quad (3.49)$$

În mod similar, în raport cu celelalte direcții, derivatele de ordinul întâi se exprimă astfel:

$$\left(\frac{\partial \varphi}{\partial y} \right)_{i,j,k} = \frac{\varphi_{i,j+1,k} - \varphi_{i,j,k}}{\Delta y}; \quad \left(\frac{\partial \varphi}{\partial z} \right)_{i,j,k} = \frac{\varphi_{i,j,k+1} - \varphi_{i,j,k}}{\Delta z} \quad (3.50)$$

Erorile de trunchere sunt de ordinul întâi și au ordinul de mărime $\Delta x, \Delta y$, respectiv Δz .

3.2.1.2 Aproximarea prin diferențe descendente

Dacă din ecuația (3.47) se înlătură termenii începând de la ordinul doi, se obține în jurul nodului (i,j,k) din rețea, în direcția i(x), expresia:

$$\varphi_{i-1,j,k} = \varphi_{i,j,k} - \left(\frac{\partial \varphi}{\partial x} \right)_{i,j,k} \cdot (x_i - x_{i-1}) = \varphi_{i,j,k} - \left(\frac{\partial \varphi}{\partial x} \right)_{i,j,k} \cdot \Delta x \quad (3.51)$$

de unde derivata $\frac{\partial \varphi}{\partial x}$ se explicitează sub forma:

$$\left(\frac{\partial \varphi}{\partial x} \right)_{i,j,k} = \frac{\varphi_{i,j,k} - \varphi_{i-1,j,k}}{x_i - x_{i-1}} = \frac{\varphi_{i,j,k} - \varphi_{i-1,j,k}}{\Delta x} \quad (3.52)$$

În mod similar, în raport cu celelalte direcții, derivatele de ordinul întâi se exprimă:

$$\left(\frac{\partial \varphi}{\partial y} \right)_{i,j,k} = \frac{\varphi_{i,j,k} - \varphi_{i,j-1,k}}{\Delta y}; \quad \left(\frac{\partial \varphi}{\partial z} \right)_{i,j,k} = \frac{\varphi_{i,j,k} - \varphi_{i,j,k-1}}{\Delta z} \quad (3.53)$$

Erorile de trunchere sunt și aici de ordinul de mărime Δx , Δy , respectiv Δz .

3.2.1.3 Aproximarea prin diferențe centrate

Aproximarea prin diferențe ascendente sau descendente permite explicitarea derivatelor de ordinul întâi în raport cu valorile funcției în nodurile rețelei situate fie de o parte, fie de cealaltă a nodului considerat (i,j,k). Se pot exprima și derivatele de ordinul doi, dar într-o formă neconvenabilă și nesatisfăcătoare în ceea ce privește precizia.

Aproximarea prin diferențe centrate permite stabilirea expresiilor derivatelor parțiale de ordinul întâi și doi în funcție de valorile situate de o parte și de alta a nodului considerat, cu o precizie superioară aproximării prin diferențe ascendente sau descendente.

Prin scăderea expresiilor (3.46) și (3.47) se obține, pentru direcția x:

$$\varphi(x + \Delta x, y, z) - \varphi(x - \Delta x, y, z) = 2 \cdot \left[\frac{\partial \varphi(x, y, z)}{\partial x} \cdot \Delta x + \frac{1}{3!} \cdot \frac{\partial^3 \varphi(x, y, z)}{\partial x^3} \cdot \Delta x^3 + \dots \right] \quad (3.54)$$

Înlăturând termenii de ordinul trei în sus, se obține în jurul nodului (i,j,k) din rețea expresia:

$$\varphi_{i+1,j,k} - \varphi_{i-1,j,k} = 2 \cdot \Delta x \cdot \left(\frac{\partial \varphi}{\partial x} \right)_{i,j,k} \quad (3.55)$$

de unde derivata $\frac{\partial \varphi}{\partial x}$ se explicitează sub forma:

$$\left(\frac{\partial \varphi}{\partial x} \right)_{i,j,k} = \frac{\varphi_{i+1,j,k} - \varphi_{i-1,j,k}}{2 \cdot \Delta x} \quad (3.56)$$

În mod similar, în raport cu celelalte direcții, derivatele de ordinul întâi se exprimă:

$$\left(\frac{\partial \varphi}{\partial y} \right)_{i,j,k} = \frac{\varphi_{i,j+1,k} - \varphi_{i,j-1,k}}{2 \cdot \Delta y}; \quad \left(\frac{\partial \varphi}{\partial z} \right)_{i,j,k} = \frac{\varphi_{i,j,k+1} - \varphi_{i,j,k-1}}{2 \cdot \Delta z} \quad (3.57)$$

Prin adunarea expresiilor (3.1) și (3.2) se obține, pentru direcția x:

$$\begin{aligned} & \varphi(x + \Delta x, y, z) + \varphi(x - \Delta x, y, z) = \\ & = 2 \cdot \left[\varphi(x, y, z) + \frac{1}{2!} \cdot \frac{\partial^2 \varphi(x, y, z)}{\partial x^2} \cdot \Delta x^2 + \frac{1}{4!} \cdot \frac{\partial^4 \varphi(x, y, z)}{\partial x^4} \cdot \Delta x^4 + \dots \right] \end{aligned} \quad (3.58)$$

Înlăturând termenii de la ordinul patru în sus, se obține:

$$\varphi_{i+1,j,k} + \varphi_{i-1,j,k} = 2 \cdot \varphi_{i,j,k} + \left(\frac{\partial^2 \varphi}{\partial x^2} \right)_{i,j,k} \cdot \Delta x^2 \quad (3.59)$$

de unde derivata $\frac{\partial^2 \varphi}{\partial x^2}$ se explicită sub forma:

$$\left(\frac{\partial^2 \varphi}{\partial x^2} \right)_{i,j,k} = \frac{\varphi_{i+1,j,k} - 2 \cdot \varphi_{i,j,k} + \varphi_{i-1,j,k}}{\Delta x^2} \quad (3.60)$$

În mod similar pentru celelalte direcții:

$$\left(\frac{\partial^2 \varphi}{\partial y^2} \right)_{i,j,k} = \frac{\varphi_{i,j+1,k} - 2 \cdot \varphi_{i,j,k} + \varphi_{i,j-1,k}}{\Delta y^2}; \quad (3.61)$$

$$\left(\frac{\partial^2 \varphi}{\partial z^2} \right)_{i,j,k} = \frac{\varphi_{i,j,k+1} - 2 \cdot \varphi_{i,j,k} + \varphi_{i,j,k-1}}{\Delta z^2}$$

Dezvoltând funcția φ în serie Taylor, simultan după două direcții, în intervalele $x \pm \Delta x$ și $y \pm \Delta y$, $y \pm \Delta y$ și $z \pm \Delta z$, $x \pm \Delta x$ și $z \pm \Delta z$ se pot stabili expresiile cu diferențe finite și pentru derivatele mixte de ordinul doi $\frac{\partial^2 \varphi}{\partial x \partial y}$, $\frac{\partial^2 \varphi}{\partial y \partial z}$ și $\frac{\partial^2 \varphi}{\partial x \partial z}$:

$$\begin{aligned} \left(\frac{\partial^2 \varphi}{\partial x \partial y} \right)_{i,j,k} &= \frac{\varphi_{i+1,j+1,k} - \varphi_{i+1,j-1,k} + \varphi_{i-1,j-1,k} - \varphi_{i-1,j+1,k}}{4 \cdot \Delta x \cdot \Delta y} \\ \left(\frac{\partial^2 \varphi}{\partial y \partial z} \right)_{i,j,k} &= \frac{\varphi_{i,j+1,k+1} - \varphi_{i,j+1,k-1} + \varphi_{i,j-1,k-1} - \varphi_{i,j-1,k+1}}{4 \cdot \Delta y \cdot \Delta z} \\ \left(\frac{\partial^2 \varphi}{\partial x \partial z} \right)_{i,j,k} &= \frac{\varphi_{i+1,j,k+1} - \varphi_{i+1,j,k-1} + \varphi_{i-1,j,k-1} - \varphi_{i-1,j,k+1}}{4 \cdot \Delta x \cdot \Delta z} \end{aligned} \quad (3.62)$$

Aproximarea prin diferențe centrate constituie modul uzual de discretizare, deoarece permite exprimarea tuturor derivatelor parțiale de ordinul întâi și doi, în raport cu valorile funcției din nodurile situate în jurul celui considerat (i,j,k) , cu o eroare de discretizare mai mică decât $(\Delta x)^2$.

Dezavantajul principal al metodei cu *diferențe finite* îl constituie utilizarea unei *rețele rectangulare* de discretizare a domeniului de analiză. Deci folosirea ei pe domenii cu contururi sau suprafețe curbe introduce o serie de dificultăți și de artificii de calcul. Totodată apar numeroase probleme de stabilitate și de convergență a soluțiilor, fapt ce impune determinarea condițiilor specifice - pentru fiecare clasă de probleme - de apariție și, respectiv, de evitare a lor [79].

3.2.2. Modelul numeric cu diferențe finite al procesului solidificării cilindrilor bimetalici

3.2.2.1. Considerații teoretice

a) Cazul regimului nestaționar tridimensional

Această metodă se bazează pe transformarea ecuației diferențiale a transmiterii căldurii în ecuații cu diferențe finite.

Ecuația diferențială a transmiterii căldurii după cele trei axe are forma:

$$\frac{\partial t}{\partial \tau} = a \cdot \nabla^2 t \quad (3.63)$$

unde:

- t este temperatura, [°C];
- τ – timpul, [s];
- a – difuzivitatea termică, [m²/s];
- ∇^2 - operatorul lui Laplace (laplacian).

Deoarece modelul matematic va avea simetrie axială, se va folosi un sistem de coordonate cilindrice. Laplacianul scalar în coordonate cilindrice este:

$$\nabla^2 t = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(\frac{\partial t}{\partial r} \right) + \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2 t}{\partial \varphi^2} + \frac{\partial^2 t}{\partial z^2} \quad (3.64a)$$

sau:

$$\nabla^2 t = \frac{\partial^2 t}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial t}{\partial r} + \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2 t}{\partial \varphi^2} + \frac{\partial^2 t}{\partial z^2} \quad (3.64b)$$

Dacă se neglijează transmiterea de căldură pe direcția normală la rază (φ), relația devine:

$$\frac{\partial t}{\partial \tau} = a \cdot \left(\frac{\partial^2 t}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial t}{\partial r} + \frac{\partial^2 t}{\partial z^2} \right) \quad (3.65)$$

Având în vedere dependența conductivității termice λ de temperatură, se introduce o temperatură redusă care să includă această variație:

$$\Phi = \int_{t_0}^t \frac{\lambda}{\lambda_0} dt, \quad (3.66)$$

unde λ și λ_0 sunt conductivitățile termice la temperatura t și la o temperatură arbitrară t_0 . Astfel:

$$\frac{\partial \Phi}{\partial \tau} = a(\Phi) \cdot \left(\frac{\partial^2 \Phi}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial \Phi}{\partial r} + \frac{\partial^2 \Phi}{\partial z^2} \right) \quad (3.67)$$

$$\frac{\partial \Phi}{\partial t} \cdot \frac{\partial t}{\partial \tau} \cdot \frac{\rho \cdot c}{\lambda} = \frac{\partial^2 \Phi}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial \Phi}{\partial r} + \frac{\partial^2 \Phi}{\partial z^2} \quad (3.68)$$

$$\frac{\lambda}{\lambda_0} \cdot \frac{\partial t}{\partial \tau} \cdot \frac{\partial H}{\partial t} \cdot \frac{\rho}{\lambda} = \frac{\partial^2 \Phi}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial \Phi}{\partial r} + \frac{\partial^2 \Phi}{\partial z^2} \quad (3.69)$$

$$\frac{\partial H}{\partial \tau} = \frac{\lambda_0}{\rho} \cdot \left(\frac{\partial^2 \Phi}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial \Phi}{\partial r} + \frac{\partial^2 \Phi}{\partial z^2} \right) \quad (3.70)$$

Ultima relație este avantajoasă pentru că face posibil calculul direct al conținutului de căldură (entalpia H), care include în faza lichidă și căldura latentă. S-au folosit relațiile pentru difuzivitatea termică $a = \frac{\lambda}{\rho \cdot c}$ și căldura specifică $c = \frac{\partial H}{\partial t}$.

Pentru a transforma relația (3.69) într-o ecuație cu diferențe finite, se exprimă temperatura unui punct (i, j) în funcție de temperatura punctelor vecine. Se consideră pentru început cazul din figura 3.8, adică un punct din interior.

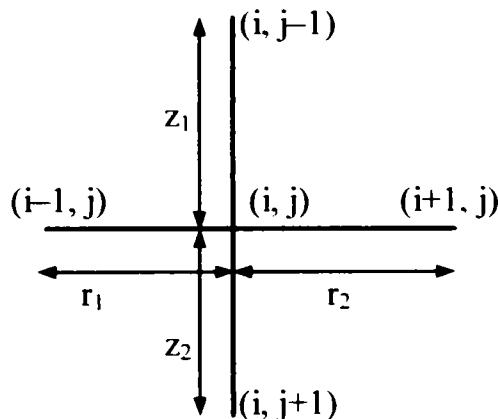


Fig. 3.8. Nod în interior

Valorile i-1, i, i+1 se referă la axa r; j-1, j, j+1 la axa z, iar k și k+1 la succesiunea în timp. Dacă se dezvoltă funcția $\Phi = f(r, z)$ în serie Taylor față de r și se neglijează termenii superiori, începând cu ordinul trei, se obține:

$$\Phi_{i-1,j,k} = \Phi_{i,j,k} - \frac{r_1}{1!} \cdot \frac{\partial \Phi_{i,j,k}}{\partial r} + \frac{r_1^2}{2!} \cdot \frac{\partial^2 \Phi_{i,j,k}}{\partial r^2} \quad (3.71)$$

și

$$\Phi_{i+1,j,k} = \Phi_{i,j,k} + \frac{r_2}{1!} \cdot \frac{\partial \Phi_{i,j,k}}{\partial r} + \frac{r_2^2}{2!} \cdot \frac{\partial^2 \Phi_{i,j,k}}{\partial r^2}, \quad (3.72)$$

de unde rezultă prima derivată:

$$r_2^2 \Phi_{i-1,j,k} - r_1^2 \Phi_{i+1,j,k} = (r_2^2 + r_1^2) \Phi_{i,j,k} - r_1 r_2 (r_1 + r_2) \cdot \frac{\partial \Phi_{i,j,k}}{\partial r} \quad (3.73)$$

$$\frac{\partial \Phi_{i,j,k}}{\partial r} = \frac{1}{r_1 r_2 (r_1 + r_2)} \cdot [r_1 \Phi_{i+1,j,k} - r_2 \Phi_{i-1,j,k} + (r_2^2 + r_1^2) \Phi_{i,j,k}] \quad (3.73)$$

și a doua:

$$r_2 \Phi_{i-1,j,k} + r_1 \Phi_{i+1,j,k} = (r_1 + r_2) \Phi_{i,j,k} + \frac{r_2 r_1^2 + r_1 r_2^2}{2} \cdot \frac{\partial^2 \Phi_{i,j,k}}{\partial r^2} \quad (3.75)$$

$$\frac{\partial^2 \Phi_{i,j,k}}{\partial r^2} = \frac{2}{r_1 r_2 (r_1 + r_2)} \cdot [r_2 \Phi_{i-1,j,k} + r_1 \Phi_{i+1,j,k} - (r_1 + r_2) \Phi_{i,j,k}]. \quad (3.76)$$

În cazul distribuției omogene a punctelor de discretizare ($r_1 = r_2 = r$), cele două derivate se obțin astfel:

$$\frac{\partial \Phi_{i,j,k}}{\partial r} = \frac{\Phi_{i+1,j,k} - \Phi_{i-1,j,k}}{2 \cdot r} \quad (3.77)$$

$$\frac{\partial^2 \Phi_{i,j,k}}{\partial r^2} = \frac{\Phi_{i-1,j,k} + \Phi_{i+1,j,k} - 2 \cdot \Phi_{i,j,k}}{r^2} \quad (3.78)$$

Pentru axa z se procedează identic și se obține derivata a doua:

$$\frac{\partial^2 \Phi_{i,j,k}}{\partial z^2} = \frac{2}{z_1 z_2 (z_1 + z_2)} \cdot [z_2 \Phi_{i,j-1,k} + z_1 \Phi_{i,j+1,k} - (z_1 + z_2) \Phi_{i,j,k}] \quad (3.79)$$

respectiv pentru distribuție omogenă ($z_1 = z_2 = z$):

$$\frac{\partial^2 \Phi_{i,j,k}}{\partial z^2} = \frac{\Phi_{i,j-1,k} + \Phi_{i,j+1,k} - 2 \cdot \Phi_{i,j,k}}{z^2} \quad (3.80)$$

Variația de entalpie se exprimă sub formă de diferență finită:

$$\frac{\partial H}{\partial \tau} \cong \frac{H_{i,j,k+1} - H_{i,j,k}}{\tau_{k+1} - \tau_k} \quad (3.81)$$

Dacă se introduc relațiile (3.12), (3.14) și (3.17) în (3.8) se obține:

$$\begin{aligned} \frac{H_{i,j,k+1} - H_{i,j,k}}{\tau_{k+1} - \tau_k} = & \frac{2 \cdot \lambda_0}{\rho \cdot r_1 r_2 (r_1 + r_2)} \cdot [r_2 \Phi_{i-1,j,k} + r_1 \Phi_{i+1,j,k} - (r_1 + r_2) \Phi_{i,j,k}] + \\ & + \frac{\lambda_0}{\rho \cdot r_1 r_2 (r_1 + r_2)} \cdot [r_1 \Phi_{i+1,j,k} - r_2 \Phi_{i-1,j,k} + (r_2^2 + r_1^2) \Phi_{i,j,k}] + \\ & + \frac{2 \cdot \lambda_0}{\rho \cdot z_1 z_2 (z_1 + z_2)} \cdot [z_2 \Phi_{i,j-1,k} + z_1 \Phi_{i,j+1,k} - (z_1 + z_2) \Phi_{i,j,k}] \end{aligned} \quad (3.82)$$

În cazul în care distribuția punctelor de discretizare este omogenă de-a lungul axei z (caz frecvent utilizat) și notând $z_1 = z_2 = z$ se obține:

$$\begin{aligned} \frac{H_{i,j,k+1} - H_{i,j,k}}{\tau_{k+1} - \tau_k} = & \frac{2 \cdot \lambda_0}{\rho \cdot r_1 r_2 (r_1 + r_2)} \cdot [r_2 \Phi_{i-1,j,k} + r_1 \Phi_{i+1,j,k} - (r_1 + r_2) \Phi_{i,j,k}] + \\ & + \frac{\lambda_0}{\rho \cdot r_1 r_2 (r_1 + r_2)} \cdot [r_1 \Phi_{i+1,j,k} - r_2 \Phi_{i-1,j,k} + (r_2^2 + r_1^2) \Phi_{i,j,k}] + \\ & + \frac{\lambda_0}{\rho \cdot z^2} \cdot [\Phi_{i,j-1,k} + \Phi_{i,j+1,k} - 2 \Phi_{i,j,k}] \end{aligned} \quad (3.83)$$

Ecuția cu diferențe finite face posibilă determinarea variației de entalpie într-un interval de timp $\tau_{k+1} - \tau_k$, în funcție de temperatura punctelor vecine. Dacă se cunoaște distribuția inițială de temperaturi $\Phi_{i,j,0}$ (sau entalpii $H_{i,j,0}$), se poate determina, pe baza relației (3.83), distribuția de temperaturi după un interval dat, rezultând $\Phi_{i,j,1}$. Pe baza acestui rezultat se poate determina

distribuția de temperaturi $\Phi_{i,j,2}$ etc. Deci, printr-o metodă iterativă se poate determina evoluția distribuției de temperaturi în cursul răcirii și solidificării materialului.

Ecuția (3.83) este valabilă pentru un punct din interior. Pentru un punct situat pe o suprafață limită, ecuația (3.83) se modifică. Pentru punctele de pe suprafața de separație se scrie ecuația fluxului de căldură la suprafață:

$$W = -\lambda \cdot \frac{\partial \Phi_{i,j,k}}{\partial r} \quad (3.84)$$

unde $\Phi_{i,j,k}$ este temperatura la suprafață (limita considerată paralelă cu axa z). Expresia $\lambda \cdot \frac{\partial \Phi_{i,j,k}}{\partial r}$ se poate scrie sub formă de diferență finită în funcție de o temperatură $\Phi_{i+1,j,k}$ a unui punct imaginar situat la distanța $r = r_1$ (pentru simplificare) de suprafață. Fluxul de căldură prin suprafață trebuie să fie:

$$W = \frac{\lambda_0}{2r} \cdot (\Phi_{i-1,j,k} - \Phi_{i+1,j,k}), \quad (3.85)$$

de unde:

$$\Phi_{i+1,j,k} = \Phi_{i-1,j,k} - \frac{2r}{\lambda_0} \cdot W. \quad (3.86)$$

Relațiile (3.77) și (3.78) devin:

$$\frac{\partial \Phi_{i,j,k}}{\partial r} = -\frac{W}{\lambda_0} \quad (3.87)$$

$$\frac{\partial^2 \Phi_{i,j,k}}{\partial r^2} = \frac{2}{r^2} \cdot \left[\Phi_{i-1,j,k} - \frac{r}{\lambda_0} W - \Phi_{i,j,k} \right], \quad (3.89)$$

iar (3.83)

$$\begin{aligned} \frac{H_{i,j,k+1} - H_{i,j,k}}{\tau_{k+1} - \tau_k} &= \frac{2 \cdot \lambda_0}{\rho \cdot r^2} \cdot \left[\Phi_{i-1,j,k} - \frac{r}{\lambda_0} W - \Phi_{i,j,k} \right] - \frac{W}{\rho} + \\ &+ \frac{\lambda_0}{\rho \cdot z^2} \cdot \left[\Phi_{i,j-1,k} + \Phi_{i,j+1,k} - 2\Phi_{i,j,k} \right] \end{aligned} \quad (3.90)$$

b) Criteriul de stabilitate a ecuațiilor cu diferențe finite

Una din problemele critice ale aplicării prin iterație a ecuației cu diferențe finite este asigurarea stabilității și acurateții soluției în cursul integrării. Pentru a asigura stabilitatea soluției, adică pentru a împiedica oscilația soluției în cursul integrării, intervalul de timp între iterații și dimensiunile rețelei trebuie alese în conformitate cu criteriile de stabilitate deduse. Acuratețea soluției, adică concordanța cât mai bună cu soluția analitică este de asemenea de dorit. Aceasta depinde de forma ecuației cu diferențe finite și de desimea rețelei.

În concluzie, desimea rețelei se stabilește pornind de la necesitatea găsirii unei rezolvări a următoarei contradicții: pe de o parte, folosirea unei rețele mai dese mărește precizia modelului

(eroarea introdusă prin ipoteza că suprafața adiacentă fiecărui nod are aceeași temperatură cu a nodului scade odată cu aria nodului rețelei) și, pe de altă parte, o rețea deasă mărește durata de efectuare a calculelor atât din cauza creșterii numărului de noduri, cât și a reducerii intervalelor de timp între iterații dictate de condițiile de stabilitate a soluției.

Din analiza stabilității ecuației cu diferențe finite se deduc următoarele criterii:

$$\text{în interior} \quad \Delta\tau \leq \frac{1}{2a \cdot \left[\frac{1}{r_1 r_2} + \frac{1}{z_1 z_2} \right]} \quad (3.91)$$

$$\text{pe margine} \quad \Delta\tau \leq \frac{1}{2a \cdot \left[\frac{1}{r_1 r_2} + \frac{1}{z^2} + \frac{W}{\lambda \cdot z} \right]} \quad (3.92)$$

Intervalul de timp ales reprezintă de fapt timpul în care procesul nestaționar al transmiterii căldurii este aproximat cu un proces staționar. Din această cauză, cu cât caracteristicile procesului real se abat mai puternic de la cele ale unui proces staționar, cu atât trebuie să fie mai mică durata iterației.

În relațiile (3.74), (3.76), (3.80), (3.83), (3.90) se observă că membrul drept depinde numai de mărimi cunoscute la momentul iterației k . Dacă notăm aceste expresii cu $G_{i,j,k}$ se obține:

$$\frac{H_{i,j,k+1} - H_{i,j,k}}{\tau_{k+1} - \tau_k} = G_{i,j,k} \quad (3.93)$$

Mărimea $G_{i,j,k}$ reprezintă de fapt viteza de variație a entalpiei punctului (i, j) în procesul considerat staționar care începe la momentul τ_k . Cu cât această mărime este mai mare în valoare absolută, cu atât procesul este mai nestaționar, iar intervalul de timp trebuie ales mai mic.

Soluția optimă constă în folosirea unui interval de timp variabil și limitarea variației entalpiei la o valoare fixată ΔH_{\max} . Astfel se obține:

$$\Delta\tau_k = \tau_{k+1} - \tau_k = \frac{\Delta H_{\max}}{\max_{(i,j) \in D} |G_{i,j,k}|}, \quad (3.94)$$

unde D este domeniul valorilor (i, j) .

Astfel, se obține un interval de timp mic atunci când variația entalpiei este mare (la turnare și solidificare) și un interval mare atunci când aproximarea cu un proces staționar este mai bună.

3.2.2.2. Modelul numeric bidimensional (cu diferențe finite) al solidificării cilindrului bimetalic

Se propune realizarea unui model de simulare numerică, folosind metoda diferențelor finite, a fenomenului de solidificare a unui cilindru bimetalic destinat laminării. În acest scop, domeniul de analiză, reprezentat de un mediu continuu (fig. 3.9), este transformat într-un mediu discontinuu (discret), format dintr-o rețea de puncte (rețea de discretizare), a cărei desime este dată de pașii aleși pentru fiecare axă de coordonate (figura 3.10). Temperatura în fiecare nod reprezintă temperatura medie a suprafeței adiacente nodului. În aceste noduri se scriu ecuațiile cu diferențe finite prezentate anterior.

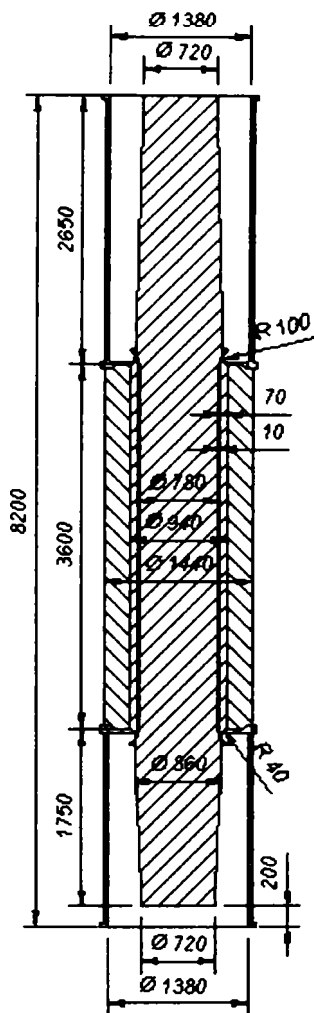
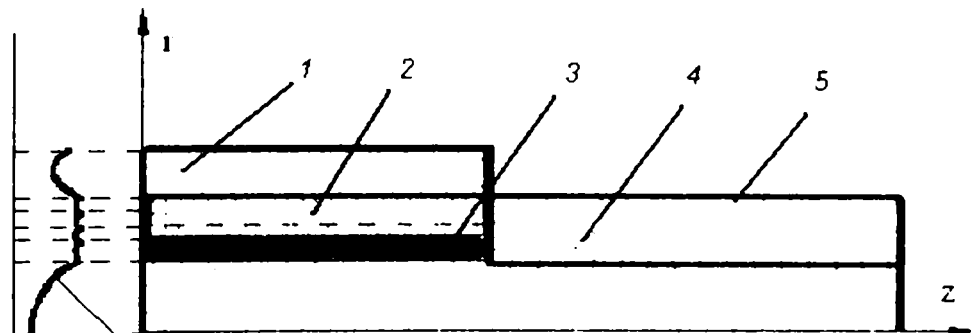


Fig. 3.9. Dimensiunile cilindrului brut turnat și ale ansamblului de turnare



Densitatea punctelor de discretizare pe axa Z

Fig. 3.10. Schema calitativă a sistemului termic folosit în simulare
1 - cochila; 2 - crusta dură; 3 - membrana-răcitor; 4 - miezul și fusul cilindrului; 5 - forma fusului.

Realizarea modelului numeric impune stabilirea unor ipoteze simplificatoare:

1. Se consideră că sistemul are simetrie axială perfectă (după axa Z). În consecință nu se va transmite căldură decât radial și vertical.
2. Deoarece cilindru are o formă complexă, aceasta se va simplifica, eliminând conicitățile și razele de racordare.
3. Se neglijează variația de densitate, deci de volum a materialelor ce formează sistemul.
4. Transmiterea căldurii de la suprafața cochilei și a ramelor spre mediul ambiant are loc prin convecție și radiație.
5. Se neglijează degajarea căldurii prin suprafața superioară a maseletei și cea inferioară a ramei fusului inferior a cilindrului.

6. Transmiterea căldurii prin suprafețele de separație (miez – membrană – crustă dură – cochilă) are loc numai prin conducție.
7. Degajarea căldurii latente de topire se face în intervalul lichidus-solidus, proporțional cu temperatura.

Ca urmare a ipotezelor considerate, sistemul este simetric față de axa longitudinală a cilindrului. Sistemul de axe va avea originea la baza cilindrului, iar calculele se vor efectua numai pentru valorile r și z pozitive.

Deoarece transmiterea căldurii pe axa z nu este foarte importantă, se poate considera pentru această axă o distribuție omogenă a punctelor rețelei de discretizare, ceea ce conduce la o simplificare importantă a formulelor de calcul. Pentru axa r însă, acest lucru nu este posibil decât dacă se folosește o densitate foarte mare a punctelor.

Pentru a evita acest lucru – care conduce la un timp de calcul foarte mare – se poate folosi o distribuție neuniformă a punctelor de discretizare de-a lungul razei. Deoarece este important ca pe suprafețele de separare să fie puncte de discretizare, se va împărți raza în 6 intervale, fiecare având o distribuție proprie. Aceasta trebuie să fie mai densă în apropierea suprafețelor. Se face precizarea că axa de simetrie nu este o suprafață de separare, acolo densitatea poate fi minimă.

Fluxul de căldură degajat în mediul ambiant se calculează cu legea Stefan-Boltzmann (pentru radiație, primul termen). Al doilea termen exprimă pierderea de căldură prin convecție:

$$W = \sigma \cdot \varepsilon_S \cdot (T_S^4 - T_A^4) + K \cdot (T_S - T_A)^{1,25} \quad (3.95)$$

unde:

- T_S este temperatura absolută a suprafeței, [K];
- T_A – temperatura absolută a mediului ambiant, [K];
- σ – constanta Stefan-Boltzmann $\sigma = 5,66961 \cdot 10^{-8}$, $W/(m^2 \cdot K^4)$;
- ε_S – gradul de negreală al suprafeței (sau factorul energetic de emisie);
- K – constantă de convecție

Pentru a implementa un algoritm care să urmeze modelul descris, avem nevoie de următoarele date inițiale:

- Temperatura ambiantă $t_a = 20$ °C.
- Temperatura de turnare a fontei primare $t_{II} = 1370$ °C, iar a celei secundare $t_{III} = 1340$ °C
- Temperatura inițială a cochilei $t_c = 250$ °C.
- Dimensiunile geometrice ale sistemului (diametrul și lungimea totală a ansamblului de turnare) $\phi 1440 \times 8200$ mm.
- Numărul nodurilor după cele două axe.
- Valorile conductivității termice ale fontei în funcție de temperatură – figura 3.11.
- Valorile entalpiei fontei în funcție de temperatură. Această dependență funcțională trebuie să includă căldura latentă de topire – figura 3.13.
- Constanta de convecție K – relația (3.95).
- Condiția de oprire a desfășurării algoritmului. Aceasta poate fi: oprire manuală, după un anumit timp, sau la o temperatură minimă, medie sau maximă a cilindrului specificată.
- Maximul variației entalpiei la o iterație 10 J/Kg.

Relația (3.83) permite calculul entalpiei unui nod în funcție de entalpia aceluiași nod la momentul precedent și temperaturile reduse ale nodului respectiv și a celor adiacente. Pentru a

continua iterarea, avem nevoie să deducem temperatura din entalpie, apoi temperatura redusă din temperatură. La o iterație, avem nevoie de următoarele transformări:

$$\dots \rightarrow \Phi \rightarrow H \rightarrow t \rightarrow \Phi \rightarrow \dots$$

Pentru a efectua calculele, avem nevoie de dependențele funcționale $\lambda(t)$, $\Phi(t)$, $t(\Phi)$, $H(t)$ și $t(H)$. Acestea trebuie să fie suficient de precise, dar și să fie executate rapid de către calculator. De exemplu, dacă avem o rețea de 100×50 noduri și un număr de 150.000 iterații (situație obișnuită), aceste funcții vor fi calculate de 750.000.000 ori. Rezultă de aici că aceste funcții sunt critice din punctul de vedere al timpului de execuție.

Graficele și tabelele următoare corespund mărcii de fontă FDId 2 (fontă cu structură indefinită, din clasa 2 de duritate: 69 și 75 HSh).

Conductivitatea termică a fontei este dată în literatură sub formă de tabele sau grafice. Reprezentând grafic o astfel de dependență, se observă ca ea poate fi aproximată foarte bine printr-o funcție pe două intervale: un arc de parabolă până la o temperatură ($t_{cr} = 768 \text{ }^\circ\text{C}$, este temperatura punctului Curie), și o valoare constantă peste această temperatură. Funcția are forma:

$$\lambda(t) = \begin{cases} a \cdot t^2 + b \cdot t + c, & t \leq t_{cr} \\ \lambda_{cr}, & t > t_{cr} \end{cases}, \quad (3.96)$$

unde, pentru a asigura continuitatea funcției în punctul $t = t_{cr}$ se calculează λ_{cr} cu:

$$\lambda_{cr} = a \cdot t_{cr}^2 + b \cdot t_{cr} + c. \quad (3.97)$$

Parabola este un polinom de regresie de ordinul 2, ai cărui coeficienți sunt calculați prin metoda celor mai mici pătrate. Valorile obținute sunt:

$$a = -3,325347756276 \cdot 10^{-5}$$

$$b = -8,628845527225 \cdot 10^{-3}$$

$$c = 5,0928618576856$$

În tabelul 3.2 se prezintă valorile experimentale [92] [140] și cele approximate prin această metodă, iar în figura 3.11, sub formă grafică, se prezintă variația conductivității termice în funcție de temperatură.

Variația conductivității termice în funcție de temperatură

Tabelul 3.2

T [°C]	λ [W/m°C] experimental	λ [W/m°C] aproximat
20	50,66	50,743
200	48,13	47,873
400	41,85	42,157
600	33,95	33,780
800	24,65	24,688
1000	24,65	24,688

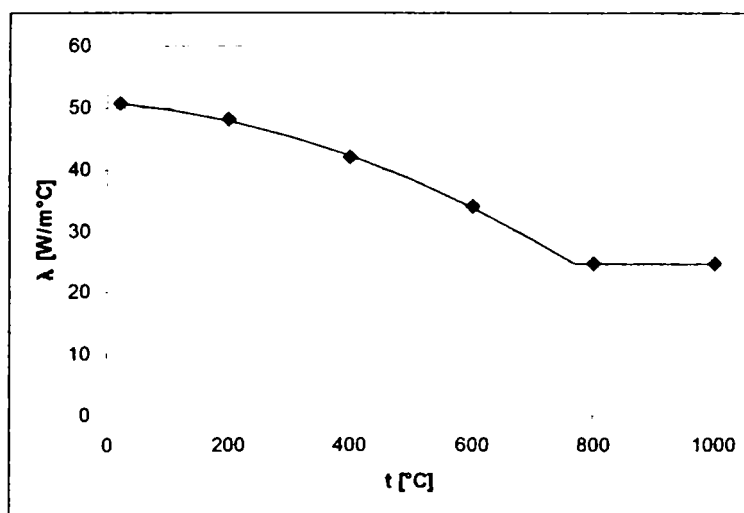


Fig. 3.11. Variația aproximativă a conductivității termice λ cu temperatura

Faptul că $\lambda(t)$ are forma dată de (3.96), ușurează mult calculul integralei ce redă temperatura redusă:

$$\Phi(t) = \int_{t_0}^t \frac{\lambda}{\lambda_0} dt, \quad (3.98)$$

deoarece se poate aplica o metodă analitică. Pentru simplificare (amintim că t_0 este ales arbitrar, iar $\lambda_0 = \lambda(t_0)$), alegem $t_0 = 0^\circ\text{C}$. Deoarece $\lambda_0 = \lambda(0) = c$, relația (3.98) devine:

$$\Phi(t) = \frac{1}{c} \cdot \int_{t_0}^t \lambda(t) dt = \begin{cases} \frac{a}{3c} t^3 + \frac{b}{2c} t^2 + t, & t \leq t_{cr} \\ \frac{a}{3c} t_{cr}^3 + \frac{b}{2c} t_{cr}^2 + t_{cr} + (t - t_{cr}) \frac{\lambda_{cr}}{c}, & t > t_{cr} \end{cases} \quad (3.99)$$

sau:

$$\Phi(t) = \begin{cases} t \left(\frac{a}{3c} t^2 + \frac{b}{2c} t + 1 \right), & t \leq t_{cr} \\ t \frac{\lambda_{cr}}{c} + t_{cr} \left(\frac{a}{3c} t_{cr}^2 + \frac{b}{2c} t_{cr} + 1 - \frac{\lambda_{cr}}{c} \right), & t > t_{cr} \end{cases} \quad (3.100)$$

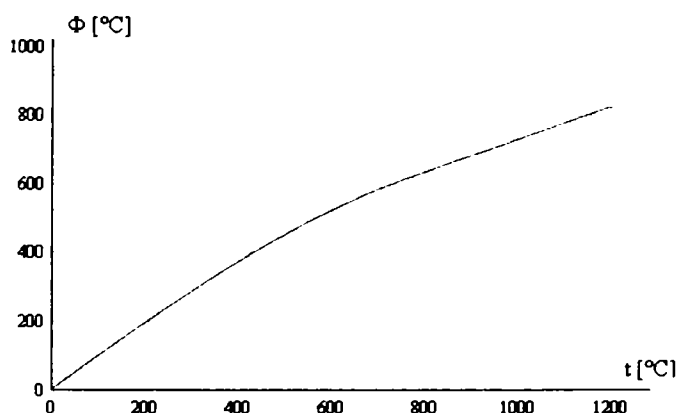


Fig. 3.11 – Dependența $\Phi(t)$

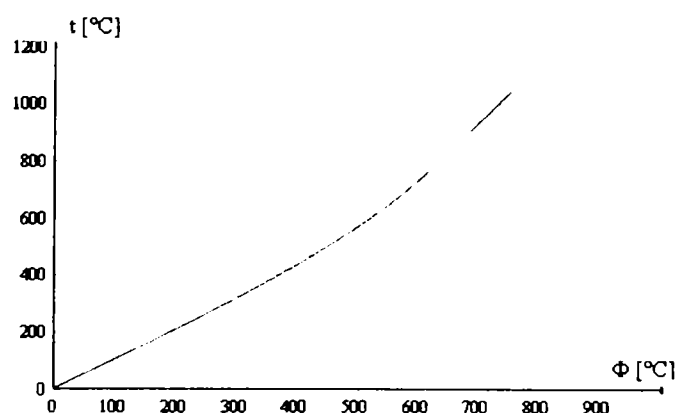


Fig 3.12 – Dependența $t(\Phi)$

Pentru calculul $t(\Phi)$ (are semnificație strict matematică, nu și fizică), se rezolvă ecuația de gradul I dacă $t > t_{cr}$, iar în cazul $t \leq t_{cr}$ se folosește metoda aproximațiilor succesive (metoda lui Newton).

Dependența entalpiei de temperatură $H(t)$ este dată în literatură sub formă tabelară sau grafică, dar numai pentru temperaturi inferioare punctului solidus. Pentru a continua și peste

aceasta avem nevoie de temperaturile solidus și lichidus, căldura latentă de topire a aliajelor și căldura specifică a topiturii.

În tabelul 3.3 sunt date valorile pentru H în funcție de temperatură. Ultimele 3 linii (cele scrise cursiv) au fost calculate pe baza mărimilor enumerate mai sus. Funcțiile H(t) și t(H) se obțin prin interpolare liniară.

Figurile 3.13 și 3.14 prezintă funcțiile H(t) și t(H) sub formă grafică.

Dependența entalpiei de temperatură

Tabelul 3.3

Nr.	t [°C]	H [kcal/kg]	H [kJ/kg]
0	100	11,2	46,88
1	200	22,6	94,59
2	300	36,2	151,52
3	400	49,9	208,86
4	500	64,3	269,13
5	600	82,0	343,21
6	700	101,0	422,74
7	800	130,8	547,46
8	900	148,1	619,87
9	1000	164,6	688,93
10	1100	181,7	760,51
11	1200	198,6	831,24
12	1300	207,5	868,49
13	1440	220,0	920,64
14	1500	284,0	1188,51
15	1600	310,6	1300,27

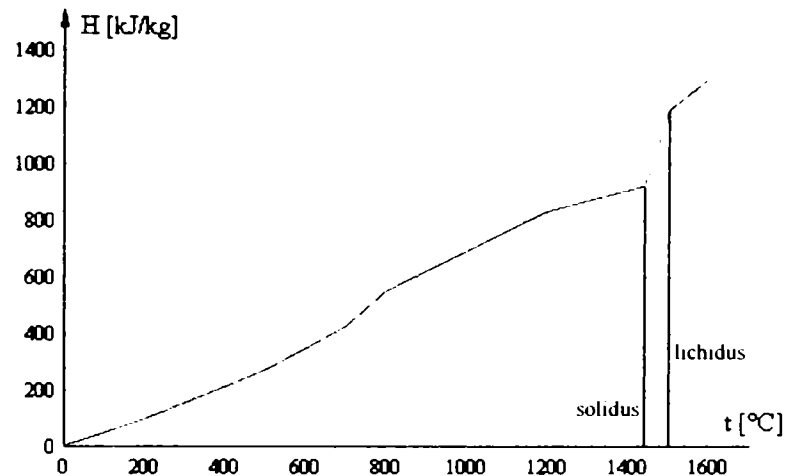


Fig 3.13. Dependența H(t)

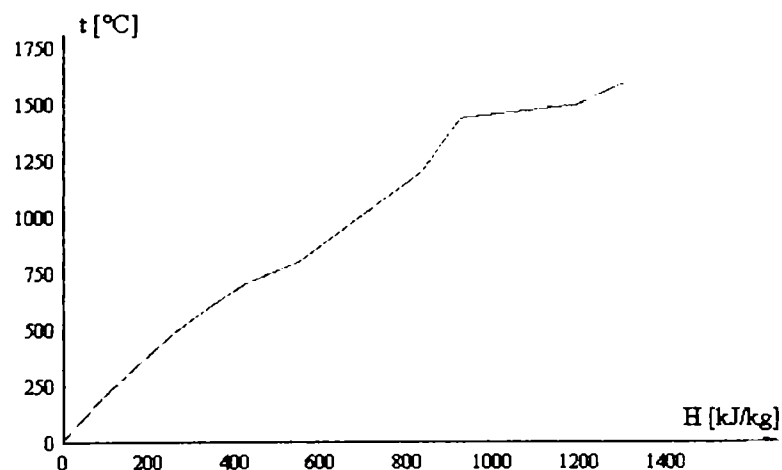


Fig 3.14. Dependența t(H)

3.2.2.3. Descrierea și funcționarea programului sursă pentru simularea câmpului termic

Deoarece se presupune că există o simetrie axială perfectă, rețeaua de discretizare a metodei diferențelor finite va acoperi numai un semiplan sprijinit pe axa cilindrului. Din geometria cilindrului se observă faptul că suprafețele de contact sunt mult mai mari de-a lungul axei z decât de-a lungul axei r iar înălțimea cilindrului este mult mai mare decât raza. De aici rezultă că este acceptabilă o distribuție uniformă a punctelor de discretizare pe axa z – ceea ce conduce la simplificarea considerabilă a calculelor – dar nu și pentru axa r. Deoarece fenomenele de transfer termic sunt foarte intense în apropierea suprafețelor de contact, densitatea punctelor de discretizare

trebuie să fie mai mare aici. Pentru a păstra timpul de calcul la o valoare rezonabilă se folosește o rețea neuniformă pe axa r , ceea ce conduce la un număr mai mic de puncte fără a afecta precizia calculelor.

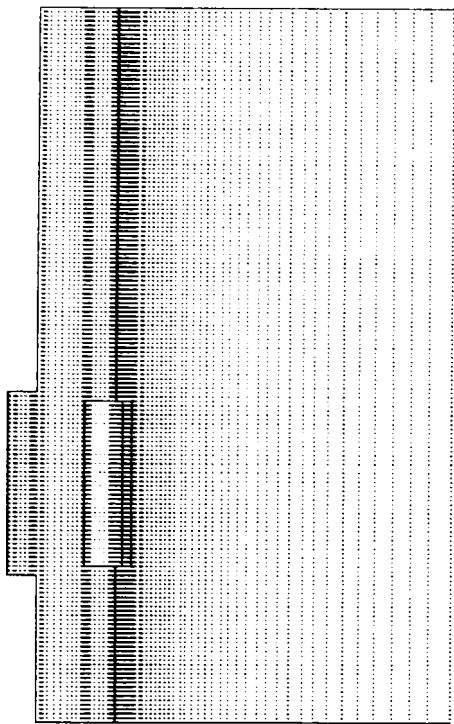


Fig 3.15 – Rețeaua de discretizare

Se poate remarca în figura 3.15 concentrarea punctelor de discretizare în apropierea suprafețelor de contact. Se face precizarea că aceasta nu este o figură la scară, înălțimea cilindrului este de 8 m iar raza de 0,57m. Proporțiile sunt păstrate numai de-a lungul celor două axe. Concentrarea este realizată prin intermediul unor funcții exponențiale și poate fi reglată din program.

Programul de calcul este realizat în limbajul C++ și funcționează sub platforme Win32 (adică Windows 95, 98, Me, NT4, 2000, XP – cu procesor Intel). Alegerea limbajului este motivată de faptul că programele compilate în C/C++ sunt cele mai rapide (cu excepția limbajului de asamblare, care este însă foarte greu de folosit) [86].

Pentru interfața grafică, programul folosește *Microsoft Foundation Classes* (MFC), o bibliotecă de clase care încapsulează funcționalitatea interfeței standard de

programare Windows (API – *Application Program Interface*). Funcțiile C standard (cum sunt **fopen()** sau **exit()**), care nu sunt parte din Windows API, necesită o altă bibliotecă: *MSVCRT* (*Microsoft Visual C Runtime*). Graficele tridimensionale sunt realizate cu implementarea Windows a specificației OpenGL (*Open Graphics Library*). Aceste biblioteci dinamice (MFC42.DLL, MSVCRT.DLL, OPENGL32.DLL și GLU32.DLL) sunt instalate implicit cu orice sistem de operare din cele menționate, cu excepția Windows 95 – unde trebuie instalate explicit.

Sursa programului are o construcție modulară și orientată pe obiecte. Un modul C++ constă în general dintr-o pereche de fișiere: unul cu extensia .H (de la *header* – antet) care conține declarații de funcții și/sau clase, fiind folosit la interfațarea cu celelalte module, și unul cu extensia .CPP (de la C++) care conține definiții (implementări ale funcțiilor și claselor declarate în header). Programul de față conține 28 astfel de module, însă numai 4 ## privesc în mod direct calculele și vor fi prezentate în anexă. Celelalte sunt auxiliare acestora sau implementează grafice, ferestre, dialoguri etc. [126].

Cele mai importante clase C++ implicate în procesul de simulare sunt:

– **Material** – conține descrierea unui material (fonta bogat aliată sau fontă cenuși nealiată). Această clasă implementează dependențele funcționale $\lambda(t)$, $\Phi(t)$, $t(\Phi)$ prin metode analitice și $H(t)$ și $t(H)$ prin interpolare liniară, așa cum s-a arătat în subcapitolul 3.2.2.2. Clasa dispune de metode pentru serializare (poate fi scrisă într-un fișier sau citită dintr-unul).

– **HeatFlowSequence** – această clasă realizează calculele corespunzătoare unei singure iterații. Constructorul acestei clase are ca argumente două referințe: una către clasa *MetalDataFile* (descrișă mai jos) care a creat-o și una către o altă instanță a *HeatFlowCalculator* care reprezintă momentul de timp precedent. Dacă această referință este invalidă (NULL), atunci este vorba de prima iterație, iar acțiunea va fi de a aplica valorile inițiale pentru T , Φ și H . Pentru a reduce la

minim necesitatea conversiilor între T , Φ și H , clasa conține trei matrici distincte corespunzătoare acestor mărimi în nodurile rețelei.

Toate calculele sunt realizate în virgulă mobilă dublă precizie, pentru a reduce erorile propagate. Acestea se datorează faptului că, deși precizia este destul de mare atât pentru simplă precizie (**float** – 32 biți, 8 zecimale) cât și în dublă precizie (**double** – 64 biți, 17 zecimale), simularea conduce la un șir foarte lung de valori care sunt calculate unele din altele.

După terminarea calculelor, numai temperaturile vor fi salvate în fișierul gestionat de `MetalDataFile` în simplă precizie – suficientă pentru construirea de grafice.

– **SequenceInterpolator** – deoarece clasele care implementează grafice au nevoie de funcții continue, iar temperatura unui nod este considerată media temperaturii suprafeței adiacente, este necesară interpolarea valorilor obținute prin calcul pentru a obține o funcție continuă. Această sarcină îi revine clasei `SequenceInterpolator`. Interpolarea este liniară și se realizează mai întâi după axa X și apoi după Y . Contrar aparențelor, rezultatul nu este o suprafață plană ci un hiperboloid mărginit de patru segmente de dreaptă pe care le atinge.

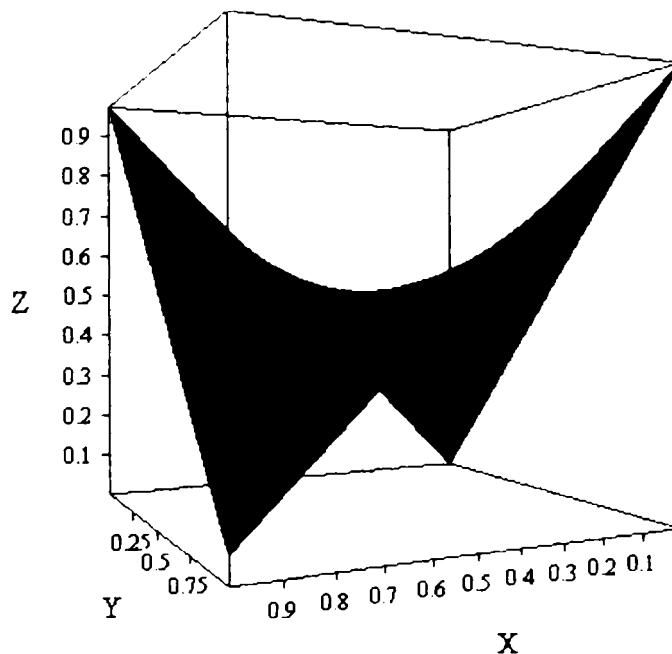


Fig. 3.16. Interpolare liniară după axele X și Y

Clasa `MetalDataFile`, atunci când este în starea de furnizor de date, păstrează în memorie două instanțe ale `SequenceInterpolator`. Acestea sunt folosite pentru încă o interpolare liniară, de data aceasta în timp.

– **CProgressDialog** – este o derivată a clasei MFC `CDialog` și implementează un dialog modal (care nu permite accesul la fereastra principală). Aceasta se deschide atunci când se pornește procesul de calcul – pe care îl controlează indirect – și se închide la terminarea calculelor fie prin comandă manuală, fie la atingerea condiției de oprire.

La inițializarea dialogului se pornește un fir de execuție (*thread*) separat de cel principal, cu care va rula în paralel. Acest *thread* efectuează de fapt calculele apelând funcția **calculate()** a clasei `MetalDataFile`. La rândul ei, aceasta apelează funcția **callback()** a clasei `CProgressDialog` la fiecare iterație, ceea ce permite actualizarea datelor afișate. Deoarece este vorba de calcule intensive și îndelungate *thread*-ul are nivel de prioritate scăzut (-2), ceea ce înseamnă că va ceda

timp altor programe dacă este cazul (se poate lucra bine în același timp cu altceva). În figura 3.17 este prezentată fereastra de dialog care se deschide în momentul inițializării programului.

Temperaturile sunt indicate prin intermediul unui gradient de culoare, cu valorile: roșu pentru temperatura de turnare, albastru pentru temperatura ambiantă și verde pentru media lor. Orice temperatură intermediară este o combinație a acestora.

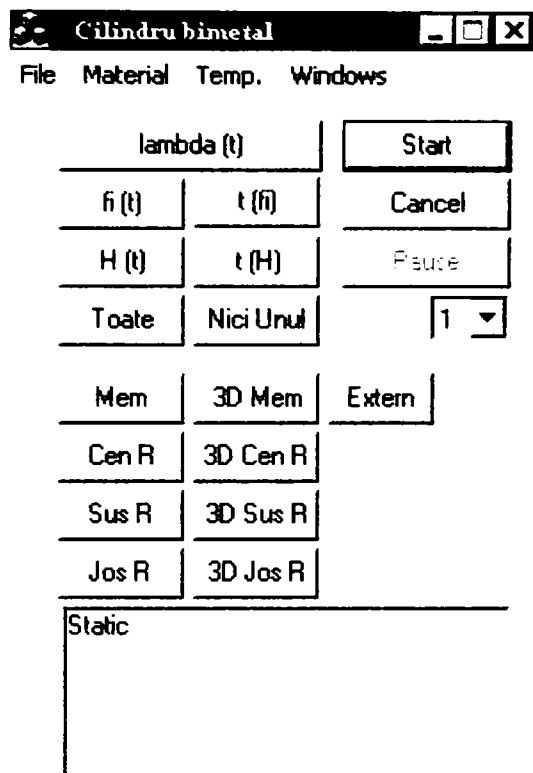


Fig. 3.17. Fereastra principală a programului

– **MetalDataFile** – această clasă gestionează un fișier temporar, în care sunt scrise datele în procesul de calcul și din care sunt citite pentru construcția de grafice. S-a folosit un fișier și nu memoria pentru că dimensiunea datelor rezultate în urma calculelor poate fi foarte mare și este în plus și imprevizibilă. Fișierul este șters de către destructorul acestei clase (atunci când se termină programul), dar poate fi copiat în alt loc și utilizat mai târziu prin comenzi din meniu.

Salvarea datelor în fișier nu are loc neapărat la fiecare iterație – nu ar avea rost, ținând cont că la momentul inițial și la stripare intervalul dintre iterații este de ordinul milisecundelor – ci numai dacă intervalul de la ultima salvare este de cel puțin 5 secunde în timp simulat (timpul lingoului virtual). Astfel se asigură o dimensiune rezonabilă a fișierului fără să se piardă rezoluția simulării.

Această clasă conține bucla principală de calcul și instanțe, sau referințe către instanțe, ale claselor precedente. Există o singură instanță globală a MetalDataFile.

3.2.3. Prezentarea rezultatelor

Simularea s-a realizat pentru ansamblul de turnare din figura 3.9 (forma de turnare și cilindrul brut turnat), ale cărui dimensiuni geometrice sunt $\phi 1440 \times 8200$ mm. Cu cât numărul de noduri de discretizare este mai mare (atât pentru forma de turnare, cât și pentru cilindrul bimetalic), respectiv maximul variației entalpiei într-o iterație mai mic, cu atât timpul real de simulare este mai mare. În cazul datelor prezentate în paragraful anterior (referitoare la dimensiuni geometrice, temperaturi, constante termo-fizice ale materialelor), timpul de simulare a fost de 20 minute pentru un timp real al procesului de curgere, solidificare și răcire de 500 minute.

Programul poate fi întrerupt în orice moment (pas de timp), cu mențiunea că nu poate fi pornit din același pas de timp, ci trebuie rulat programul de la început. Pentru o mai bună ilustrare a funcționării programului, am efectuat capturi ale ecranului calculatorului, la diferiți pași de timp, iar figurile astfel rezultate sunt prezentate în continuare, din ele obținând informații referitoare la temperaturile din diversele noduri ale rețelei de discretizare și la timpul real (de

calcul) parcurs de procesul simulat. La oprirea procesului de simulare, programul prezintă opțiunea de afișare a variației parametrilor simulați în timp.

3.2.3.1. Câmpul termic

Programul realizat permite vizualizarea calitativă a câmpului termic, pentru diferite momente de timp, în secțiuni plane ale cilindrului $\phi 928 \times 3300$ mm, perpendiculare pe axa z a sistemului de referință ales (în coordonate cilindrice). Axa z este identică cu axa de simetrie a cilindrului bimetalic, iar secțiunile sunt situate la diferite înălțimi față de planul de bază, cu care acestea sunt paralele (de exemplu, pentru $z = 0$, planul este situat la baza fusului inferior al cilindrului de laminare).

În tabelul 3.4 sunt prezentate cotele planelor de secțiune ale rețelei de discretizare din domeniul modelului numeric cu diferențe finite, acestea având corespondent cu plane din domeniul real (ansamblul de turnare $\phi 1440 \times 8200$ mm, pentru cilindrul de laminare bimetalic).

Coordonatele planelor de secțiune și punctelor în rețeaua de discretizare

Tabelul 3.4

Cota pe axa z	Punctele de măsurare din interiorul cilindrului	Planul de măsurare din interiorul rețelei de discretizare a cilindrului de laminare
$z_1 = 1750$	1 ($r_1 = 0$; $z_2/2 = 2675$), situat în axul cilindrului	
$z_2 = 5350$	2 ($r_2 = 455$; $z_2/2 = 2675$), situat în crusta cilindrului	
$z_3 = 8000$	3 ($r_3 = 415$; $z_2/2 = 2675$), situat în membrană	
	4 ($r_4 = 500$; $z_2/2 = 2675$), situat la interfața crustă-cochilă	
	5 ($r_5 = 700$; $z_2/2 = 2675$), situat la interfața cochilă-mediul ambiant	

Pornirea programului de simulare „Cilindru bimetala” se realizează apăsând butonul „Start/Stop” (figura 3.17). În momentul imediat următor, imaginea obținută permite vizualizarea rețelei de discretizare (figura 3.18), a timpului de simulare și a temperaturilor din diferitele zone ale cilindrului bimetalic, precum și nivelul la care au ajuns aliajele în formă.

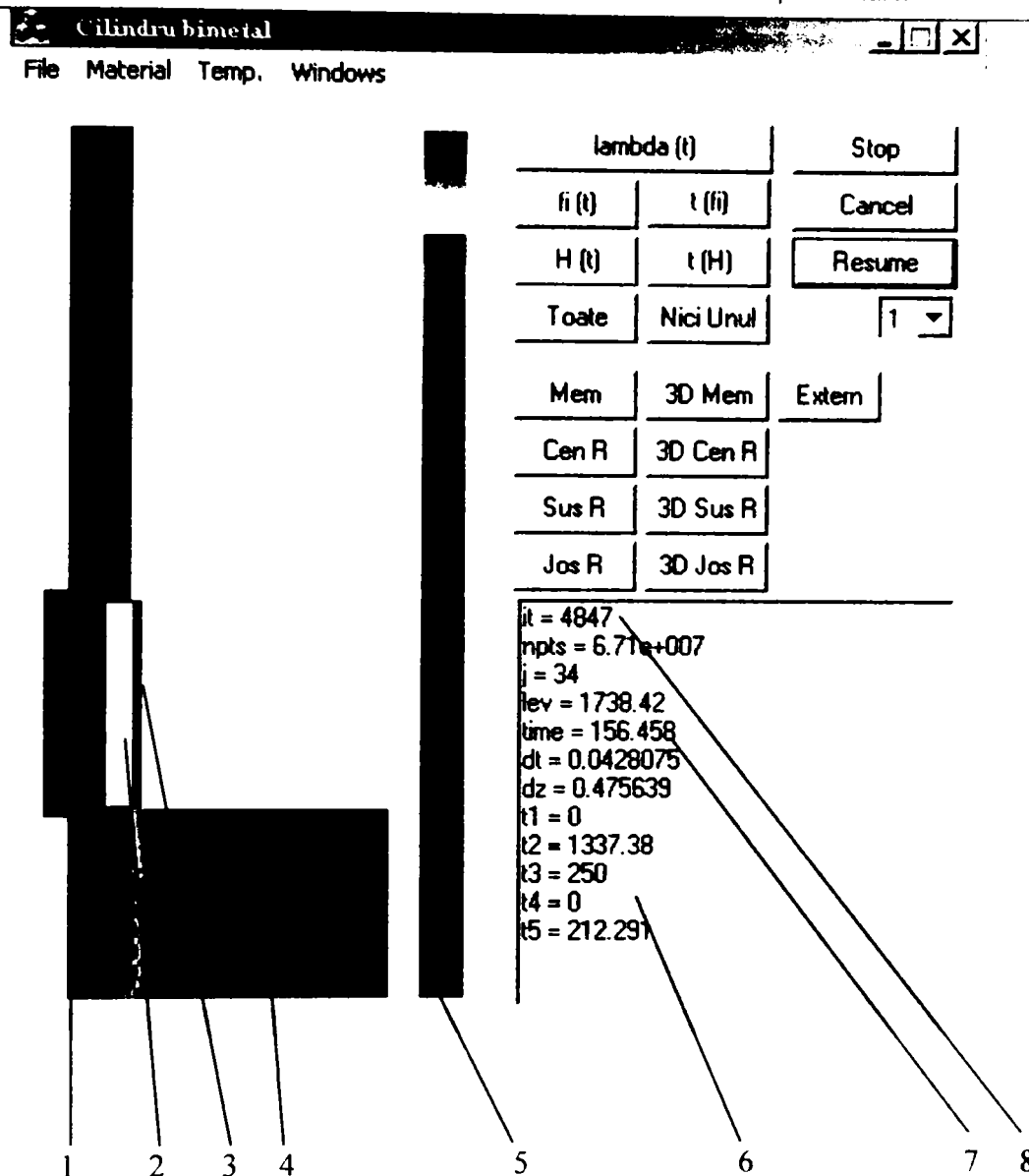


Fig. 3.18. Vizualizarea pașilor de simulare a proceselor de umplere și solidificare a cilindrului bimetalic:

1-cochila; 2-crusta dură; 3-membrana-răcitor dizolvabilă; 4-fusul inferior; 5-gradient de culoare; 6-temperaturile atinse în diferite zone ale ansamblului de turnare; 7-timpul simulat; 8-iterația (pasul de simulare)

În figura 3.18, gradientul de culoare 5 permite o analiză calitativă a evoluției solidificării în timp. Astfel, zonele colorate în roșu sunt lichide, cele albastre sunt solide, iar zonele cu nuanțe verzi arată distribuția zonelor bifazice (lichid și solid), cu alte cuvinte intervalul solidus – lichidus.

Din figura 3.18 se observă că la iterația 4847 (adică 156,458 secunde timp simulat) aliajul secundar, având temperatura de 1337,38°C (t_2 în figură), ajunge la nivelul tăbliei. Pasul următor, la 158,08 secunde de la începutul simulării, precizează începerea alimentării crustei 2 cu aliajul primar, la temperatura de $t_4 = 1370^\circ\text{C}$ (în figura 3.18, indicația $t_4 = 0$ arată că încă nu a început turnarea aliajului primar).

Temperatura membranei se introduce în simulare cu valoare inițială $t_3 = 250^\circ\text{C}$, ca și cea a cochilei $t_5 = 250^\circ\text{C}$. Temperatura t_1 este măsurată la partea superioară a fusului superior al cilindrului, iar indicația $t_1 = 0$ din figura 3.18 se referă la faptul că, la acel moment al simulării, aliajul lichid nu a ajuns la nivelul respectiv.

Notațiile $j = 34$ respectiv $lev = 1738,42$, din figura 3.18, arată nivelul (coordonatele r și z) la care a ajuns topitura, adică în al 34-lea punct al rețelei de discretizare la cota 1738,42.

Pentru o analiză corectă, atât din punct de vedere calitativ dar și cantitativ, în figurile 3.19. *a, b, c, d, e* și *f* se prezintă evoluția aliajelor lichide (primar și secundar) pe parcursul umplerii formei și în timpul solidificării.

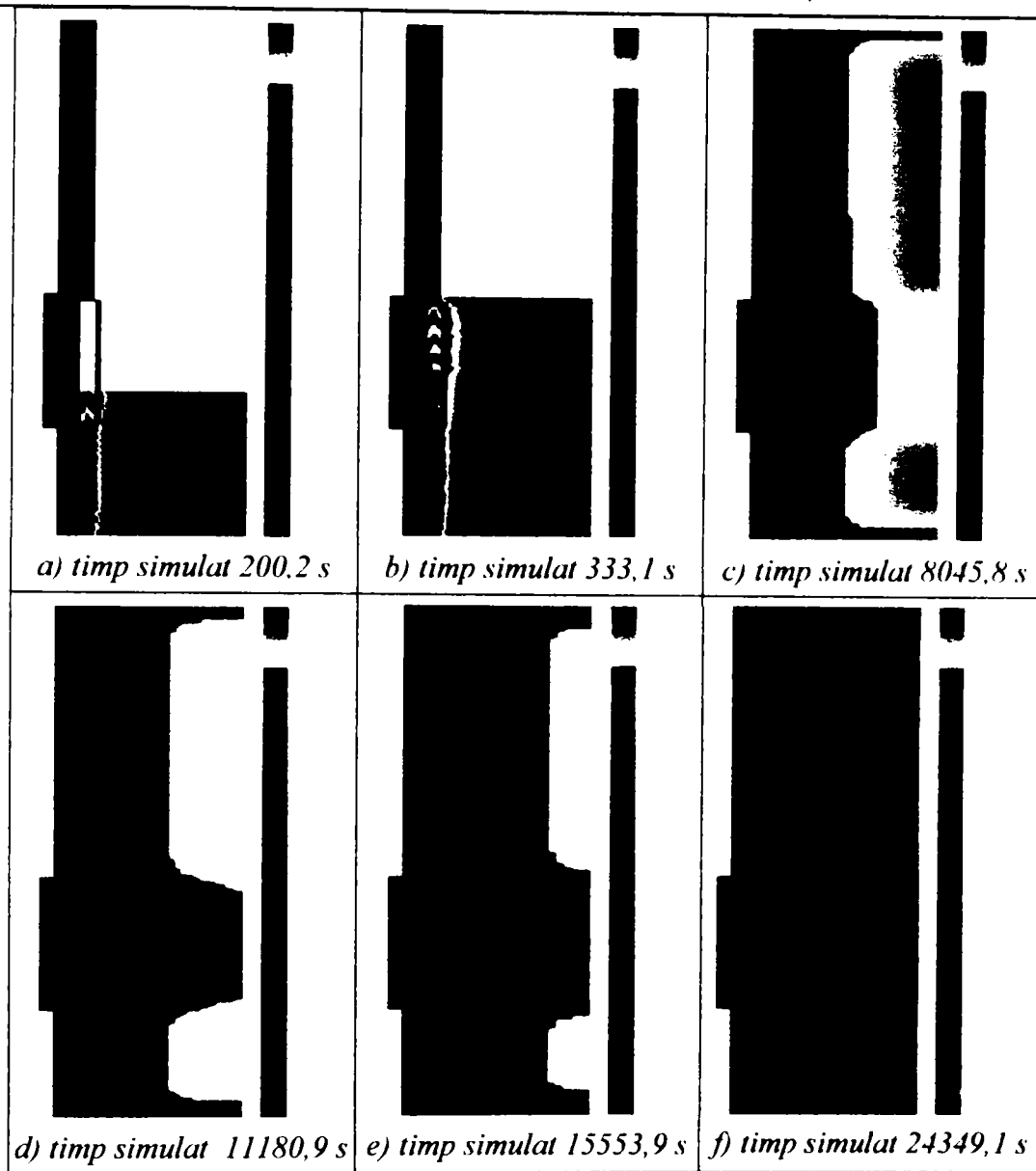


Fig. 3.19. Distribuția fazei lichide pe parcursul umplerii formei și în timpul solidificării cilindrilor turnați bimetala.

Se observă din figurile 3.19. *a* și *b* umplerea celor două cavități ale cochilei (crusta 2 și miezul 4) cu aceeași viteză și, totodată, înaintarea frontului de solidificare spre axa cilindrului (fig. 3.19. *c*, *d*, *e* și *f*). Programul nu poate stabili, însă, locul defectelor de contracție și nici ...ri ...l ...

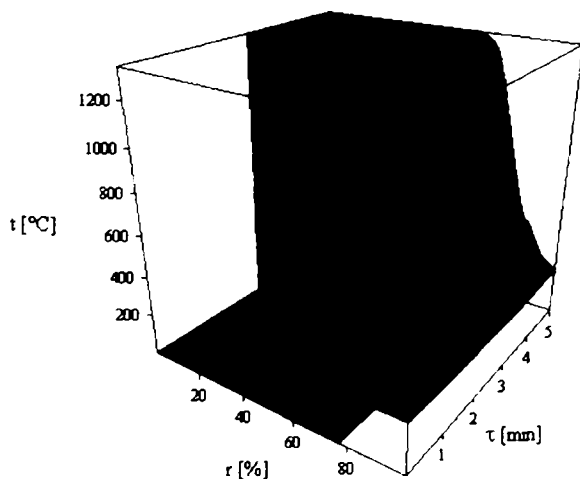


Fig. 3.20. Variația temperaturii în timp, determinată în planul punctelor 1, 2, 3, 4 și 5 la cota $z_2/2 = 2675$, după 5 minute de la începutul simulării

Din reprezentările tridimensionale ale câmpului termic se pot face corelații între nivelul (cota z) la care au urcat aliajele în formă, temperaturile și timpul necesar (fig. 3.20...fig. 3.24). Aceste imagini sunt obținute prin activarea ferestrei de dialog **Metal3DGraph**, sau a butoanelor din fereastra principală (3D Cen R etc.)

Observație: Graficele de variație a temperaturii în timp, la diferite plane de secțiune în lungul axelor r și z , utilizează expresia procentală a coordonatelor.

Din analiza figurii 3.20 se observă pasarea cochilei la 75% r , (adică la r_4 din tabelul 3.4) și, totodată timpul la care aliajele lichide ajung la nivelul ei (2,6 minute de la începutul simulării).

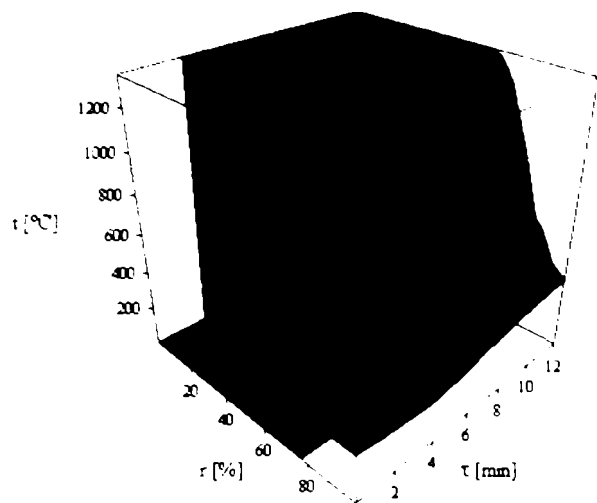


Fig. 3.21. Variația temperaturii în timp, determinată în planul punctelor 1, 2, 3, 4 și 5 la cota $z_2/2 = 2675$, după 12 minute de la începutul simulării

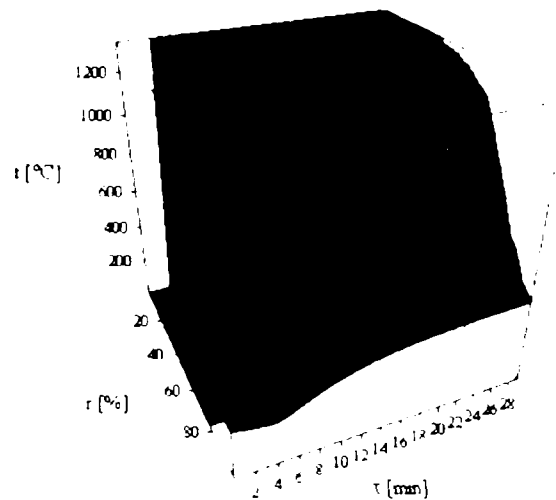


Fig. 3.22. Variația temperaturii în timp, determinată în planul punctelor 1, 2, 3, 4 și 5 la cota $z_2/2 = 2675$, după 28 minute de la începutul simulării

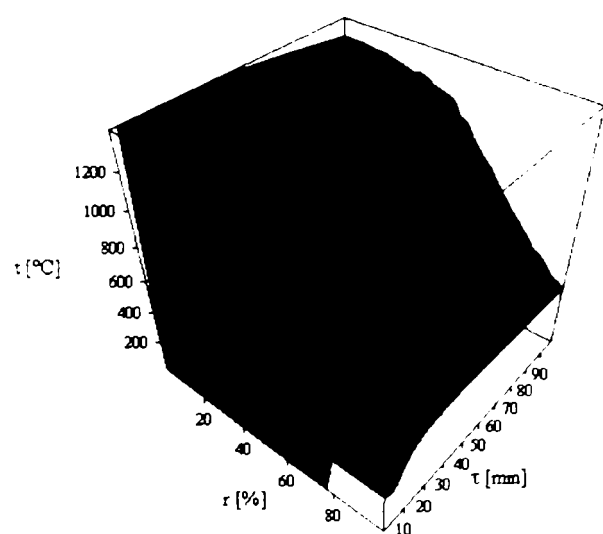


Fig. 3.23. Variația temperaturii în timp, determinată în planul punctelor 1, 2, 3, 4 și 5 la cota $z_2/2 = 2675$, după 90 minute de la începutul simulării

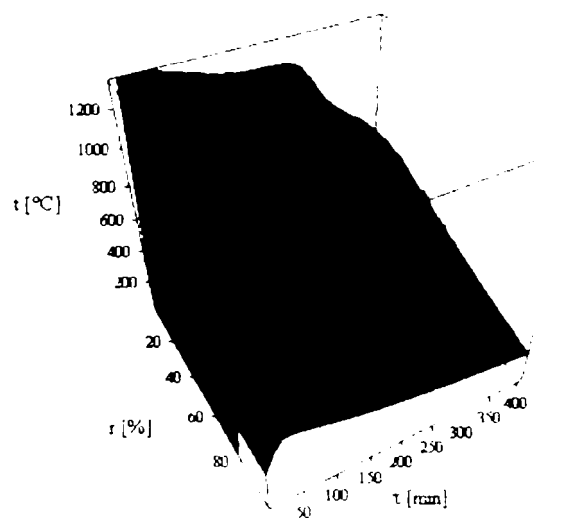


Fig. 3.24. Variația temperaturii în timp, determinată în planul punctelor 1, 2, 3, 4 și 5 la cota $z_2/2 = 2675$, după 400 minute de la începutul simulării

Evoluția în timp a temperaturii punctelor 1, 2, 3, 4 și 5 (tabelul 3.4) poate fi urmărită prin activarea ferestrei **MetalGraph**, sau direct, apăsând butoanele ferestrei principale (C'en R, Sus R etc.), prezentată în figurile 3.25 ... 3.27.

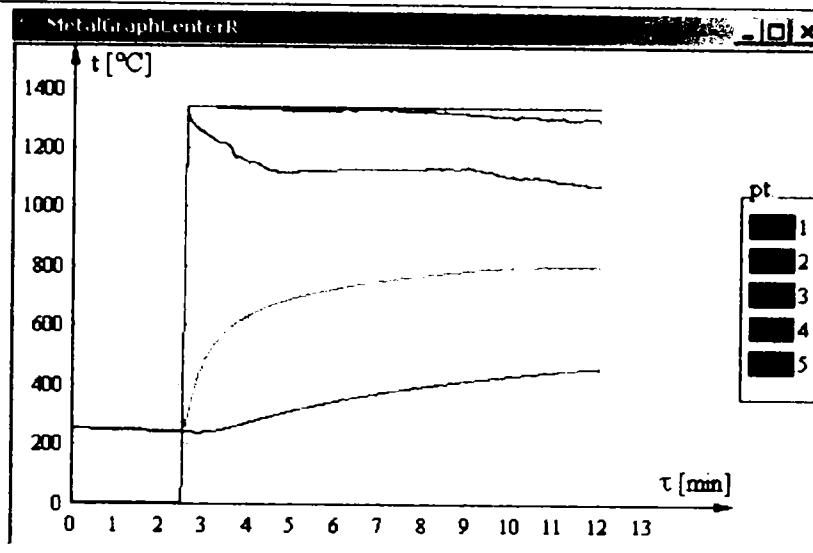


Fig. 3.25. Prezentarea grafică a evoluției temperaturii punctelor 1, 2, 3, 4 și 5, situate la mijlocul cochilei ($z_2/2 = 2675$), după 12 minute de la începutul simulării

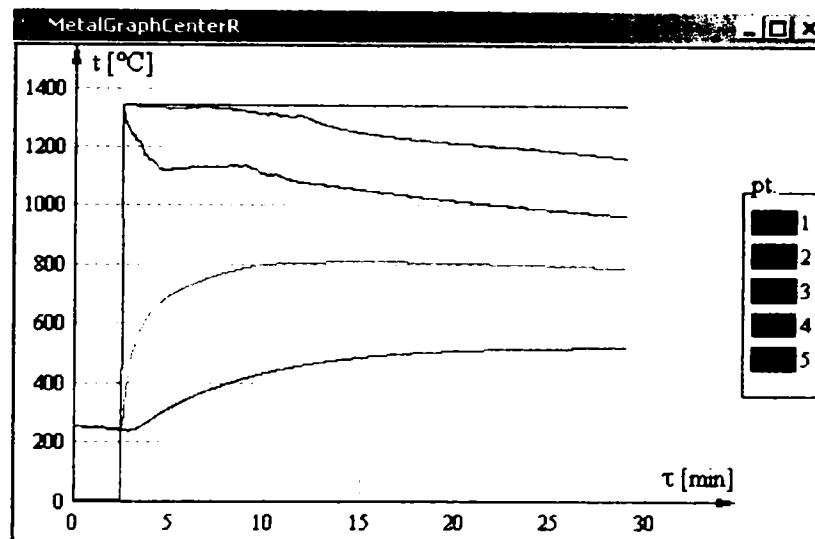


Fig. 3.26. Prezentarea grafică a evoluției temperaturii punctelor 1, 2, 3, 4 și 5, situate la mijlocul cochilei ($z_2/2 = 2675$), după 28 minute de la începutul simulării

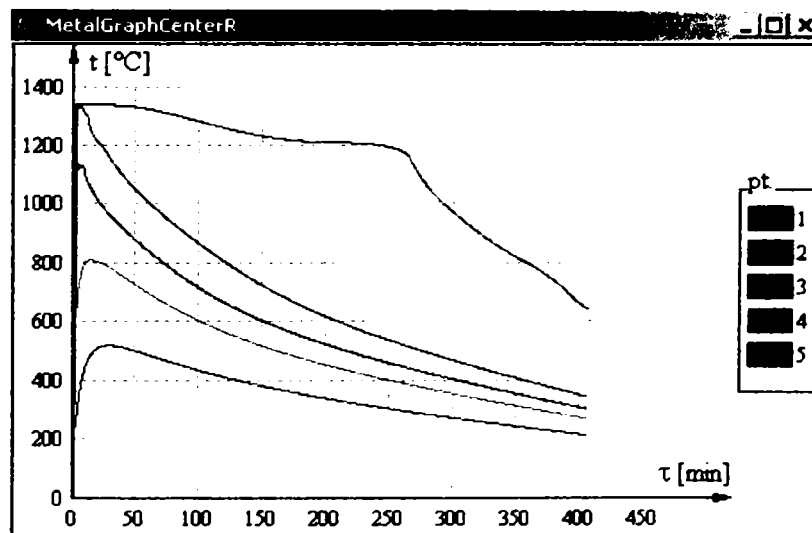


Fig. 3.27. Prezentarea grafică a evoluției temperaturii punctelor 1, 2, 3, 4 și 5, situate la mijlocul cochilei ($z_2/2 = 2675$), după 400 minute de la începutul simulării

Datele obținute pot fi exportate în scopul comparării lor cu valori obținute prin eventuale măsurători experimentale, realizate cu ajutorul termocuplelor de imersie (plasate în puncte ale domeniului real corespunzătoare punctelor de măsurare definite în rețeaua de discretizare, simulată cu ajutorul metodei diferențelor finite).

3.2.3.2. Evoluția temperaturii în membrana-răcitor

Acest studiu se impune pentru a demonstra că dimensiunile și materialul membranei sunt corect determinate, din condiția dizolvării ei, dar nu înainte de umplerea celor două compartimente ale cochilei cu aliajele primar și secundar.

Pentru vizualizarea câmpului termic în membrana răcitor, la diferite momente de timp, programul realizat - **Cilindru bimetal** – permite menținerea constantă a coordonatei r ($r_3 = 415$), și creșterea cotei z , pe întreaga înălțime a cochilei ($z_2 - z_1 = 5350 - 1750 = 3600$), conform rețelei de discretizare din tabelul 3.4. În continuare, din lipsă de spațiu, se prezintă câteva figuri reprezentative ale evoluției câmpului termic în membrana-răcitor.

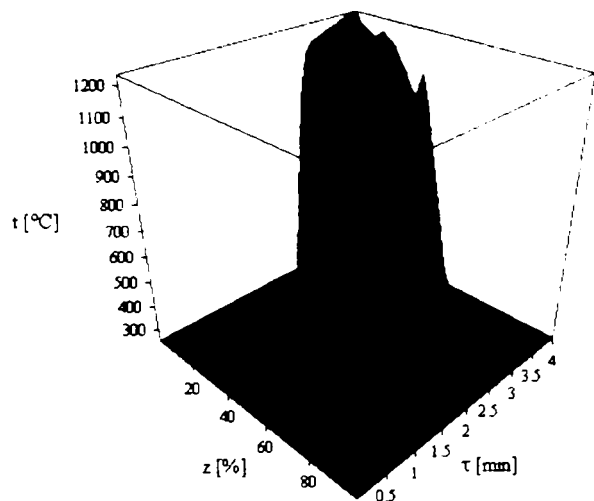


Fig. 3.28. Distribuția temperaturii în membrana-răcitor, după 4 minute de la începutul simulării

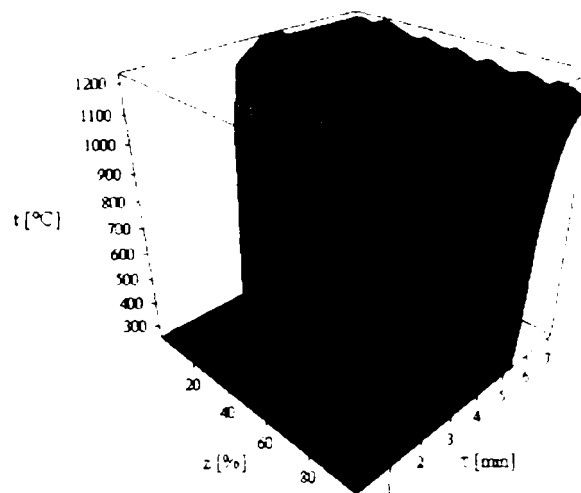


Fig. 3.29. Distribuția temperaturii în membrana-răcitor, după 7 minute de la începutul simulării

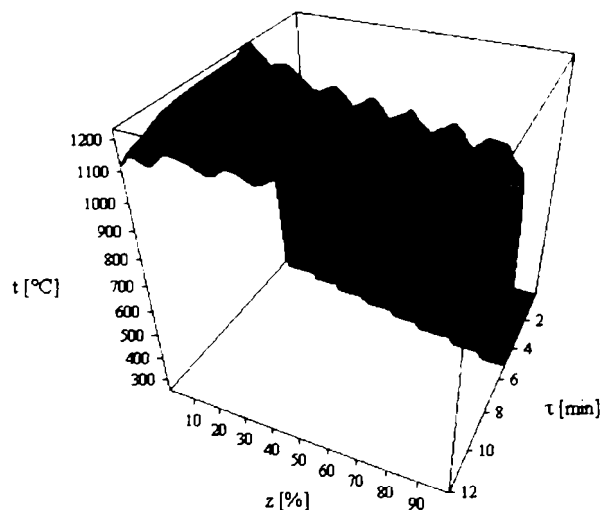


Fig. 3.30. Distribuția temperaturii în membrana-răcitor, după 12 minute de la începutul simulării

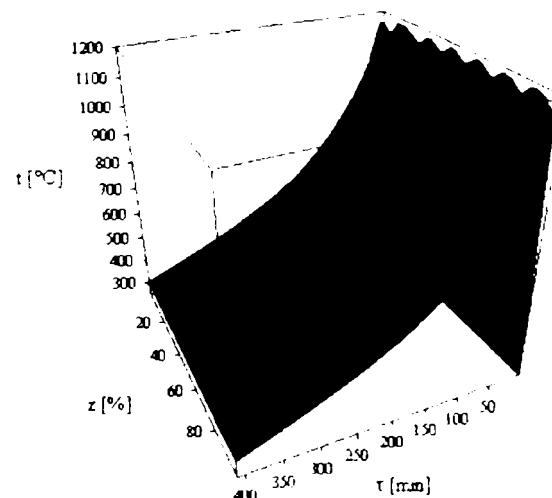


Fig. 3.31. Distribuția temperaturii în membrana-răcitor, după 400 minute de la începutul simulării

Din analiza figurilor 3.28...3.31 se observă, în planul bazal $z - \tau$, atât momentul începerii umplerii crustei cu aliaj primar ($\tau = 2,6$ minute), cât și sfârșitul umplerii acestui compartiment al cochilei (5,3 minute). În figura 3.29 s-a inversat sensul de creștere a axei timpului tocmai pentru

a ușura vizualizarea secvențelor de timp amintite anterior, dar, mai mult pentru a observa că la baza cochilei, după 12 minute de la începutul simulării, membrana (topită prin contactul cu cele două aliaje lichide în intervalul de timp simulat 6,5...11,0 minute) începe să se solidifice. Se remarcă în figura 3.30 coborârea temperaturii sub valoarea 1162°C (temperatura solidus a fontei din care se execută membrana), pentru punctele de cotă z cuprinsă în intervalul 0...10% , adică puncte situate între 0 și 360 mm din înălțimea cochilei. După aproximativ 30 minute, de la începutul simulării, membrana este solidificată pe toată înălțimea, urmând apoi răcirea ei, odată cu întregul ansamblu de turnare simulat (figura 3.32).

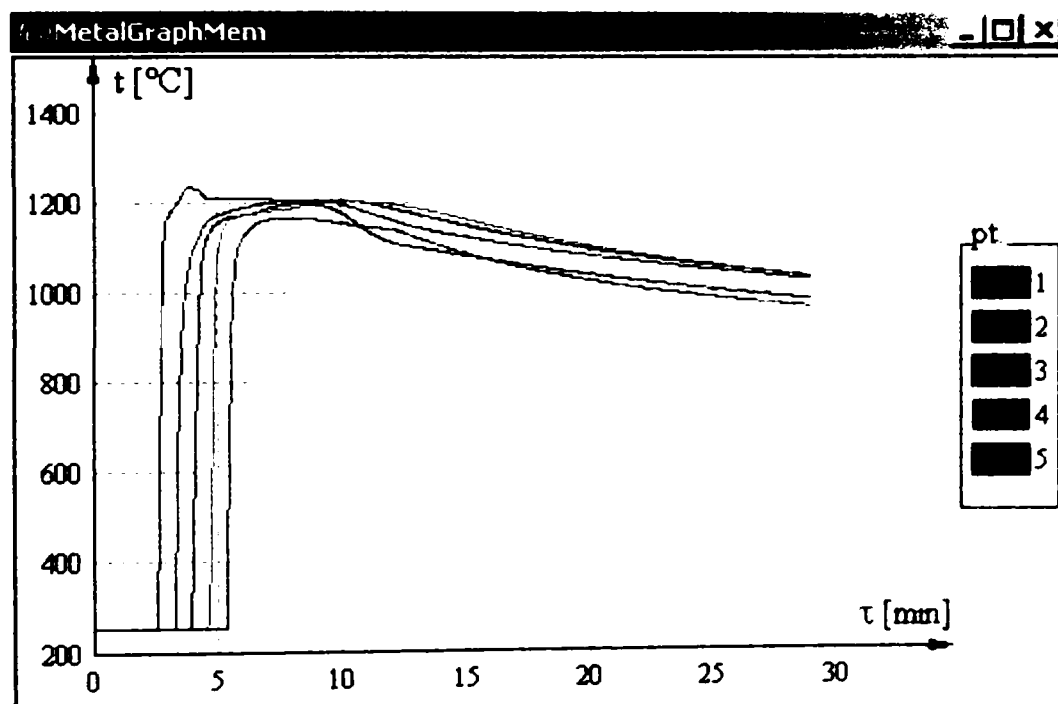


Fig. 3.32. Distribuția temperaturii în membrana-răcitor, după 28 minute de la începutul simulării, înregistrată în cinci puncte caracteristice: 1-la baza mebranei ($z_1 = 1750$); 2-la $1/4(z_2 - z_1)$; 3-la $1/2(z_2 - z_1)$; 4- la $1/3(z_2 - z_1)$; 5-la partea superioară a membranei ($z_2 = 5350$)

3.4. Concluzii parțiale

➤ În urma analizei critice a actualei tehnologii de turnare bimetal, în regim static, a cilindrilor de diametre mari, destinați laminării tablei, s-au propus trei variante (concepție proprie a autoarei) de îmbunătățire a tehnologiei, în final, stabilindu-se ca optimă metoda vaselor comunicante, ce utilizează o membrană-microrăcitor dizolvabilă și rețele de turnare etajate.

➤ Pornind de la principiul umplerii celor două cavități ale cochilei (A – destinată obținerii miezului tenace a tăbliei cilindrului și B – destinată realizării crustei dure, de grosime egală pe generatoarea tăbliei) la același nivel, pe tot parcursul umplerii, s-a dimensionat sistemul de turnare, compus din cele două rețele de alimentare independente.

➤ Având în vedere efectul de microrăcitor jucat de membrana dizolvabilă, introdusă în cochilă, s-a efectuat un studiu de modelare a procesului de solidificare a cilindrilor bimetalici (turnați din topiturile A și B), în această ipoteză.

➤ Aplicarea ecuației de bilanț termic, pentru studiul solidificării fontei în cilindrul cu membrană-microrăcitor, a condus la obținerea unei relații pentru determinarea temperaturii necesare fontelor A și B după terminarea topirii membranei-răcitor, în funcție de temperatura lor de turnare și consumul specific de microrăcitori, (relația 3.33);

➤ Pe baza datelor analizate și prelucrate matematic rezultă o relație utilă pentru determinarea cantității optime de microrăcitori, în funcție de temperatura de turnare și temperatura lichidus a mărcii de fontă utilizată pentru realizarea crustei dure (relația 3.34);

➤ Prin rezolvarea numerică a ecuației propuse, se poate realiza o nomogramă care să redea temperatura fontei după interacțiunea cu membrana-microrăcitor. Corelarea factorilor tehnologici, temperatura de turnare a fontei, grosimea crustei dure, dimensiunea membranei-microrăcitor și cantitatea specifică de microrăcitori dă garanția obținerii cilindrilor bimetalici compacți și fără defecte;

➤ Pe baza rezultatelor obținute a fost determinată o relație care permite calcularea raportul dintre masa membranei-microrăcitor utilizată și masa zonei de unde aceasta preia căldura (relația 3.44). Din analiza relației se observă că procentul de volum afectat de răcire crește proporțional cu scăderea temperaturii de turnare, astfel încât se impune un control riguros al cantității (respectiv dimensiunilor) membranei-microrăcitor utilizată și, totodată, se observă eficiența adoptării rețelelor de alimentare etajate, care permit menținerea relativ constantă a fontelor (primară și secundară) pe măsura ascensiunii în formă;

➤ Modelarea analitică și numerică a proceselor de curgere, solidificare și răcire constituie un instrument de bază, util atât în faza de concepție cât și în cea de analiză a proceselor metalurgice, care, combinată cu utilizarea calculatoarelor, permite stabilirea regimurilor optime de desfășurarea a acestora.

➤ Rezultatele și concluziile obținute în urma modelării numerice cu ajutorul metodei diferențelor finite pot fi extrapolate cu un grad înalt de veridicitate la procesele industriale care au loc la dirijarea solidificării cilindrilor bimetalici de diametre mari, în scopul îmbunătățirii calității acestora în exploatare;

⇒ În contextul celor prezentate, unul dintre obiectivele principale ale acestei teze (îmbunătățirea calității cilindrilor bimetaliici de diametre mari) a fost realizat prin cercetarea dirijării solidificării și stabilirea corelațiilor referitoare la variația parametrilor tehnologici (temperatura de turnare, consumul specific de microrăcitori și dimensiunea acestora) în funcție de variabilele operaționale specifice proceselor de solidificare, pentru a determina modalitățile de influențare a acestora în vederea obținerii unor piese (cilindri de laminare bimetaliici) de calitate superioară, în condiții de reproductibilitate și eficiență tehnico-economică maximă.

CAPITOLUL 4.

SIMULAREA NUMERICĂ A PROCESELOR DE CURGERE ȘI SOLIDIFICARE A CILINDRILOR TURNAȚI BIMETAL, FOLOSIND METODA ELEMENTULUI FINIT

Capitolul de față își propune analizarea și rezolvarea unor probleme legate de distribuția câmpului de viteze în timpul umplerii piesei, a câmpului de temperatură în sistemul piesă – formă, precum și distribuția fazei lichide în timpul solidificării piesei. La baza acestui studiu se află rezultatele înregistrate în practica industrială (vezi tabelul 3.1) a societății S.C. Cilindrul S.A. din Călan.

Plecând de la aceste date concrete, s-a construit un model analitic al fenomenelor studiate, pe baza căruia s-a realizat o simulare numerică, cu ajutorul metodei elementului finit, a distribuției temperaturilor înregistrate în cilindrii, în timpul procesului de umplere și solidificare a acestora, în crusta dură a tăbliei, membrană și miezul tăbliei. Simularea s-a realizat cu ajutorul pachetului de programe *NovaFlow&Solid*TM (produs al firmei NovaCast AB – Suedia), ce rulează pe un calculator PC, de tipul Pentium 4 (PIV), la o frecvență de 400 MHz, 128 MB memorie RAM, 8 Mb memorie video, 10 GB HDD, monitor VGA, fiind compatibil cu Windows 95/NT.

Este cunoscut faptul că folosirea calculatorului pentru rezolvarea multiplelor probleme cu care se confruntă producătorii de piese turnate, reprezintă cea mai eficientă investiție pe care aceștia o pot face. Nici o altă măsură tehnico-organizatorică sau economică adoptată în acest domeniu, în acțiunile de re tehnologizare a turnătoriilor, nu este egală cu performanțele care se pot obține în urma aplicării tehnicii de calcul în procesele tehnologice din industria de turnătorie. În acest sens, pe plan mondial, există o serie de softuri care pot asista atât activitatea de proiectare, cât și diferite procese tehnologice din domeniul producției pieselor turnate.

Mediul *NovaFlow&Solid*TM oferă un sistem software complet, atât pentru proiectarea pieselor turnate, cât și pentru optimizarea și controlul procesului de elaborare. O clasificare a acestor soft-uri este prezentată în figura 4.1. Într-o formă generală, modul de integrare a acestor programe în procesul de proiectare tehnologică a pieselor turnate este redat în figura 4.2 [156].

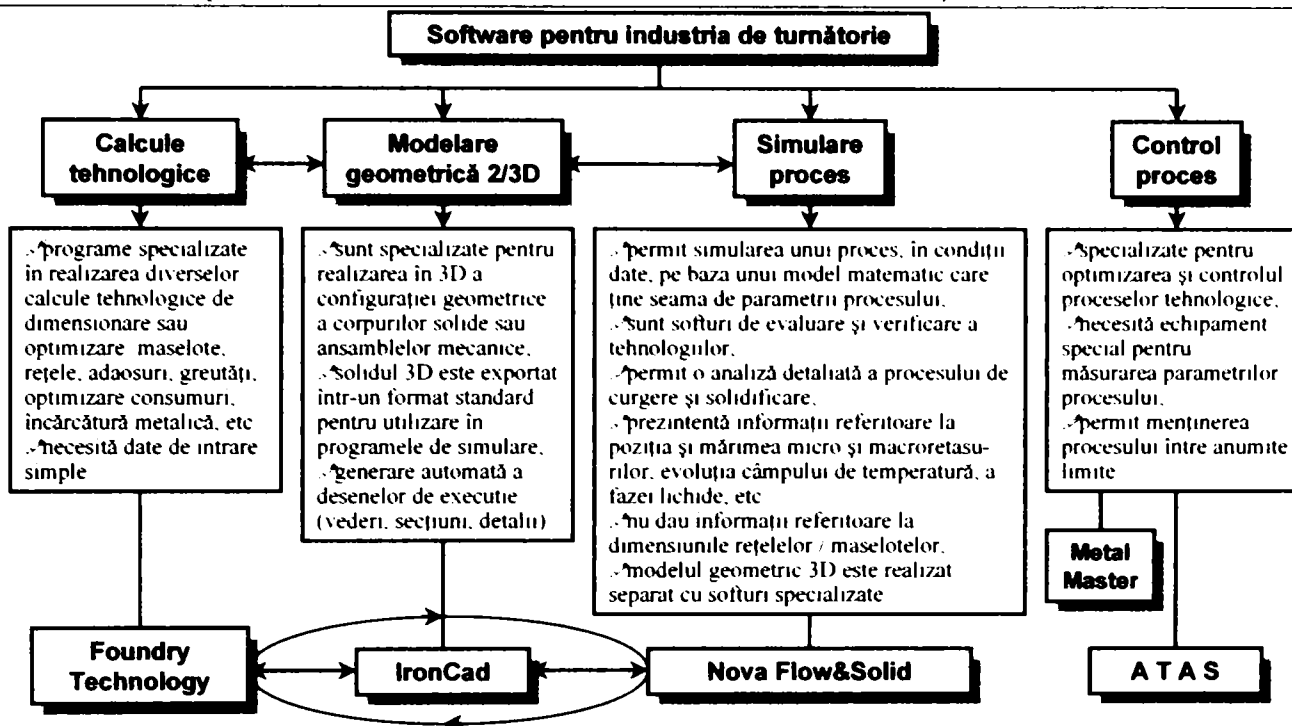


Fig. 4.1. Clasificarea softurilor pentru industria de turnătorie

Trebuie menționat faptul că aceste programe și, în general, calculatorul nu înlocuiesc factorul „om”. Tehnologul este cel care gândește modul de realizare a tehnologiei. Calculatorul, prin programul utilizat, vine în sprijinul proiectantului prin realizarea calculelor de dimensionare și optimizare care sunt mult mai exacte și sunt obținute într-un timp mult mai mic, oferind posibilitatea de a decide dacă un mod de proiectare este corect sau nu.

Folosirea curentă a acestor soft-uri de către inginerii metalurghi este posibilă după o instruire de numai câteva zile, nefiind necesare cunoștințe avansate de informatică. De asemenea, simplitatea, performanțele pe care le pot asigura precum și faptul că nu necesită echipamente software puternice, reprezintă principalele atuuri ale acestor programe.

NovaFlow&Solid™ 2.0 este un pachet de programe pentru simularea în 3D a procesului de curgere și solidificare a pieselor turnate din fontă, oțel și aliaje neferoase cu largi aplicații practice.

Funcțiile programului:

- metode de turnare: gravitațională și sub presiune;
- aliaje: oțel (carbon, slab sau înalt aliat), fontă (cenușie cu grafit lamelar sau nodular, maleabilă sau albă), aliaje de aluminiu, cupru, magneziu;
- forme clasice, forme coji, forme permanente;
- amestecuri crude, cu silicat, cu furan, cutii calde sau reci, amestecuri pe bază de nisip cuarțos, cromit, zircon, amestecuri ceramice;
- materiale exoterme și termoizolante, filtre ceramice, răcitori interiori/exteriori, diverse vopsele refractare;
- se poate simula curgerea aliajului în condițiile existenței incluziunilor de zgură sau particule nemetalice;
- bază de date cu proprietăți termofizice funcție de compoziția chimică și temperatură;
- numărul de celule de discretizare nu este limitat decât de memoria calculatorului;
- import de fișiere STL, IGS și DXF.

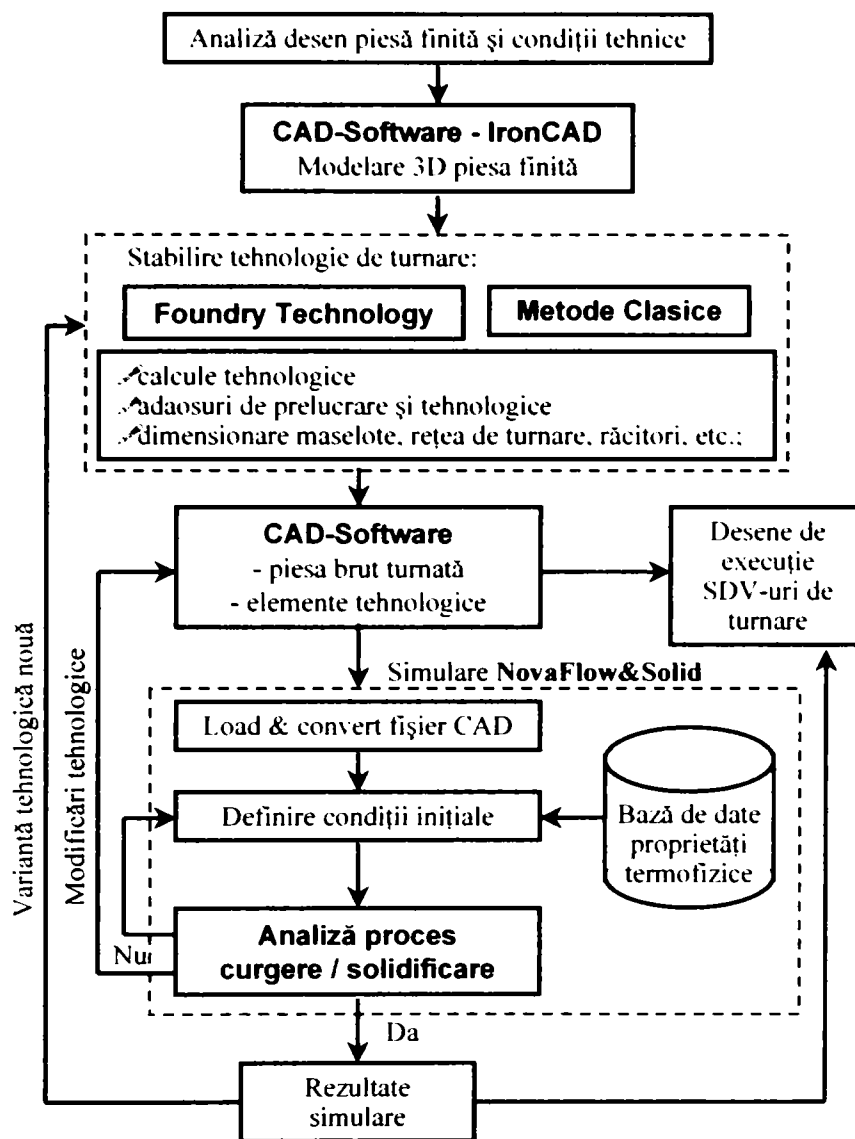


Fig. 4.2. Schema unui ciclu complet de proiectare asistată

Rezultatele simulării:

- evoluția vitezei și presiunii aliajului lichid în timpul curgerii atât sub forma unui câmp de distribuție, cât și sub formă vectorială (figura 4.3);
- distribuția grafică a temperaturii, fazei lichide și contracției în timpul curgerii și solidificării (figurile 4.4 și 4.5);
- vizualizarea defectelor de contracție – mărime și localizare;
- examinarea rezultatelor atât în timpul calculului, cât și în final, sub forma unei animații.

Avantaje: reducerea defectelor de turnare (micro și macroretasuri, incluziuni de zgură, erodări, aderențe termice, zone neumplute, etc.), optimizarea sistemului de turnare și maselotare, reducerea timpului de proiectare și a numărului de teste de turnare la omologarea unui nou produs, creșterea indicelui de scoatere.

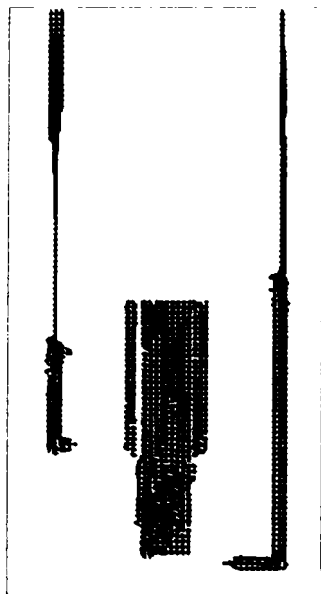


Fig. 4.3. Distribuția câmpului de viteze în timpul umplerii piesei

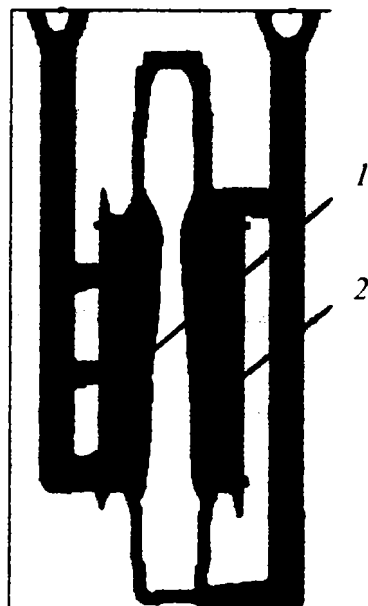


Fig.4.4. Distribuția câmpului de temperatură în sistemul piesă – formă:
1-miezul cilindrului;
2-crusta dură

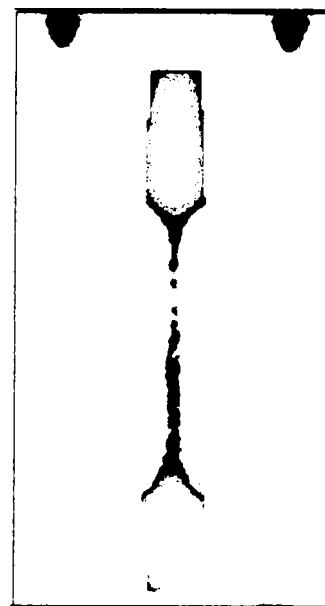


Fig. 4.5. Distribuția fazei lichide și a temperaturii în timpul solidificării piesei

IronCAD 3.0 - un pachet CAD/CAM produs al companiei *Visionary Desing Systems Inc* - USA și distribuit în România de *Metal Progres Soft* - este destinat modelării geometrice a corpurilor solide și ansamblelor de turnare complexe: cochile, forme temporare de turnare, SDV-uri, instalații electrice etc., putând fi utilizat în orice atelier de proiectare.

Performanțe și avantaje:

- posibilitatea realizării tehnologiei de turnare direct din modelul 3D al piesei finite prin adăugarea adaosurilor, maselotelor, rețelei de turnare, etc.;
- proiectarea SDV-urilor de turnare (modele, cutii de miez, etc.) pornind de la modelul piesei brut turnate;
- folosește pentru modelare forme geometrice simple sau complexe, găuri de diverse forme, racordări, etc.
- posibilitatea introducerii în baza de date a noi corpuri geometrice parametrizate, cum ar fi tipuri de maselote, răcitori, elemente ale rețelei de turnare, etc. care pot fi utilizate la realizarea unor noi proiecte;
- generarea automată a desenelor de execuție conform standardelor internaționale direct din modelul 3D sau ansamblul realizat (vederi, secțiuni, detalii);
- utilizarea unor proiecte devenite standard, ca bază pentru realizarea de noi produse;
- generarea de noi familii de produse pornind de la proiecte deja finalizate, transferând toate informațiile tehnice noilor produse;

- permite realizarea ansamblurilor cu un număr nelimitat de componente și verificarea prin animație a funcționării ansamblului realizat astfel încât pot fi eliminate toate erorile de proiectare;
- importante reduceri ale costurilor de fabricație, implicit creșterea productivității;
- compatibilitate și transfer de date cu programe CAD/CAM prin formate standard IGES, STL, DXF.

4.1. Metoda elementelor finite. Noțiuni de bază

În metoda *elementelor finite* ca punct de plecare se utilizează un *model integral* al fenomenului de studiat. Acest model poate fi obținut în mod direct prin calcul, sau poate fi derivat din modelul diferențial corespunzător cu ajutorul calculului variațional sau al metodei reziduurilor ponderate. Spre deosebire de metoda diferențelor finite, această metodă se bazează pe aproximarea *locală pe porțiuni* sau subdomenii a variabilelor de câmp. Datorită folosirii unui model integral, ca bază de plecare, și a unor seturi de funcții continue pe porțiuni, metoda elementelor finite nu mai este condiționată de existența unei rețele rectangulare. Cu ajutorul ei se pot discretiza practic corpuri geometrice oarecare.

Datorită performanțelor sale ridicate, metoda elementelor finite a devenit aproape o metodă standard de analiză și proiectare în ingineria construcțiilor, ingineria aerospațială și cea nucleară. Mai mult decât atât, prin posibilitatea de a determina distribuții spațiale ale parametrilor studiați în diferitele corpuri, precum și variația acestora în timp, modelarea numerică cu elemente finite contribuie și la formarea unui nou mod de gândire a analizei ingineresti, aceasta datorită, în principal, posibilității de *a vedea* în spațiu prin intermediul calculatorului [79].

În general se apreciază că metoda elementelor finite este capabilă să reflecte mai bine comportarea structurilor, pieselor și subansamblurilor decât alte metode numerice cum este, de exemplu, metoda *diferențelor finite*. Principalele avantaje ale metodei elementelor finite față de această metodă sunt următoarele:

- Posibilitatea de a modela forme neregulate prin folosirea de elemente finite cu forme și dimensiuni diferite, adecvate configurației geometrice a corpului studiat.
- Posibilitatea de a trata fără nici o dificultate probleme în care proprietățile fizice ale corpului variază, cum este cazul materialelor neomogene, anizotrope, compozite, stratificate, etc.
- Posibilitatea adaptării dimensiunilor elementelor finite la mărimea gradientului funcției studiate.
- Posibilitatea considerării oricăror condiții la limită pentru problema studiată.
- Posibilitatea elaborării unor algoritmi și programe cu grad mare de generalitate, apte să rezolve o gamă largă de probleme dintr-un anumit domeniu de specialitate sau chiar din mai multe domenii.

Metoda elementelor finite are și unele dezavantaje, din care mai importante sunt următoarele:

- Datele de intrare sunt, în general, numeroase, astfel că este necesar un efort relativ mare pentru pregătirea și introducerea lor. Pentru ușurarea muncii de introducere a datelor de intrare au fost elaborate programe preprocesoare.

- Rezultatele se obțin sub forma unei ample colecții de valori numerice ale funcției sau funcțiilor studiate, într-un număr relativ mare de noduri, încât analiza comportării structurii sau corpului impune studiul atent al acestei mulțimi de numere. Pentru facilitarea analizării rezultatelor au fost elaborate programe postprocesoare, care, în general, exploatează facilitățile grafice ale sistemelor moderne de calcul, furnizând rezultatele nu numai numeric ci și grafic, sub formă de curbe, diagrame, etc.
- Calitatea rezultatelor depinde de experiența și abilitatea analistului de a elabora un model cu elemente finite pentru problema studiată [40].

4.1.1. Ipoteze de lucru

Ipotezele de lucru se referă în principal la geometria corpului analizat, proprietățile materialelor folosite, domeniul de variație al principalelor mărimi de câmp investigate și, în sfârșit, la regimul de funcționare al sistemului dat.

Uneori, corpurile de analizat au geometrii complicate, care sunt greu de descris matematic și de discretizat în elemente finite, mai ales atunci când se fac analize tridimensionale. În aceste cazuri se pune problema introducerii unor simplificări în geometria lor, care să nu afecteze în mod sensibil rezultatele finale ale cercetărilor. Prin introducerea unor simplificări geometrice se obține o idealizare a corpului analizat, care urmează apoi să fie luată ca bază pentru obținerea domeniului de analiză.

Ipotezele de material se referă la structura și proprietățile fizice ale acestuia. Pentru fiecare tip de material există legi constitutive specifice, care descriu comportarea lui sub acțiunea sarcinilor externe. Stabilirea ipotezelor de material înseamnă deci precizarea legilor constitutive care vor fi luate în considerație la elaborarea modelului analitic.

O ipoteză de material foarte importantă este aceea de a considera corpul analizat ca pe un mediu continuu, omogen local, în sensul că admiterea unor neomogenități de material se poate face numai până la nivelul unui element finit. Deci unele elemente finite pot avea proprietăți fizice diferite de elementele vecine. În cazul materialelor termoizolante, care au de obicei incluziuni de aer, se consideră că domeniul de analiză este constituit dintr-un singur material, omogen, cu proprietăți fizice medii obținute din cele ale elementelor constituente [35] [36].

4.1.2. Stabilirea domeniului de analiză

De obicei, în literatura de specialitate se trece peste prezentarea acestei etape, considerându-se domeniul de analiză al problemei respective ca fiind ceva dat, mai ales atunci când se fac prezentări de exemple simple de calcul pe domenii de analiză de tip dreptunghiular, paralelipipedic sau cilindric. În astfel de situații se urmărește numai claritatea expunerii și deci simplitatea modelului prezentat.

În realitate, corpul a cărui comportare o modelăm cu ajutorul metodei elementelor finite și domeniul de analiză al experimentului numeric propriuzis sunt două lucruri complet distincte; chiar și atunci când ele au aceeași configurație geometrică sunt diferite, datorită proprietăților fizice atașate materialului sau a condițiilor la limită implementate în modelul numeric.

Domeniul de analiză reprezintă deci un model al corpului de studiat, sau numai al unei regiuni semnificative aparținând acesteia. El se obține printr-un proces de idealizare a geometriei corpului original și uneori de selecție a regiunii de analiză. Idealizarea este necesară pentru a

reduce din complexitatea configurației geometrice a corpului original, pentru a micșora efortul de calcul al problemei. În același scop se face și selecția unei regiuni de analiză, atunci când anumite proprietăți de simetrie și omogenitate permit acest lucru. De asemenea, selecția apare necesară atunci când se lucrează cu corpuri de dimensiuni foarte mari, sau atunci când o problemă tridimensională se transformă într-una plană sau unidimensională. În cazul în care domeniul de analiză reprezintă numai o parte din corpul original de studiat, o atenție deosebită trebuie acordată adaptării condițiilor la limită, astfel încât să nu schimbăm o dată cu geometria și structura câmpului de variabile analizat.

4.1.3. Discretizarea domeniului de analiză

Conceptul de *discretizare* are la bază ideea de descompunere a unei structuri în părțile ei componente. Aceste elemente fizice componente, prin modelare matematică, devin *elemente finite*. Procesul de discretizare al domeniului de analiză are ca suport fizic posibilitatea descompunerii corpului analizat în elementele sale componente.

Spre deosebire de structuri, corpurile solide sau fluide considerate ca medii continue, nu mai dispun de elemente componente distincte. O descompunere fizică a lor ar fi deci arbitrară, putându-se realiza în diferite moduri. Aspectul intuitiv al descompunerii corpului în elemente componente dispare, iar discretizarea devine un proces pur matematic. Realizarea ei se face pe baza unor legi de descompunere astfel ca elemente finite rezultate să constituie subdomenii adiacente care să poată reconstitui integral corpul original de analiză. Într-o primă fază, procesul de discretizare conduce deci la transformarea domeniului de analiză într-un ansamblu de elemente finite. Urmează apoi numerotarea elemente finite, a nodurilor și stabilirea matricelor de conexiuni.

De cele mai multe ori, *tipul elementelor finite*, care urmează a fi folosite, derivă din tipul problemei de rezolvat și structura domeniului de analiză a acesteia. Într-un sens mai larg, elementul finit apare ca un model de aproximare cu proprietăți fizice, geometrice și funcționale. Din punct de vedere geometric, elementul finit reproduce într-o formă idealizată părți dintr-un corp real supus analizei. El are dimensiuni și i se pot atașa proprietăți fizice cum sunt densitatea, vâscozitatea, elasticitatea, conductivitatea termică etc., în funcție de scopul urmărit. Din punct de vedere funcțional, elementul finit aproximează una sau mai multe variabile ale problemei în spațiul ocupat de corpul real pe care îl modelează.

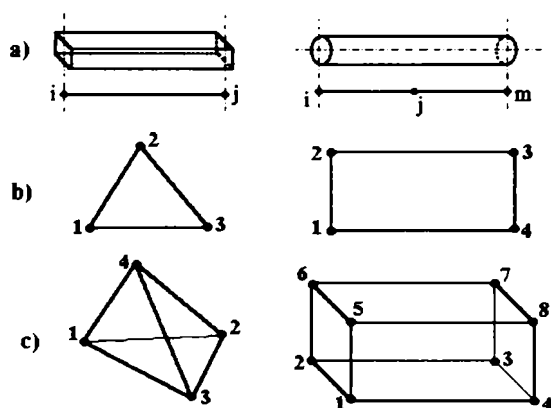


Fig.4.6. Tipuri de elemente finite
a) unidimensionale, b) bidimensionale,
c) tridimensionale

Elementele finite *nodale* constituie cele mai larg folosite tipuri de elemente finite. Acestea au proprietatea că pot reprezenta variația unui câmp oarecare utilizând în mod exclusiv:

a) o mulțime de valori nodale ale funcției de aproximat sau ale funcției și derivatelor sale până la un anumit ordin;

b) o mulțime de funcții asociate fiecărui tip de element finit.

În figura 4.6. sunt prezentate câteva tipuri reprezentative de elemente finite.

Deși se recomandă folosirea aceluiași tip de

elemente finite pentru discretizarea unui domeniu de analiză, uneori se pot folosi mai multe tipuri de elemente finite. În acest caz, o atenție deosebită trebuie acordată zonei de lipire a două tipuri diferite de elemente finite pentru a asigura compatibilitatea dintre ele și respectiv continuitatea variabilelor de câmp.

4.1.4. Obținerea modelului numeric cu elemente finite

Metoda elementelor finite folosește de cele mai multe ori un principiu variațional. Potrivit calculului variațiilor, rezolvarea unei ecuații diferențiale într-un anumit domeniu A și în anumite condiții (inițiale și la limită) este echivalentă cu extremizarea în acel domeniu a unei mărimi scalare, dependentă de una sau mai multe funcții necunoscute și care poartă numele de *funcțională*. Prin urmare, problema se reduce la determinarea aproximativă a funcției u , astfel încât funcționala:

$$J = \int_A \left(\{u\}, \frac{\partial}{\partial x} \{u\}, \dots \right) dA + \int_{\Gamma} \left(\{u\}, \frac{\partial}{\partial x} \{u\}, \dots \right) d\Gamma \quad (4.1)$$

definită pe domeniul A și pe conturul său Γ să atingă un extrem. Acoladele care încadrează funcția u arată că aceasta poate avea forma unui vector coloană, adică:

$$\{u\} = \begin{Bmatrix} u_1 \\ u_2 \\ \cdot \\ \cdot \\ \cdot \end{Bmatrix} \quad (4.2)$$

Caracteristic metodei este faptul că în scopul extremizării aproximative a funcționalei J , domeniul A se divide în subdomenii, de dimensiuni finite, numite *elemente finite*, contribuția fiecărui element la constituirea, prin însumare, a funcționalei estimându-se pe baza unui model simplificat de reprezentare a funcției necunoscute u . Valoarea aproximativă a funcționalei J este dată deci de relația:

$$J = \sum J^{(e)} \quad (4.3)$$

unde indicele superior (e) semnifică raportarea la un anumit element de discretizare.

Funcția necunoscută u , se exprimă în mod aproximativ pentru fiecare element, printr-o relație de forma:

$$\{u\}^{(e)} = [N] \cdot \{U\}^{(e)} \quad (4.4)$$

în care vectorul coloană $\{U\}^{(e)}$ poate să conțină fie valorile funcției u în care punctele caracteristice ale elementului, numite *noduri*, fie anumite caracteristici ale elementului.

Matricea $[N]$ se numește *funcție de formă* și depinde de tipul elementului finit utilizat și de coordonatele punctului din interiorul elementului pentru care se calculează (estimează) valoarea funcției u . Funcția de formă are valori nenule numai în limitele elementului respectiv.

Din cele prezentate rezultă că în aplicarea metodei elementelor finite se dispune de posibilitatea *parcelării* domeniului A în diferite moduri, putând să se aleagă numărul și tipul de elemente. Această alegere are consecințe directe asupra dimensiunii sistemului de ecuații care rezultă, a timpului de calcul necesar precum și asupra preciziei soluției.

Prin tipul elementului finit se înțelege atât forma sa geometrică (fig.4.6), cât și modul de definire a funcției necunoscute în limitele elementului. Există condiții speciale care trebuiesc îndeplinite de orice funcție de formă pentru a se asigura convergența calculului prin metoda

elementelor finite, către soluția exactă a problemei. De exemplu, dacă funcționala care trebuie minimizată în domeniul A conține derivate de ordinul m , convergența nu este asigurată dacă primele $(m-1)$ derivate ale acesteia nu sunt continue la granița dintre două elemente vecine.

Deoarece la nivelul fiecărui element, funcția necunoscută u este definită conform (4.4), printr-un număr finit de parametri (elementele vectorului $\{U\}^{(e)}$), rezultă că funcționala J va depinde de toți parametri $\{U\}$ din domeniul A . Condiția de extremizare a funcționalei (4.1) va avea forma sistemului de ecuații:

$$\frac{\partial J}{\partial \{U\}} = \begin{Bmatrix} \frac{\partial J}{\partial U_1} \\ \frac{\partial J}{\partial U_2} \\ \vdots \end{Bmatrix} = 0 \quad (4.5)$$

Înlocuind (4.3) în (4.5), se obține regula de asamblare a sistemului global de ecuații, din ecuațiile furnizate de fiecare element în parte:

$$\frac{\partial J}{\partial \{U\}} = \sum \frac{\partial J}{\partial \{U\}^{(e)}} = 0 \quad (4.6)$$

însumarea fiind extinsă la toate elementele domeniului A .

Soluția sistemului (4.6) constă din valorile parametrilor U din toate elementele finite în carea fost împărțit domeniul A , valorile funcției necunoscute u , rezultând din (4.4). Modul de rezolvare numerică a sistemului depinde însă de forma concretă a expresiei (4.4) care trebuie introdusă în (4.1) în vederea formării sistemului de ecuații (4.5).

În cazul particular al obținerii unei funcționale J pătratice în raport cu necunoscuta u și cu derivatele acesteia, sistemul (4.5) capătă forma:

$$\frac{\partial J}{\partial \{U\}} = [K] \cdot \{U\} + \{F\} = 0, \quad (4.7)$$

în care matricile $[K]$ și $\{F\}$ sunt constante și se obțin prin "asamblarea" omoloagelor acestora corespunzătoare fiecărui element finit.

$$\begin{aligned} [K] &= \sum [k]^{(e)}, \\ \{F\} &= \sum \{f\}^{(e)} \end{aligned} \quad (4.8)$$

în care însumarea se face după toate elementele din domeniu.

În aplicațiile practice, metoda elementelor finite conduce la sisteme cu un număr foarte mare de ecuații (mergând până la dimensiuni de ordinul 100 000). Este evident că pentru rezolvarea unor asemenea sisteme, este nevoie, pe de o parte, de calculatoare electronice, cu o capacitate corespunzătoare, pe de altă parte de metode numerice speciale.

Deși nu se pot realiza programe proprii de analiză cu elemente finite, este de dorit să se utilizeze programe de firmă, eficiente, care au avantajul utilizării unor:

- tipuri de elemente finite (în funcție de specificul problemei analizate);
- metode de programare specializate și exploatarea cu maximum de eficiență a posibilităților oferite de echipamentele de calcul;
- tehnici numerice adecvate.

4.2. Obținerea modelului numeric a fenomenelor de curgere și solidificare pentru cazul tehnologiei de turnare bimetal prin sistemul vaselor comunicante

Folosită la început în domeniul calculului mecanic al structurilor, în special în industria aeronautică, metoda elementelor finite și-a extins ulterior aria de utilizare în întreaga sferă de activitate a inginerilor, fiind folosită azi cu succes la soluționarea tuturor problemelor continuului material.

Reflectarea cât mai fidelă a comportării structurilor și materialelor este o exigență majoră cerută de proiectanții metodelor de calcul pe care le folosesc, constituind condiția principală pentru dimensionarea riguroasă și realizarea, pe această cale, a unor economii importante de materiale, energie și manoperă. Metoda elementelor finite este, din acest punct de vedere, superioară celorlalte metode de calcul. Posibilitatea investigării mai precise a comportării materialelor a încurajat, de asemenea, studierea și răspândirea materialelor înlocuitoare, ceea ce constituie un alt avantaj economic al acestei metode.

Interesul pentru metoda elementului finit este reflectat, printre altele, și de creșterea numărului de publicații și de manifestări științifice care îi sunt consacrate în întreaga lume. Semnificativă este și creșterea numărului programelor de calcul cu elemente finite, faptul că firmele elaboratoare de soft se preocupă de furnizarea acestor produse odată cu echipamentele de calcul în calitate de soft de bază și, de asemenea, apariția calculatoarelor specializate pentru calculul de elemente finite și a componentelor hardware, cu programe încorporate, care fac apte calculatoarele de uz general pentru calculul cu elemente finite, prin simpla instalare a acestor componente în calculatoare [40].

Un moment semnificativ în evoluția folosirii metodei este cel actual, caracterizat prin răspândirea microcalculatoarelor și a calculatoarelor personale. Datorită disponibilității lor mult mai mari față de sistemele puternice de calcul, calculatoarele mici pot contribui, simultan, la extinderea, în continuare, a utilizării metodei și la însușirea ei de către cei interesați.

4.2.1. Etapele simulării proceselor de umplere și solidificare a cilindrilor bimetalici

În rezolvarea numerică a distribuției câmpurilor de viteze, de temperaturi precum și a distribuției fazei lichide în timpul solidificării cilindrilor bimetalici, prin metoda elementului finit, se parcurg anumite etape bine determinate, descrierea lor amănunțită fiind făcută în paragraful 4.1.

- **Etapa de preprocesare a simulării**, care furnizează datele de intrare pentru programul NovaFlow&Solid™ 2.0. Această etapă cuprinde următorii pași:

- *stabilirea domeniului de analiză*

În această etapă, ne propunem să determinăm distribuția vitezelor de umplere a formei cilindrilor bimetalici, distribuția câmpului de temperaturi în elementele componente ale tăbliei cilindrului bimetalic (crusta dură, membrana despărțitoare, miezul cilindrului) și distribuția fazei lichide în timpul solidificării cilindrului. Cu alte cuvinte, domeniul de analiză este unul tridimensional și, prin urmare, avem de-a face cu o

distribuție neliniară – tridimensională - a fenomenelor studiate;

- generarea geometriei domeniului de analiză ales cu ajutorul programului IronCAD 3.0;

- discretizarea domeniului de analiză în elemente finite, ceea ce presupune alegerea tipului de element finit, a constantelor caracteristice, stabilirea numărului de noduri pentru fiecare element și, în final generarea rețelei de discretizare;

- stabilirea proprietăților termo-fizice de material, ținând cont de aliajele din care sunt turnați cilindrii bimetaliți destinați laminării, precum și a materialelor necesare formării lor;

- implementarea condițiilor la limită spațiale și temporale (sau condiții inițiale).

- Etapa de postprocesare a simulării, care include lansarea în execuție a programului și afișarea rezultatelor obținute sub formă calitativă și cantitativă.

4.2.1.1. Etapa de preprocesare a simulării

În cadrul etapei de preprocesare este stabilit, în primul rând, domeniul de analiză, în vederea determinării evoluției vitezelor de ascensiune, în forma cilindrului bimetalic, a celor două tipuri de aliaje, în timpul turnării; a distribuției câmpului de temperaturi în sistemul piesă-formă, precum și evoluția fazei lichide în timpul solidificării cilindrului.

Analiza a fost efectuată pe cilindri de laminare turnați bimetala, din două calități de fontă, utilizați la laminarea tablei. În figura 4.7.a este prezentat cilindrul brut turnat (în forma de turnare) și, pentru comparație, în figura 4.7.b se precizează masa crustei dure din masa totală a cilindrului bimetalic.

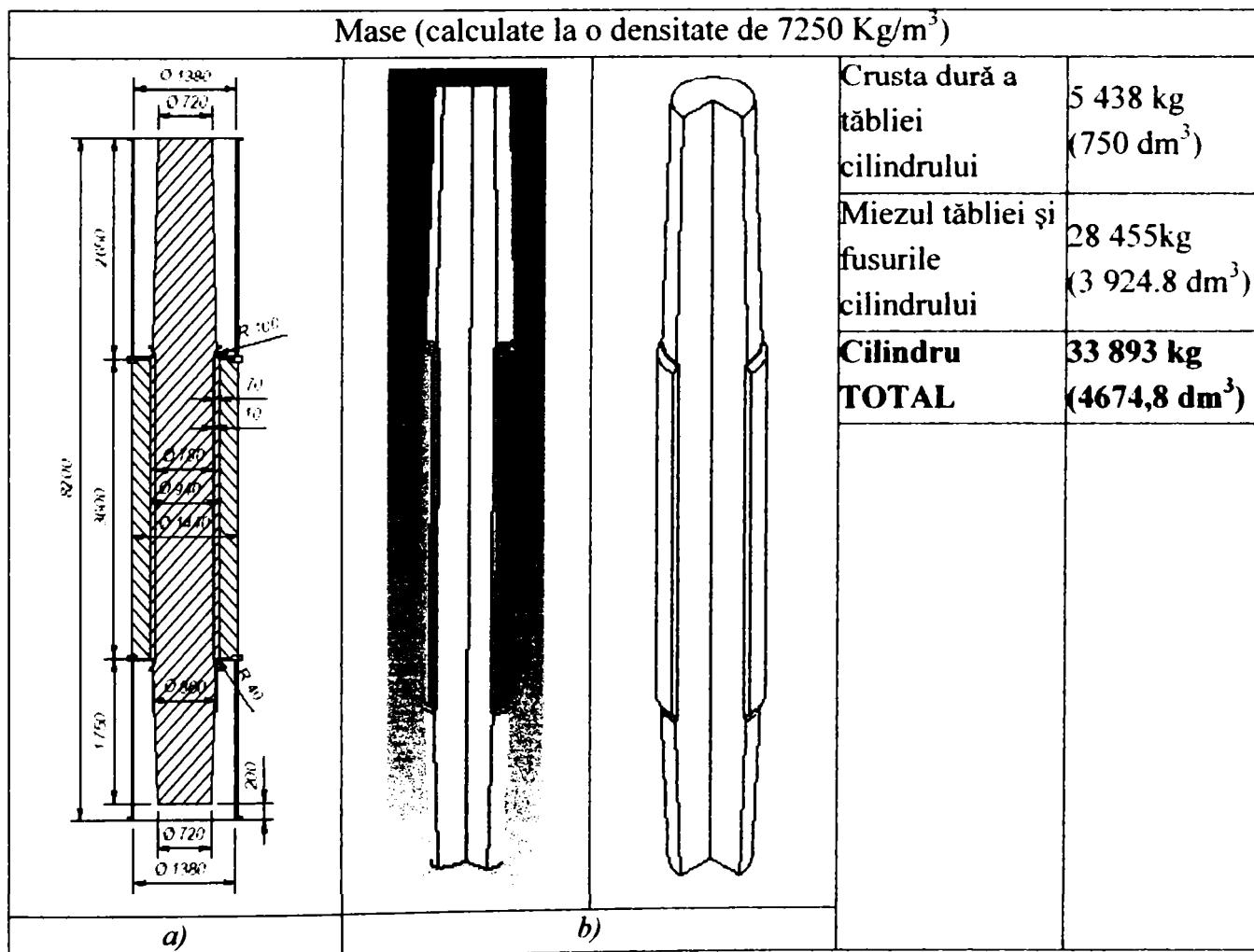


Fig. 4.7. Cilindru bimetalic ϕ 940x3600 mm, brut turnat, destinat laminării tablei

Alegerea tipului de element finit potrivit analizei care urmează a se efectua se face ținând cont de forma geometrică ce necesită a fi discretizată, precum și de lista de elemente disponibile în programul Nova Flow&Solid. De cele mai multe ori, tipul elementelor finite ce vor fi folosite derivă din tipul problemei de rezolvat și din structura domeniului de analiză a acesteia. Deoarece domeniul de analiză este unul spațial, s-a ales ca tip de element finit pentru discretizare unul din categoria „Elemente finite de volum (tridimensionale)”. Mărimea elementelor finite și, implicit, desimea rețelei de discretizare, influențează în mod direct convergența soluției, așadar trebuie aleasă cu mult discernământ. Dacă mărimea elementelor este mică (rețea foarte deasă), se anticipează o soluție finală mai bună, dar și un timp de calcul mai ridicat. Uneori, pentru discretizarea domeniului de analiză se folosesc elemente finite de dimensiuni diferite. Ca regulă generală, elementele mai mici se aleg pentru zonele cu variații mari ale mărimilor de câmp.

Generarea rețelei de discretizare se face pe suprafețe definite anterior (figura 4.7.a), ținându-se cont de faptul că toate nodurile și elementele rețelei sunt numerotate. La rezultatele obținute, pentru dimensiunile reale, simularea procesului de curgere și solidificare ar necesita o memorie RAM de peste 1000 MB, ceea ce depășește posibilitățile normale ale unui atelier de proiectare, deci se adoptă o similitudine dimensională: **ansamblul simulat este proporțional de patru ori mai mic decât cel original**. Simulându-se un model cu dimensiuni proportionale cu cel original, prin calcul, rezultatele (viteze, timpi de umplere, debite, timpi de solidificare, câmpuri de temperatură, etc.) pot fi extrapolate și pentru alte dimensiuni de cilindri. În acest caz, dimensiunile cilindrului simulat sunt cele prezentate în figura 4.8, iar în figura 4.9 sunt prezentate dimensiunile și detaliile rețelelor de alimentare.

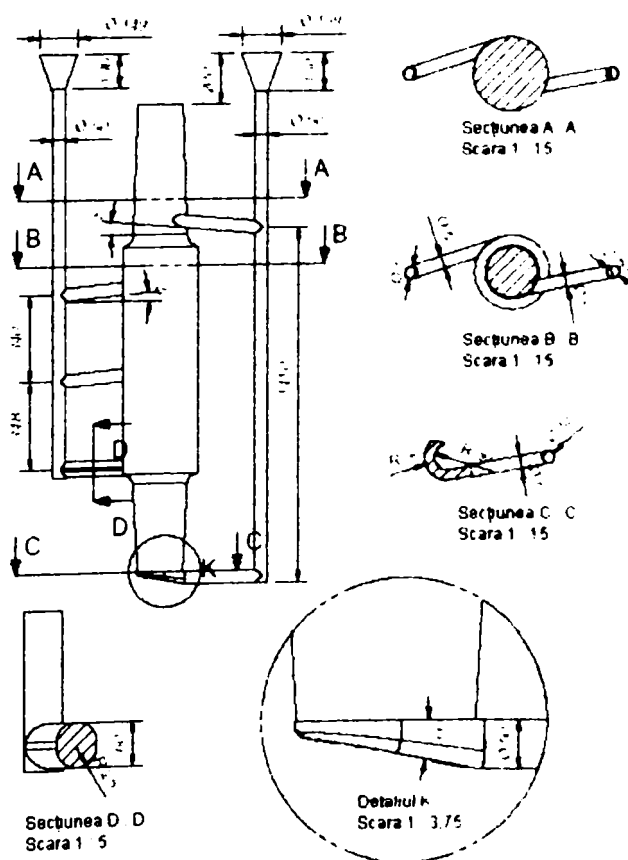
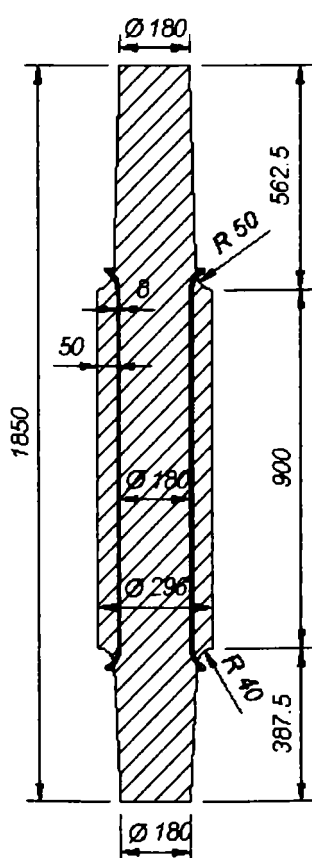


Fig. 4.8. Dimensiunile cilindrului brut turnat (simulat)

Fig. 4.9. Dimensiunile rețelelor de alimentare.

Ansamblul de turnare, reprezentat la același ordin de proporționalitate (de patru ori mai mic), este redat în figura 4.10.

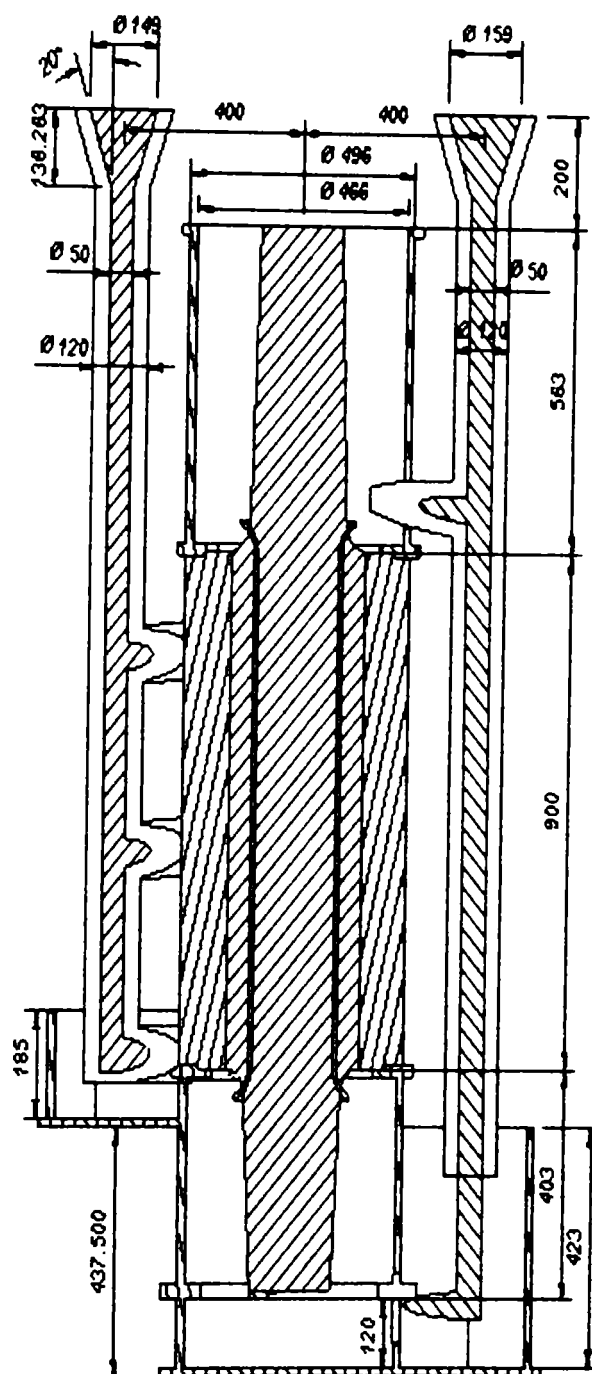
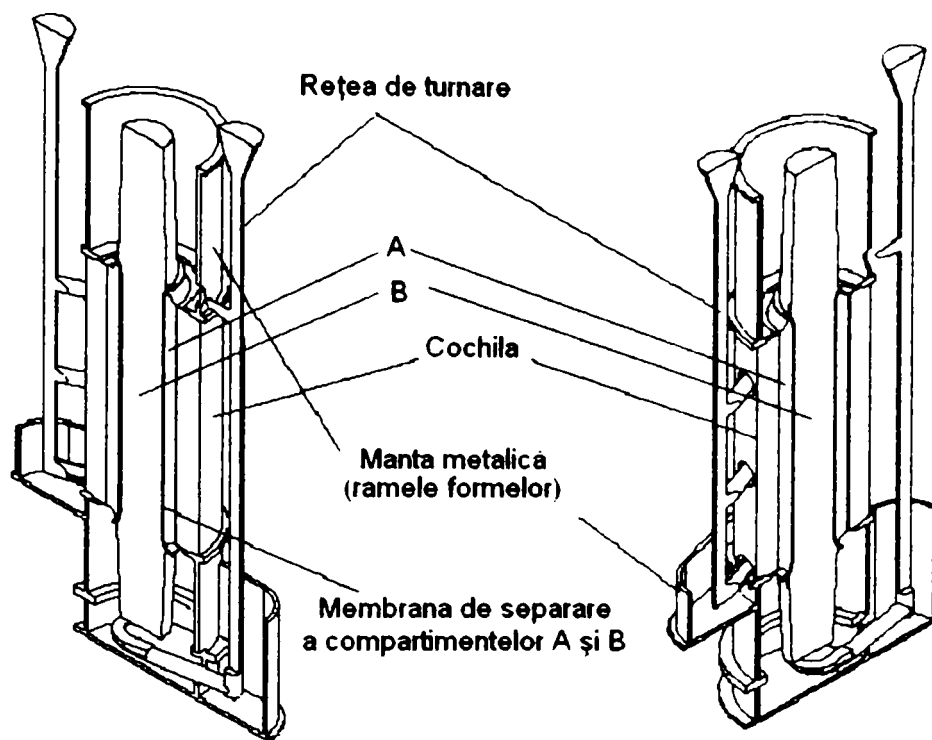


Fig. 4.10. Dimensiunile ansamblului de turnare.

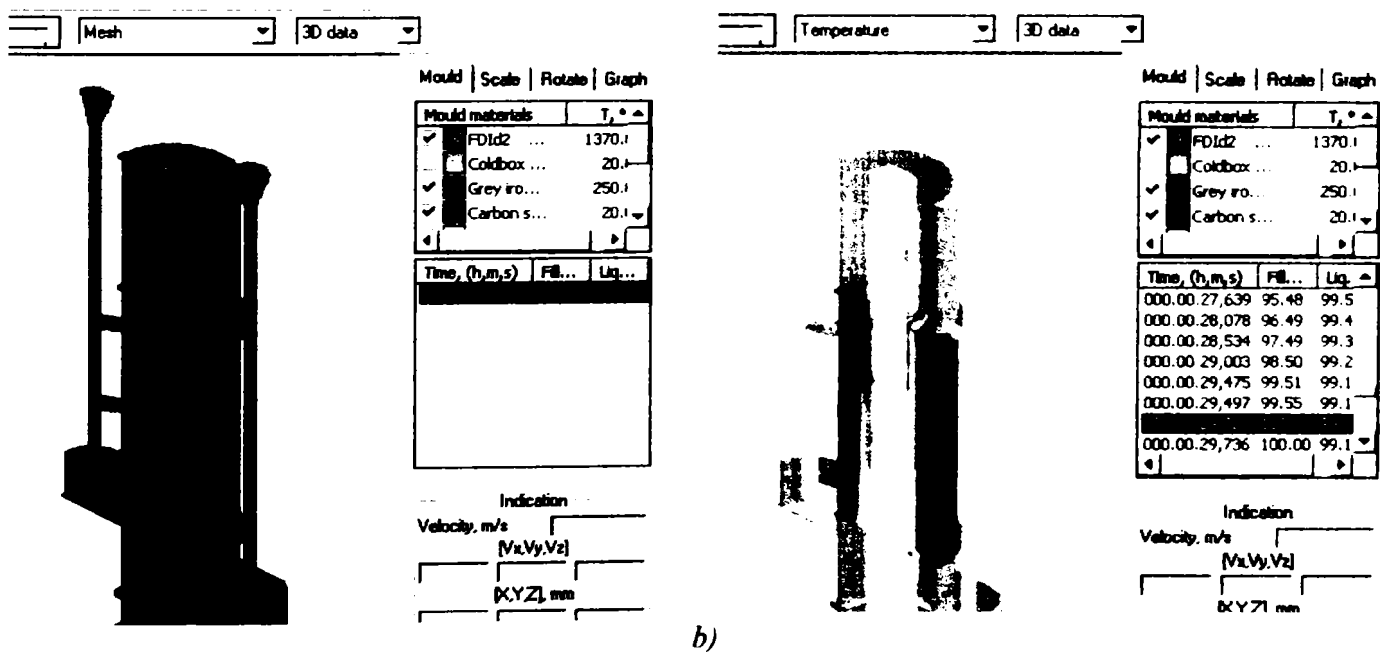
Introducerea modelelor geometrice 3D se face cu ajutorul **Modulului 3D Import**, iar rezultatul simulării ansamblului de turnare pentru cilindrul bimetalic este redat în figura 4.11. Pentru fiecare componentă a ansamblului s-a creat separat un model 3D la scara 1:1, căreia i s-a atribuit o culoare; pe acest considerent, ulterior, se vor determina proprietățile termo-fizice de material.

Numărul mare de elemente finite în care a fost discretizată structura ansamblului de turnare a cilindrilor bimetalici a permis o modelare foarte apropiată de geometria reală a tuturor

componentelor ansamblului. În figura 4.12 sunt prezentate câteva dintre aceste componente, în ordinea succesiunii utilizate de simulare.



a)



b)

Fig. 4.11. Modelul spațial al ansamblului de turnare pentru cilindri bimetalici:
 a) elementele ansamblului de turnare, creat cu programul IronCAD (secțiune);
 b) atribuirea culorilor pentru fiecare componentă a ansamblului de turnare;

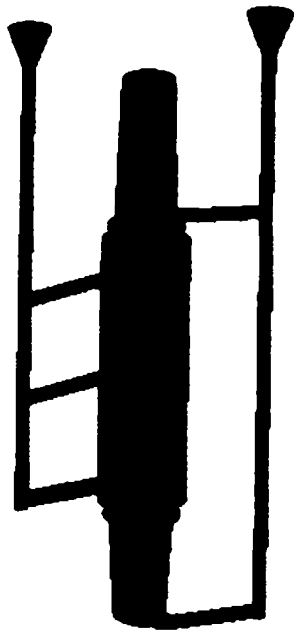


Fig. 4.12. a) cilindru bimetalic
brâu turnat și rețele de
alimentare



Fig. 4.12. c) detaliu referitor la
aplasarea în plane verticale diferite a
celor două rețele de alimentare



Fig. 4.12. b) detaliu referitor la
(atacul) amplasarea tangențială
a alimentatoarelor



Fig. 4.12.d)
detaliu referitor
la stabilirea
punctelor de
alimentare cu
fonta rimară a
crustei dure



Fig. 4.12.e)
detaliu referitor
la stabilirea
punctelor de
alimentare cu
fonta secundară
a miezului și
fusurilor



Fig. 4.12. f) amplasarea
cochilei, a ramelor formelor
superioară și inferioare în care
se formează: fusurile;
masele; alimentatoarele
pentru fontele primară și
secundară

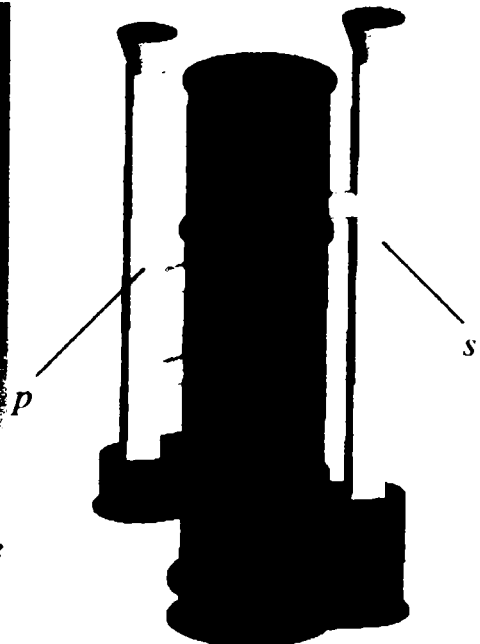


Fig. 4.12. g) plasarea tuburilor pentru
rețelele de alimentare a fontelor
primară și secundară

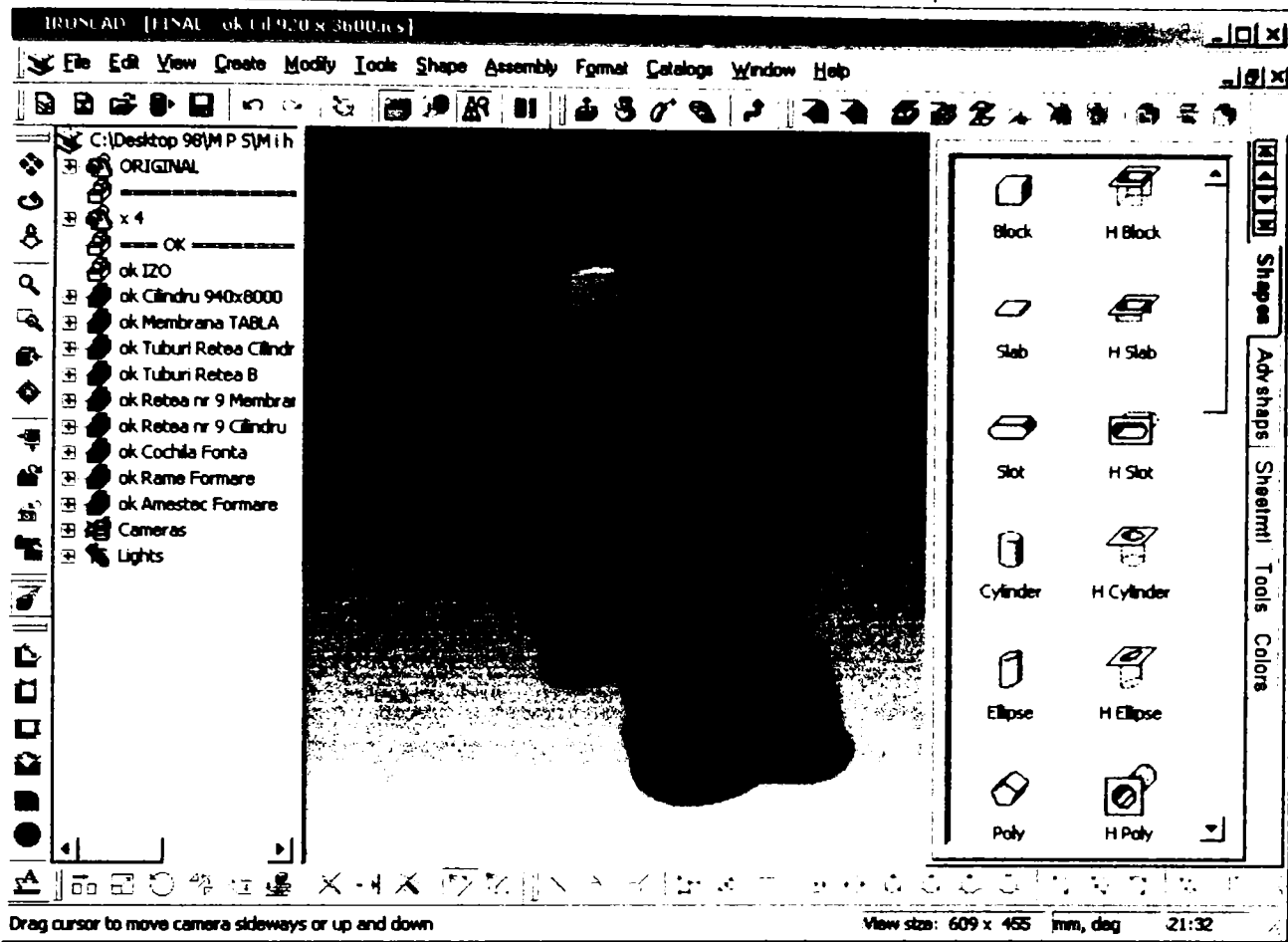


Fig. 4.12. Etapele realizării prin simulare a ansamblului de turnare

În vederea stabilirii constantelor termo-fizice de material, se ține cont de faptul că fonta FDId 2 (fontă cu structură indefinită, destinată turnării duplex a cilindrilor de laminare, din clasa 2 de duritate: 75HSh), din care este turnată crusta dură a cilindrilor bimetaliici, are compoziția chimică prezentată în tabelul 4.1, iar fonta cenușie, destinată turnării miezului cilindrilor, are compoziția chimică redată în tabelul 4.2.

Tabelul 4.1.

Compoziția chimică a fontei FDId 2 (pentru crustă) - STAS 4596 – 87

Marca de fontă	Compoziția chimică, [%]							
	C	Si	Mn	P _{max}	S _{max}	Ni	Cr	Mo
FDId 2	3,1...3,4	0,8...1,2	0,5...0,8	0,15	0,05	2,8...3,2	0,8...1,2	0,3...0,5

Tabelul 4.2.

Compoziția chimică a fontei cenușii (pentru miez) – SR EN 1561:1999

Marca de fontă	Compoziția chimică, [%]							
	C	Si	Mn	P _{max}	S _{max}	Ni	Cr	Mo
Fc 250	3,1...3,4	2,1...2,5	1,3...1,5	0,15	0,05	0,8...1,0	0,1...0,3	0,04...0,06

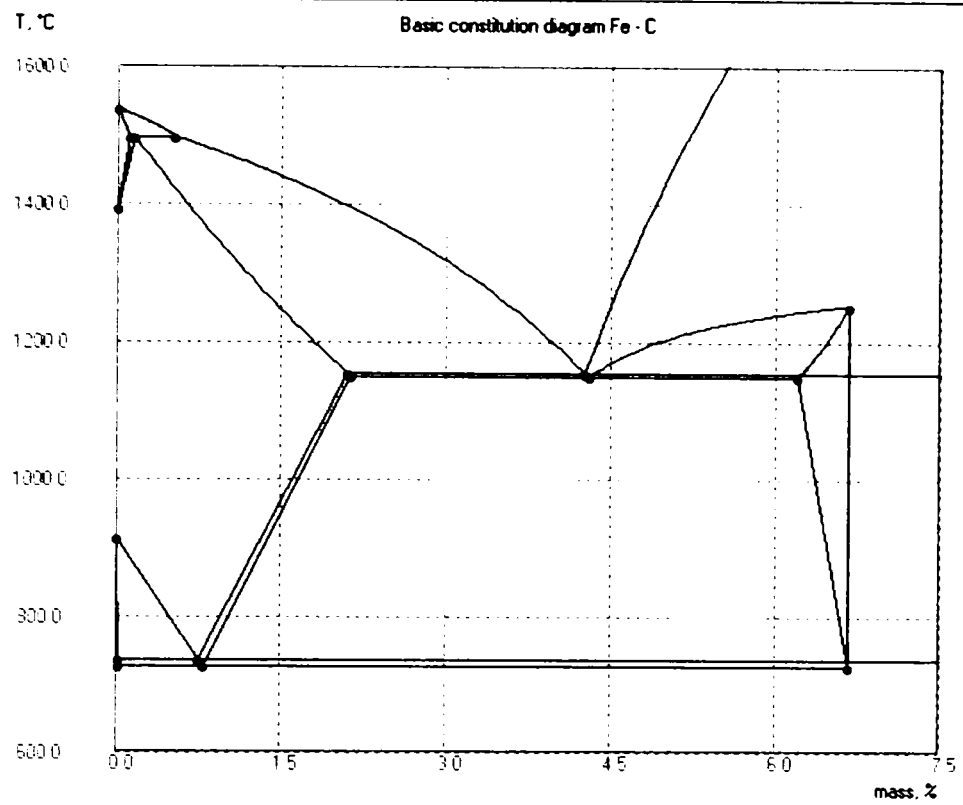
Baza de date a programului NovaFlow&Solid utilizează compoziția chimică pentru fiecare tip de material în vederea obținerii diagramei constituenților și, totodată, pentru a calcula parametrii utilizați în timpul solidificării. Toate datele termice sunt definite ulterior în funcție de temperaturile lichidus și solidus.

Ca prim pas în această etapă a simulării proceselor de curgere și solidificare, se introduce în baza de date compoziția chimică definită în tabelele 4.1 și 4.2. Semnificația mărimilor apărute pe interfața programului este dată în figura 4.13.

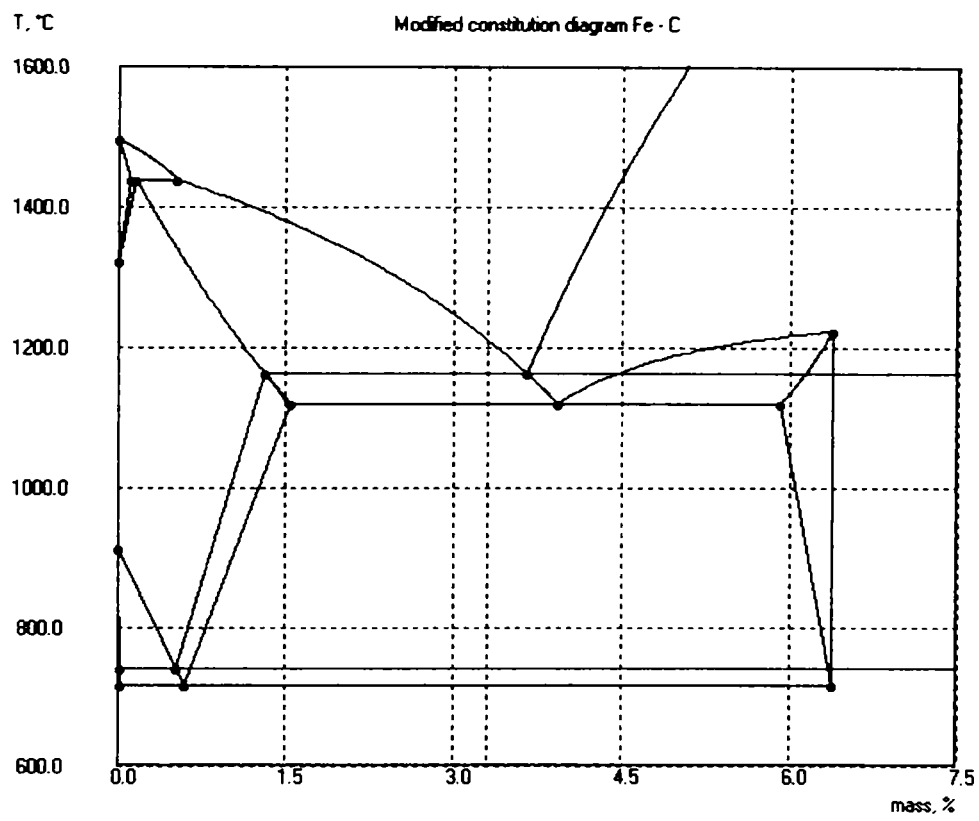
FDId2		<p>Tliq ; Tsol - Temperaturile lichidus și solidus, calculate pe baza compoziției chimice introduse</p> <p>Qcr – căldura latentă de cristalizare</p> <p>Qeut – căldura latentă de solidificare la eutectic (la temperatura eutectică)</p> <p>CLF – fracția lichidă critică [%] – această valoare este utilizată pentru a determina programul să nu „transporte” cantități de aliaj între două faze lichide</p>
Tliq, °C	1209.70	
Tsol, °C	1161.40	
Qcr, kJ/kg	160.00	
Qeut, kJ/kg	280.00	
CLFu, %	30.00	
CLFd, %	30.00	
Composition, %		
Fe	89.87	
C	3.30	
Si	1.30	
Mn	0.40	
Cr	1.40	
P	0.10	
S	0.03	
Cu	0.00	
Ni	3.30	
Mo	0.30	
V	0.00	
Al	0.00	
Sn	0.00	
Ti	0.00	
Bi	0.00	
Mg	0.00	

Fig. 4.13. Introducerea compoziției chimice în baza de date a programului NovaFlow&Solid

Următorul pas al acestei etape a simulării îl constituie obținerea diagramei de echilibru Fe-C dar și a diagramei modificată (figurile 4.14.a și b), în funcție de influența elementelor din compoziția chimică. În continuare, programul determină automat proprietățile termo-fizice, în funcție de marca de fontă aleasă, de compoziția chimică și de temperaturile oferite de diagrama de echilibru Fe-C (figurile 4.15. a, b, c, d).



a)



b)

Fig. 4.14. Diagrama de echilibru fier-carbon:
 a) diagrama Fe-C de bază; b) diagrama Fe-C modificată în funcție de influența elementelor de aliere.

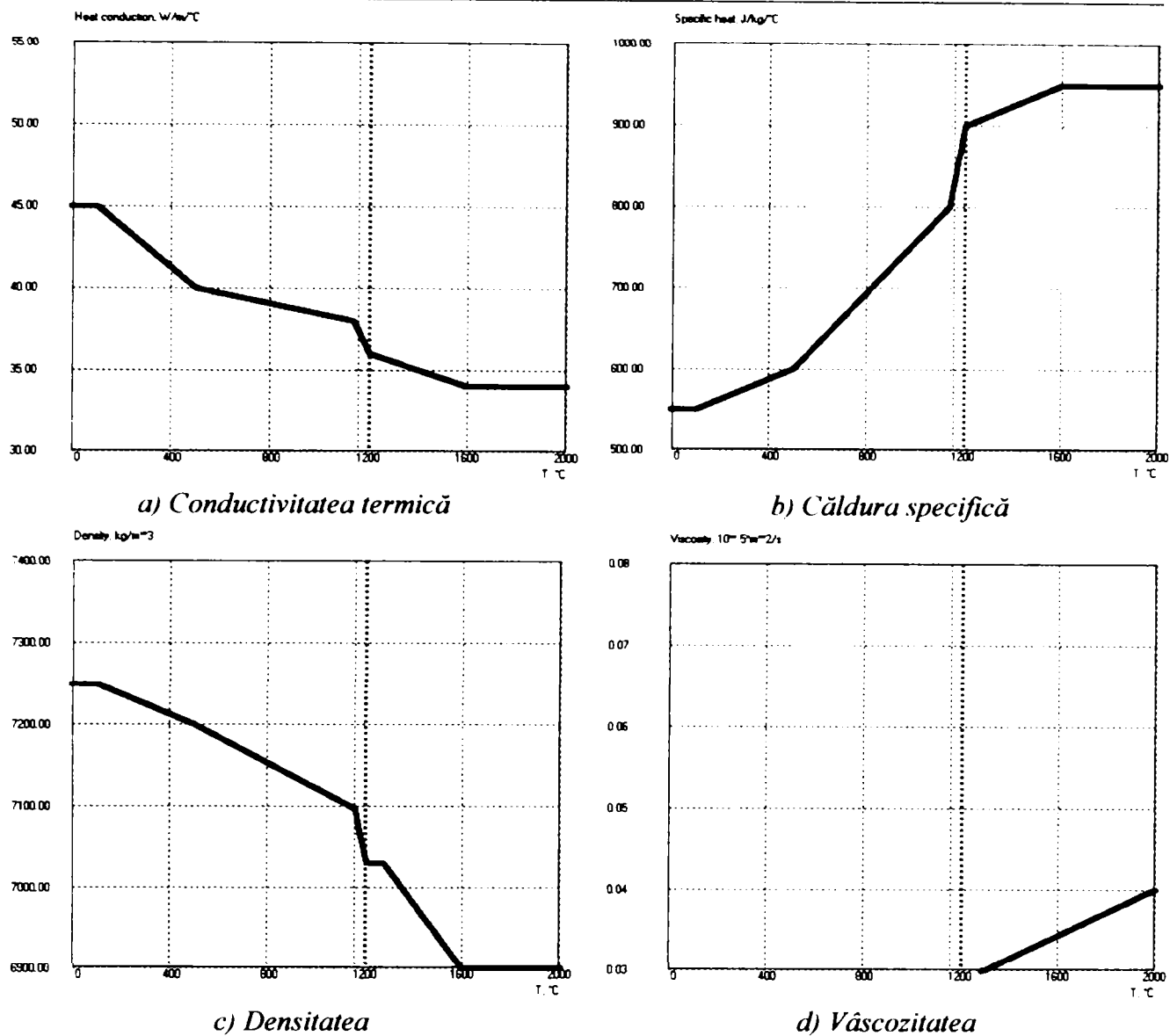


Fig. 4.15. Variația proprietăților termofizice ale mărcii de fontă FDId2, în funcție de temperatură

Pasul referitor la setarea parametrilor de turnare implică utilizarea modulului **Initial Settings**. În acest moment se stabilesc dimensiunile celulei de discretizare (figura 4.16); se definesc (sau se aleg din baza de date) materialele pentru amestecul de formare al fusurilor, aliajele din care se execută ramele formelor temporare și permanente (cochila), materialul din care s-a executat membrana despărțitoare (cu rol de răcitor intern), tipul de vopsele refractare folosite; se stabilesc pozițiile punctelor de alimentare precum și locul de poziționare a termocuplelor necesare estimării temperaturii în timpul simulării. Tuturor acestor materiale li se atribuie proprietăți termo-fizice și temperaturi inițiale (figura 4.17). Tot în această etapă de preprocesare a simulării se impun condiții limită în ceea ce privește transferul de căldură în sistemul piesă – formă – mediu înconjurător. Pentru reducerea timpului de simulare se poate simula numai jumătate din piesă, prin impunerea condițiilor limită în ceea ce privește simetria piesei.

Analizând dimensiunile de gabarit ale ansamblului de turnare, complexitatea condițiilor de transfer termic între elementele componente ale acestuia și condițiile limită de simetrie a piesei, s-a adoptat o celulă de discretizare a cărei mărime este de 8 mm. În final, a rezultat un număr de 2 772 000 celule de discretizare, din care 196 876 sunt din fontă (vezi figura 4.16).

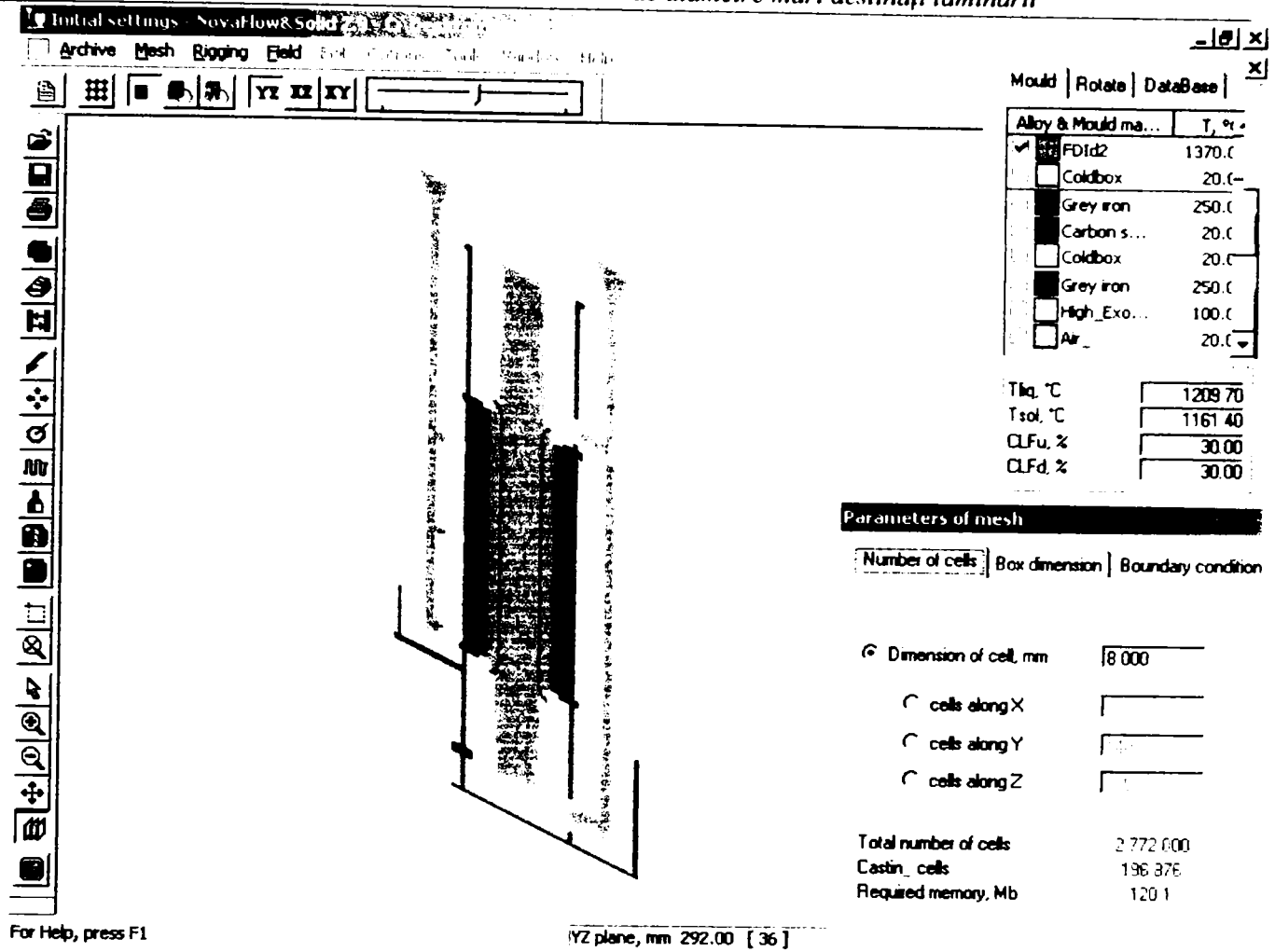


Fig. 4.16. Fereastră de dialog pentru stabilirea datelor inițiale necesare rulării programului de simulare

Din figura 4.16 se observă că rețeaua de discretizare pentru ansamblul de turnare bimetala simulat utilizează pe axa X - 72 de noduri, pe axa Y - 140 de noduri, iar pe axa Z sunt 275 de noduri.

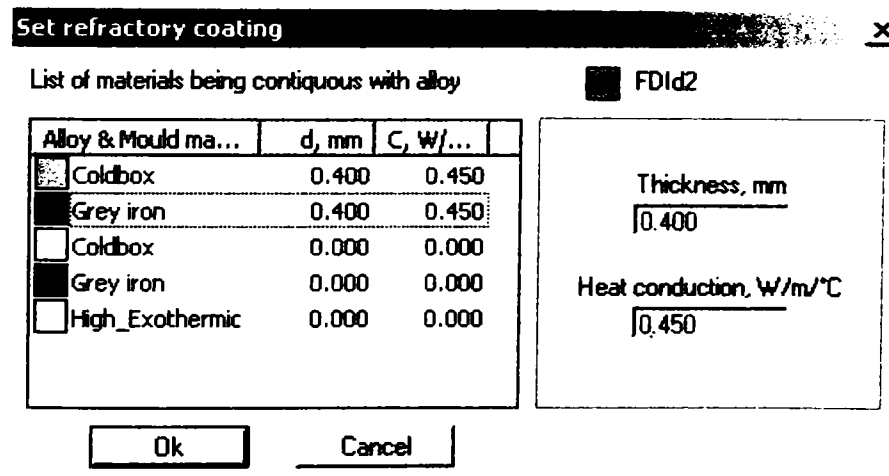
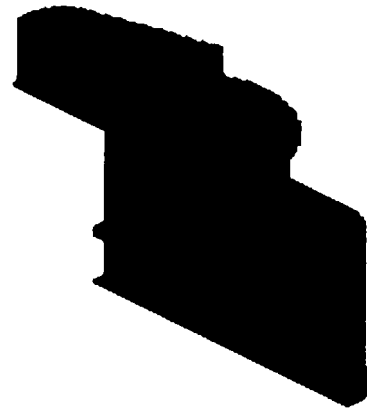


Fig. 4.17.a) Fereastra de dialog pentru stabilirea materialelor folosite la executarea componentelor ansamblului de turnare, a dimensiunilor și proprietăților termo-fizice

Coldbox 20.00

Carbon steel 20



Forma: din amestec de formare cu temperatura inițială de 20 °C

Rama formei: tablă de oțel cu temperatura inițială de 20 °C

Grey iron 250

Grey iron 250



Cochila: Fontă cenușie cu temperatura inițială de 250 °C

Membrană: Fontă cenușie cu temperatura inițială de 250 °C

Fig. 4.17.b) Materialele și temperaturile inițiale ale componentelor ansamblului de turnare a cilindrului de laminare simulat

4.2.1.2. Etapa de postprocesare a simulării. Obținerea rezultatelor

Etapa de postprocesare a modelului numeric include lansarea în execuție a programului NovaFlow&Solid 2.9.

Având stabilită varianta de rezolvare (tipul *solver*-ului) se poate trece la rularea programului. În timpul procesării se poate alege opțiunea de a deschide o fereastră de vizualizare a pașilor executați pe parcursul operațiunilor de calcul. În cazul în care nu a intervenit nici un fel de eroare în timpul procesului de introducere a datelor, programul rulează un anumit interval de timp (necesar rezolvării sistemului de ecuații creat) după care inițiază un dialog prin care operatorul este anunțat că procesarea datelor s-a încheiat cu succes.

NovaFlow&Solid, produs de *NovaCast AB* din Suedia, oferă o soluție practică pentru proiectarea sistemelor de alimentare, fiind totodată un program de simulare a umplerii formei și comportării la solidificare, după umplerea formei, bazându-se pe teoria curgerii fluidelor și a transferului de căldură în timpul solidificării aliajului în formă.

Simularea constă în calculul și vizualizarea evoluției vitezelor de umplere a formei, a câmpului de temperatură, a fazei lichide, timpul de solidificare, trasarea curbelor temperatură funcție de timp în orice punct:

- Vizualizare se poate face din orice direcție atât în 2D cât și în 3D. Simularea în 2D poate da informații în orice punct al piesei referitor la temperatură, fracția lichidă (care arată cât metal lichid se află în piesa turnată după un anumit timp), contracția, valoarea și direcția vectorilor de viteză (pentru a obține o mai mare acuratețe a vitezei de curgere), precum și presiunea în timpul umplerii formei. În 3D piesa turnată poate fi rotită liber în spațiu pentru a examina mai bine rezultatele. Programul include o nouă metodă de vizualizare a rezultatelor numită „transparent 3D”;

- Rezultatele pot fi vizualizate în timpul efectuării calculului;

- Mai multe simulări diferite pot fi realizate simultan printr-o metodă numită “Autosimulare”; utilizatorul poate alege până la 10 simulări pe care trebuie să le realizeze (de exemplu peste noapte);

- Rezultatele pot fi vizualizate și examinate și sub forma unei animații.

4.2.2. Evoluția câmpului de viteze a aliajelor

în timpul umplerii formei cilindrilor de laminare bimetali

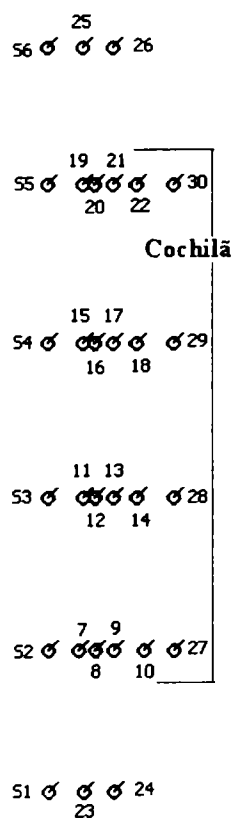
În general, la realizarea unei piese turnate, pentru calculele tehnologice de dimensionare sau optimizare a maselotei, rețelelor de turnare, adaosurilor, răcitorilor, a maselor de aliaje lichide și consumurilor specifice etc. este necesar un timp destul de îndelungat, deși există binecunoscutele nomograme. Apariția și răspândirea tehnicii de calcul relativ ieftine, sub forma PC-urilor (Personal Computer) pune la îndemâna inginerului un instrument de calcul foarte valoros care poate oferi rezultate mult mai rapide și mult mai precise. Folosind avantajele oferite de puterea de calcul electronic, se pot rezolva, prin metode numerice de aproximare, probleme ca: generarea automată a desenelor de execuție direct din modelul 3D sau ansamblul realizat (vederi, secțiuni, detalii) cu cotare automată; simularea unui proces, în condiții date, pe baza unui

model matematic care ține seama de parametrii procesului; analiza procesului de curgere și solidificare; evoluția câmpului de temperatură, a fazei lichide etc.

Din analiza capitolelor precedente se poate concluziona că cilindri bimetali $\phi 920 \times 3300$ mm, destinați laminării tablei, se realizează prin turnare (cu spălarea miezului în varianta statică) a două tipuri de aliaje: cel numit „primar” sau fonta de marcă FDId2, aliaj cu care se dorește obținerea unei cruste dure, și un aliaj numit „secundar”, sau fonta cenușie nealiată, care duce la obținerea miezului și a fusurilor tenace, însă cu caracteristici mecanice de rezistență și duritate mai scăzute.

Varianta de turnare bimetala - cea a vaselor comunicante -, propusă prin această teză, permite folosirea unei cantități exacte de aliaje „primar” și „secundar”, adică obținerea unor importante efecte economice (atât la producător, cât și la beneficiar), prin reducerea consumului de aliaje înalt aliate și deficitare. Procedul prezentat urmărește să realizeze turnarea aliajelor lichide pe căi diferite, pentru ca fonta bogat aliată, ce va forma crusta dură a tăbliei cilindrului, să urce în cavitatea formei concomitent (la același nivel) cu fonta cenușie, nealiată, destinată obținerii fusurilor și miezului cilindrului bimetalic. Aliajele nu se amestecă în timpul turnării datorită dispunerii membranei metalice în interiorul. Umplerea cochilei, în cele două compartimente astfel create, se realizează cu viteze egale de ascensiune a celor două aliaje, datorită rețelelor de turnare care au fost dimensionate în prealabil.

Pentru simularea numerică a procesului de umplere a formei, în condițiile prezentate anterior, s-a optat pentru programul NovaFlow&Solid, acesta fiind un program specializat care dispune de baze de date detaliate, utilizând compoziția chimică pentru fiecare material în parte, în vederea determinării proprietăților termo-fizice. Programul poate realiza importul de fișiere



Nu...	X, mm	Y, mm	Z, mm
S1	275.00	565.00	355.00
S2	275.00	565.00	595.00
S3	275.00	565.00	855.00
S4	275.00	565.00	1115.00
S5	275.00	565.00	1385.00
S6	275.00	565.00	1615.00
S7	225.00	565.00	595.00
S8	195.00	565.00	595.00
S9	165.00	565.00	595.00
S10	115.00	565.00	595.00
S11	215.00	565.00	855.00
S12	195.00	565.00	855.00
S13	165.00	565.00	855.00
S14	125.00	565.00	855.00
S15	215.00	565.00	1115.00
S16	195.00	565.00	1115.00
S17	165.00	565.00	1115.00
S18	125.00	565.00	1115.00
S19	215.00	565.00	1385.00
S20	195.00	565.00	1385.00
S21	165.00	565.00	1385.00
S22	125.00	565.00	1385.00
S23	215.00	565.00	355.00
S24	165.00	565.00	355.00
S25	215.00	565.00	1615.00
S26	165.00	565.00	1615.00
S27	65.00	565.00	595.00
S28	65.00	565.00	855.00
S29	65.00	565.00	1115.00
S30	65.00	565.00	1385.00

CAD (IronCAD) cu care s-a realizat modelarea geometrică a ansamblului de turnare pentru cilindrul bimetalic.

Pentru urmărirea nivelului atins de aliajele lichide pe parcursul ascensiunii în forma de turnare, precum și pentru estimarea temperaturii în timpul solidificării, programul de simulare a poziționat 30 de termocuple (figura 4.18), în plane longitudinale și transversale, a căror poziție este bine determinată.

Fig. 4.18. Dispunerea celor 30 de termocuple (senzori de temperatură) în secțiunea cilindrului simulat

Pașii de simulare sunt prezentați succesiv (figurile 4.19...4.), în funcție de timpul înregistrat de la începutul procesului de turnare în forma cilindrului bimetalic.

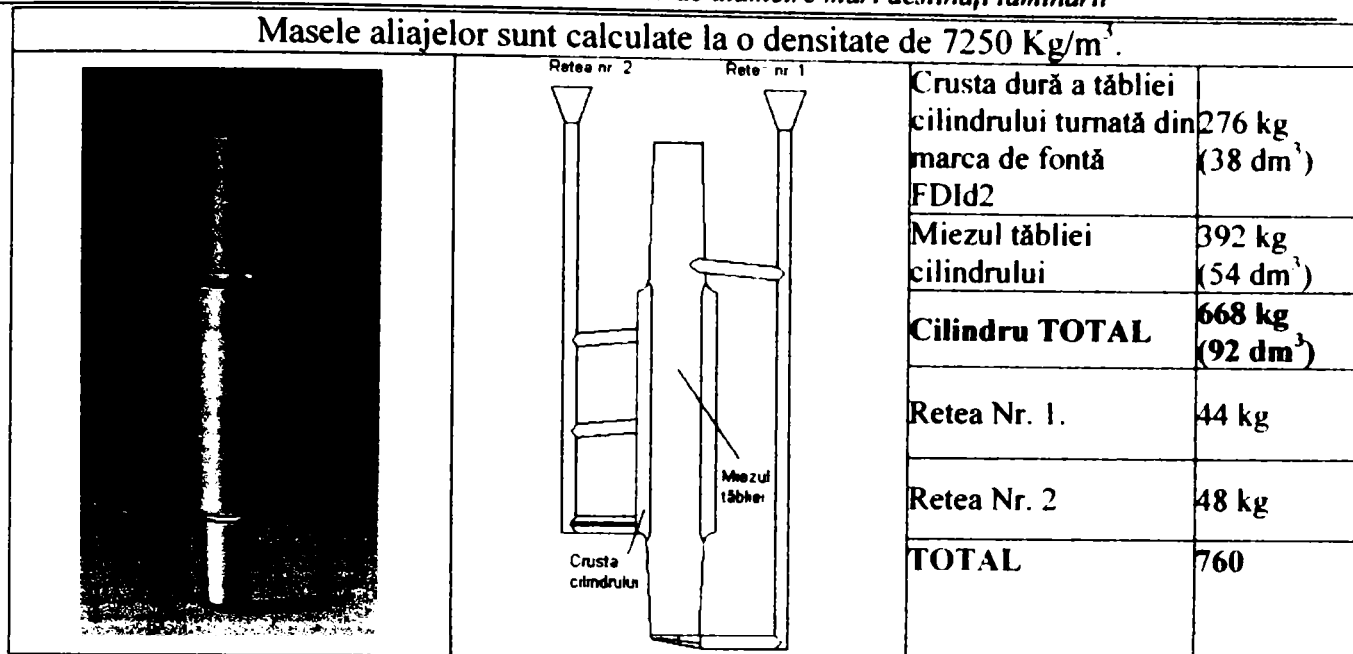


Fig. 4.19. Calculul necesarului de aliaje lichide, în vederea umplerii cavităților forme cilindrici bimetalice

Momentul, sec.		Debitul de turnare	
		Crusta dură a cilindrului (rețeaua nr. 2)	Miezul tăbliei și fusuri (rețeaua nr. 1)
1	0	0 kg/sec	12,763 kg/sec

Se începe turnarea fontei secundare prin rețeaua de alimentare numărul 1, pentru turnarea miezului cilindric și a fusurilor. Prin rețeaua numărul 2 nu a început turnarea aliajul primar. Valorile din tabelul prezentat în dreapta imaginii reprezintă:

- momentul în care este prezentat câmpul ⇒ 000 ore, 00 minute, 00,145 sec;
- procentul de lichid din volumul total al cavității ce trebuie umplută ⇒ 0,26 % din totalul cavității a fost umplut cu aliaj lichid;
- procentul de fază lichidă din totalul de aliaj ⇒ 100% din masa aliajului turnat este fază lichidă.

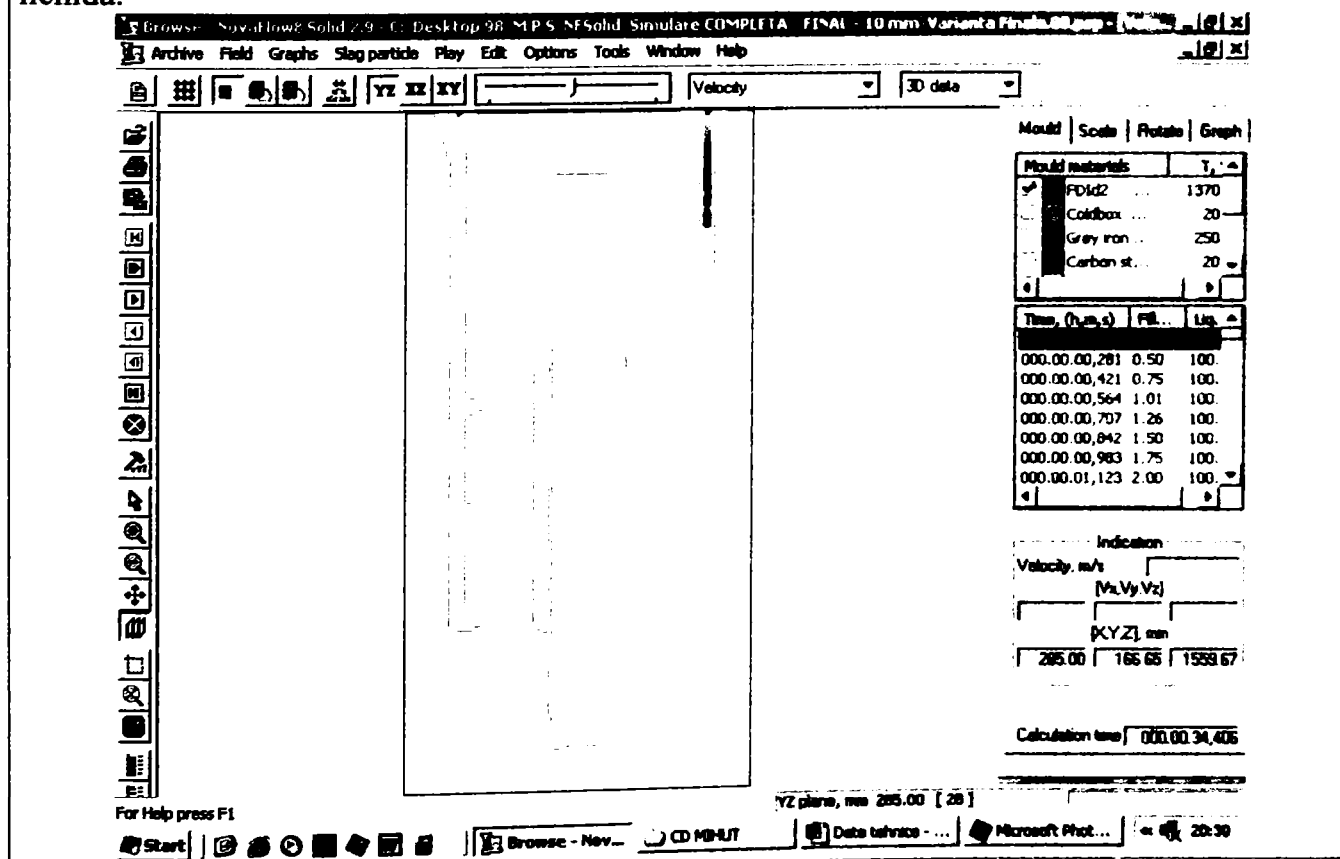


Fig. 4.20. Prezentarea momentului inițial al umplerii rețelei de turnare a aliajului secundar

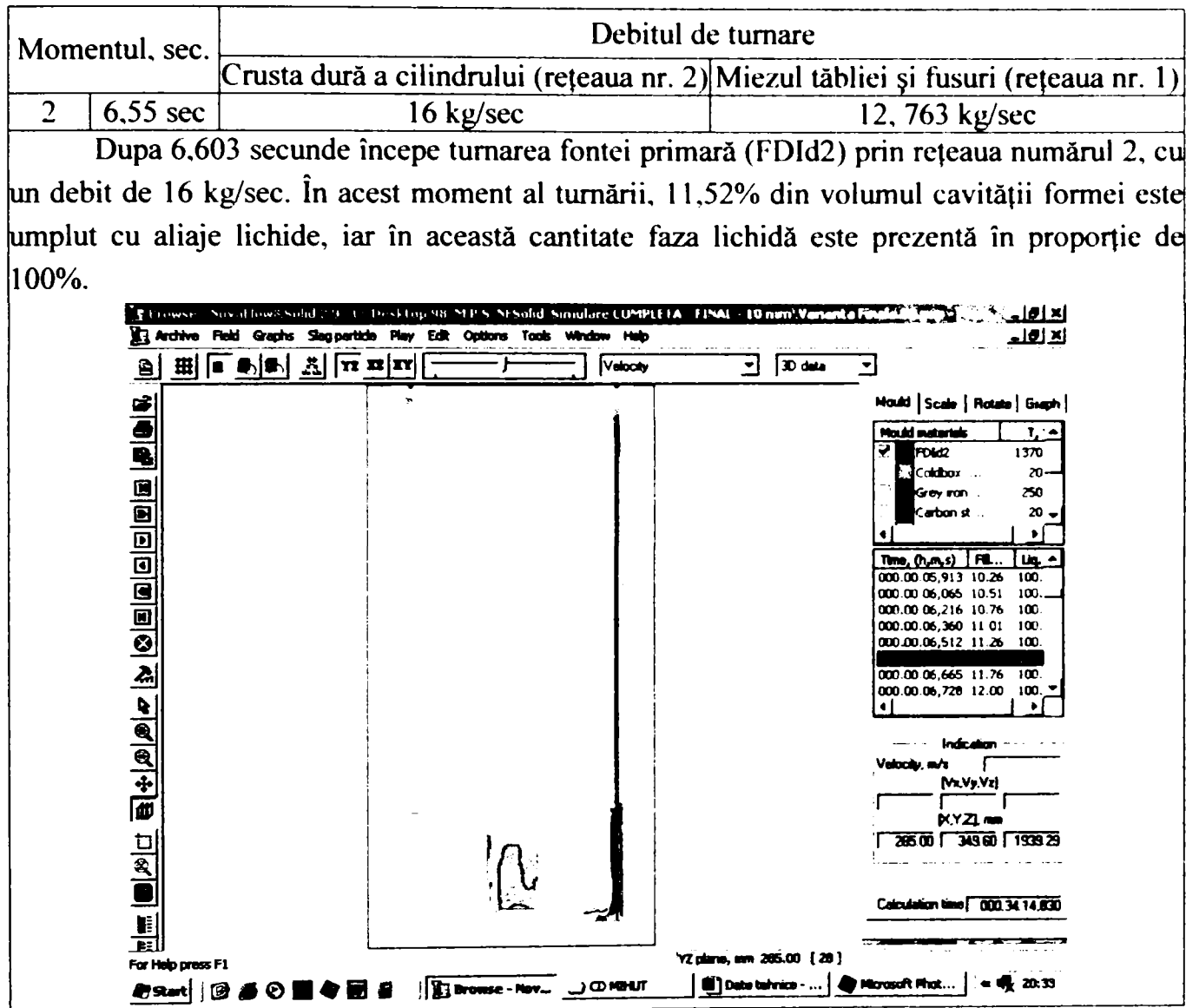


Fig. 4.21. Prezentarea momentului începutului umplerii rețelei de turnare a aliajului secundar

Pentru vizualizarea etapelor de simulare ulterioare este necesar să se precizeze nivelul de la care se urmăresc strict vitezele de ascensiune în formă a celor două tipuri de aliaje, adică pe înălțimea tăbliei. Pentru aceasta se determină masele aliajelor ce vor alcătui crusta dură și miezul cilindrului, precum și timpii de umplere a celor două cavități ale cochilei. Membrana despărțitoare are proprietatea de a nu se dizolva, pe înălțimea ei, înainte de umplerea cochilei cu aliajele lichide.

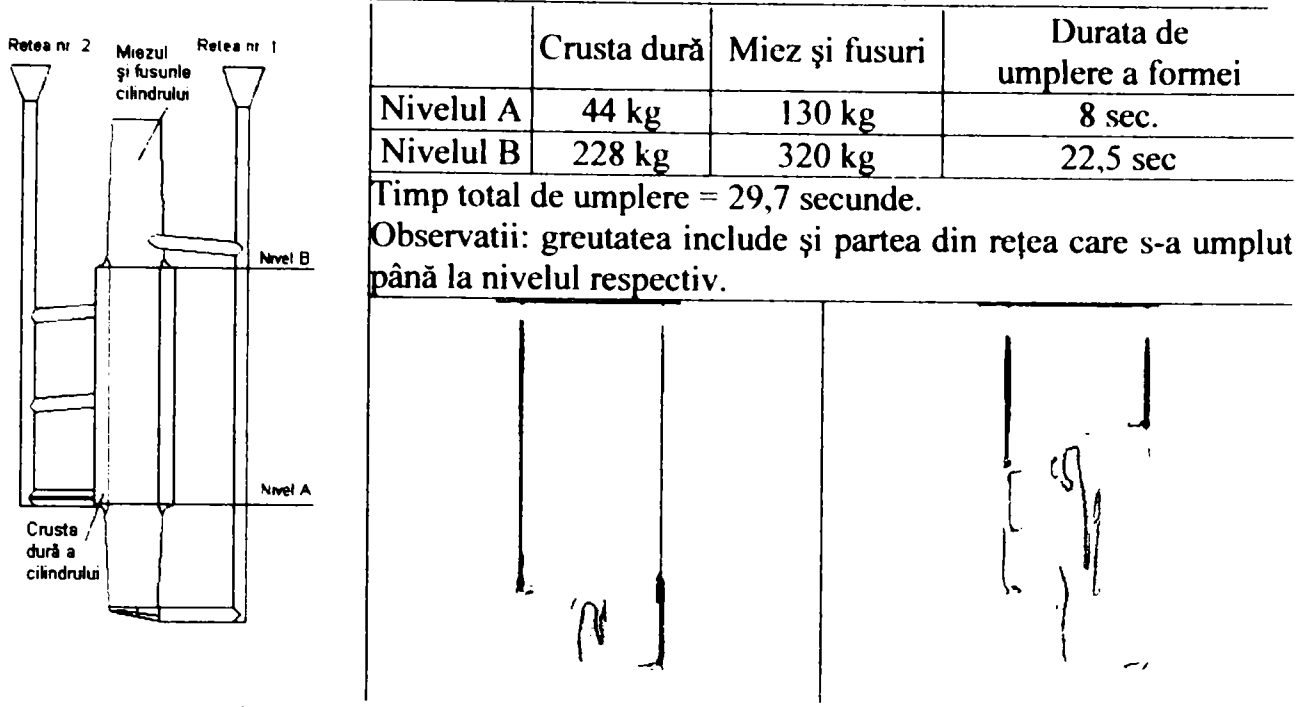


Fig. 4.22. Calculul necesarului de aliaje lichide, din condiția umplerii cruste și miezului tăbliei cilindrilor bimetalic cu aceeași viteză

Momentul, sec.	Debitul de turnare	
	Crușta dură a cilindrilor (rețeaua nr. 2)	Miezul tăbliei și fusuri (rețeaua nr. 1)
3 8,029 sec	16 kg/sec	12,763 kg/sec

În acest moment aliajele lichide (primar și secundar), turnate prin ambele rețele, ajung la nivelul A (fig. 4.22). Durata de umplere a rețelei numărul 2 cu aliaj primar este calculată prin diferența timpilor înregistrați la momentele de 3 și 2, adică $8,029 - 6,55 = 1,479$ (aproximativ 1,5 sec). Volumul ocupat de aliajele lichide reprezintă, la acest moment al simulării, 17% din volumul total al cavității formei de turnare.

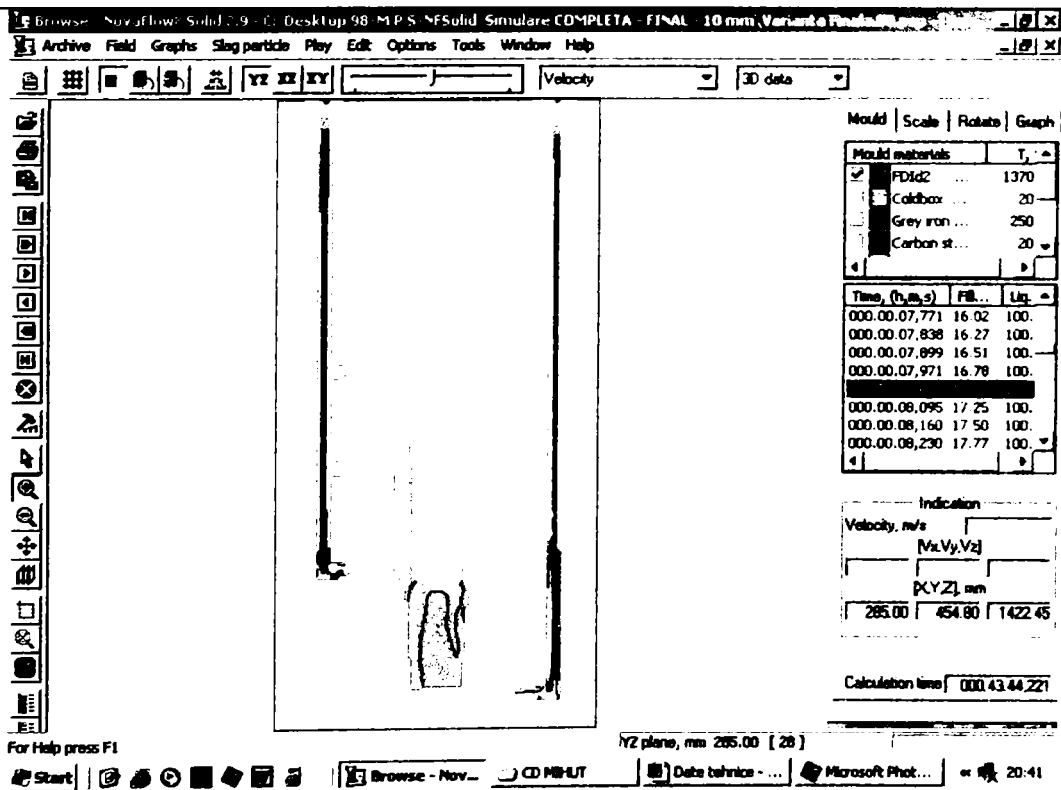


Fig. 4.23. Prezentarea momentului începutului alimentării cruste cilindrilor bimetalic cu aliaj primar

Momentul, sec.		Debitul de turnare	
		Crusta dură a cilindrului (rețeaua nr. 2)	Miezul tăbliei și fusuri (rețeaua nr. 1)
4	15 sec	16 kg/sec	13.5 kg/sec
<p>După 15 secunde de la începutul simulării, aliajele turnate prin ambele rețele se găsesc la nivelul celui de-al doilea alimentator al rețelei de alimentare cu fonta primară (rețeaua numărul 2).</p>			
Momentul, sec.		Debitul de turnare	
		Crusta dură a cilindrului (rețeaua nr. 2)	Miezul tăbliei și fusuri (rețeaua nr. 1)
5	19.5 sec	16 kg/sec	13.5 kg/sec
<p>La 19.5 secunde de la începutul simulării procesului de curgere, aliajele primar și secundar, turnate prin ambele rețele, se găsesc la nivelul celui de-al treilea alimentator al rețelei 2.</p>			
Momentul, sec.		Debitul de turnare	
		Crusta dură a cilindrului (rețeaua nr. 2)	Miezul tăbliei și fusuri (rețeaua nr. 1)
6	21 sec	16 kg/sec	13.5 kg/sec
<p>În acest moment (după 21 secunde de simulare) aliajul secundar, turnat prin rețeaua numărul 1 (care umple miezul și fusurile cilindrului) începe să curgă prin cel de-al doilea alimentator (alimentatorul de sus). În această imagine s-a simbolizat cu vectori evoluția câmpului vitezelor celor două aliaje în timpul umplerii crustei și miezului tăbliei cilindrului bimetalic</p>		<p><i>Al doilea alimentator al rețelei numărul 1</i></p>	

Fig. 4.24. Analiza etapelor de simulare a umplerii celor două compartimente (crustă și miez) ale cochilei cu aliajele primar și secundar

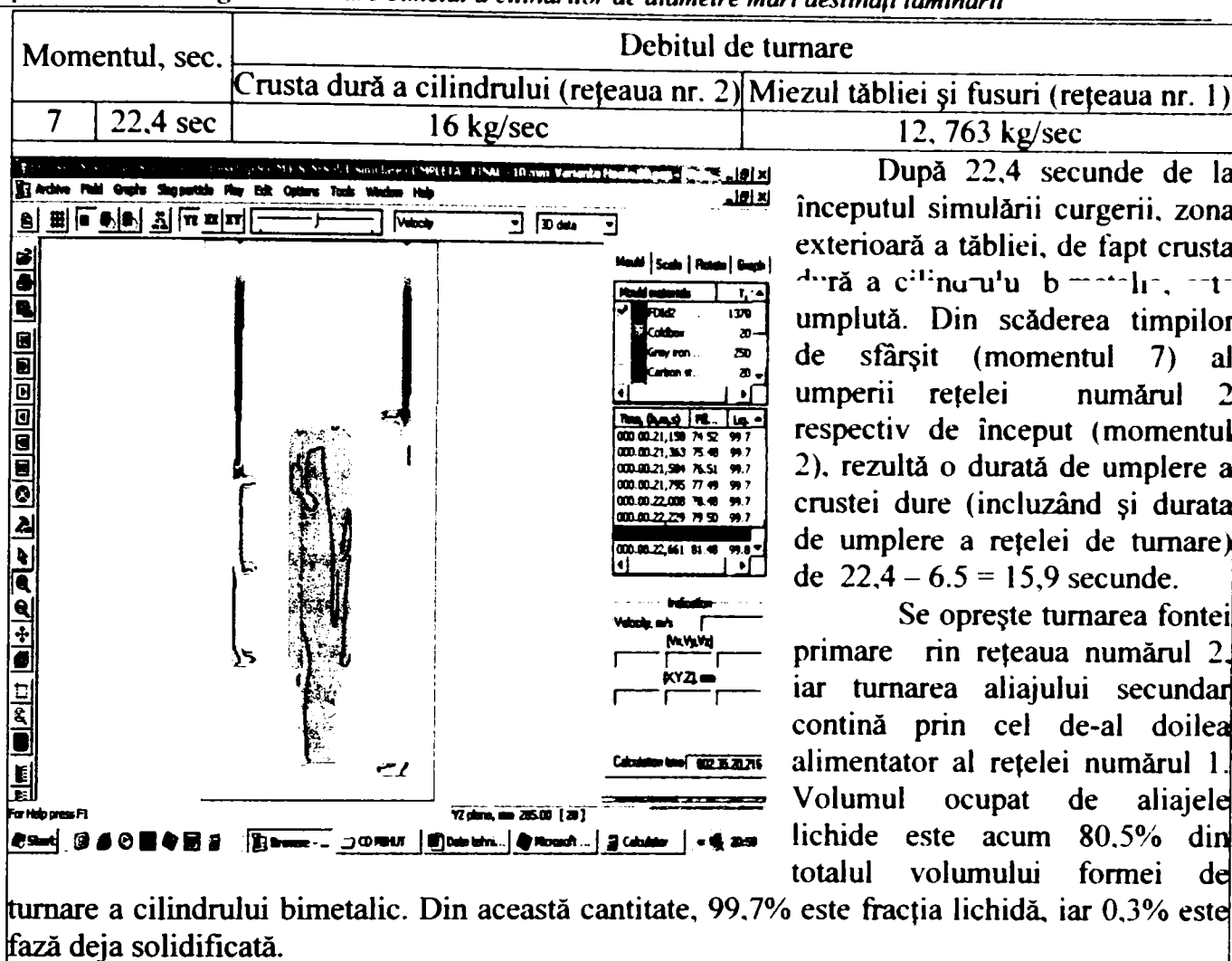


Fig. 4.25. Prezentarea sfârșitului umplerii celor două compartimente (crustă și miez) ale cochilei cu aliajele primar și secundar

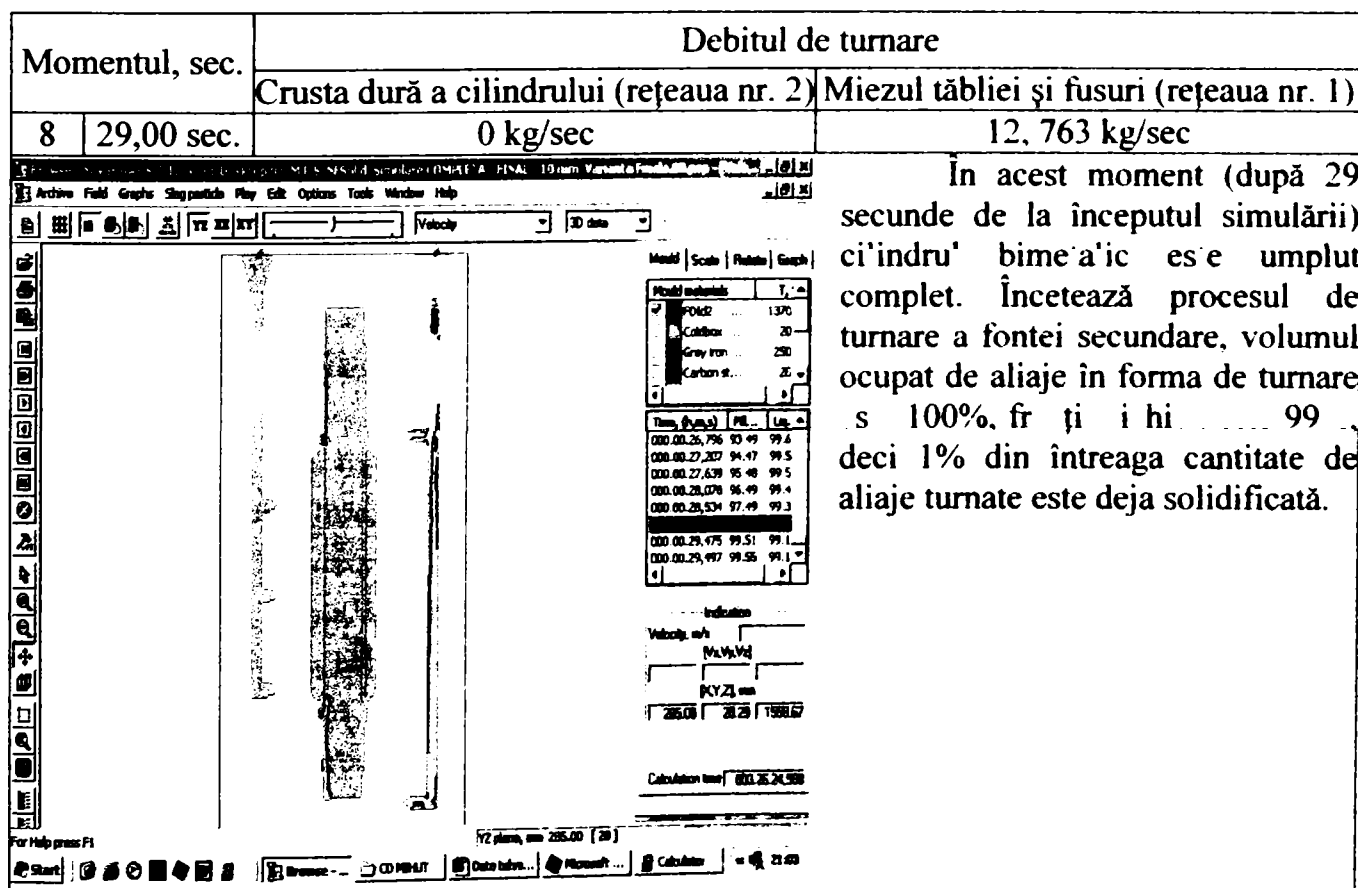


Fig. 4.26. Prezentarea sfârșitului umplerii forme cilindrului bimetalic cu aliajele primar și secundar

4.2.3. Analiza distribuției câmpurilor termice în cilindrii bimetalici în timpul turnării

Variațiile de temperatură în interiorul cilindrilor bimetalici, atât în secțiune transversală cât și longitudinală, apărute în timpul turnării statice, prin metoda spălării miezului, duc la apariția tensiunilor termice interne, care, suprapuse peste cele de natură structurală (cauzate de neomogenitatea compoziției chimice, vitezei de răcire de la temperatura lichidus până la 550°C, a duratei de cristalizare și răcire, în special în domeniul temperaturilor 1143...550°C etc.), provoacă frecvent cel mai întâlnit defect al acestui tip de cilindri – crăpăturile la cald. Procedul de turnare prin metoda vaselor comunicante elimină acest neajuns prin faptul că permite obținerea crustei dure și a zonei de trecere de dimensiuni dorite și stabile pe toată lungimea tăbliei cilindrului, iar menținerea temperaturii, relativ constantă, în timpul umplerii formei, este condiționată de utilizarea rețelelor de alimentare etajate, atât pentru miezul cilindrului, cât și pentru partea sa activă – crusta dură.

Programul de simulare a curgerii și solidificării – NovaFlow&Solid – permite efectuarea unei analize calitative și cantitative a distribuției câmpului de temperaturi în orice punct din sistemul aliaj – formă, atât în timpul curgerii, cât mai ales în timpul solidificării.

Modalitatea de analiză *calitativă* a rezultatelor implică o analiză a rezultatelor în hărți de culori a câmpului termic studiat, permițând o viziune globală asupra acestuia la un moment dat al solidificării sau asupra evoluției în timp a temperaturilor, în întreg domeniul de analiză. Modalitatea de vizualizare *cantitativă* presupune furnizarea valorilor temperaturilor sub formă tabelară, în fiecare nod al rețelei de discretizare sau în anumite noduri caracteristice, specificate anterior. Această modalitate permite trasarea unor grafice de variație a temperaturii și compararea datelor cu cele obținute pe cale experimentală. Modalitate care permite validarea „în profunzime” a metodologiei alese este aceasta din urmă.

Prin noțiunea de *noduri caracteristice* am definit acele noduri ale rețelei de discretizare care corespund punctelor în care au fost introduse termocuplele pentru măsurarea variației temperaturii în diferite secțiuni ale ansamblului de turnare simulat (figura 4.18). Identificarea de către utilizator a nodurilor respective, situate în interiorul domeniului de analiză al modelului implementat de NovaFlow&Solid, s-a realizat prin secționarea domeniului tridimensional cu plane paralele cu planele YZ, XZ respectiv XY. Intersecția acestor plane determină nodurile căutate.

În figura 4.27 a fost atașată și imaginea ferestrei de dialog, ce permite observarea timpului la care se face interpretarea rezultatelor (exemplul din figură se referă la intervalul de timp de 1h, 57 minute și 10,56 secunde - înregistrat de la începutul simulării procesului de umplere și solidificare). Prin poziționarea mouse-ului pe coordonatele spațiale ale unuia dintre senzori, în fereastra deschisă prin activarea butonului „Graph” (grafică), acesta primește culoarea roșie în schița cilindrului simulat. Această precizare este necesar a fi făcută, deoarece, în acest fel, devine foarte ușoară înțelegerea graficelor de distribuție a temperaturii (figura 4.28), trasate de programul de simulare. Aceste grafice pot prezenta variația în timp a temperaturii înregistrată de o singură termocuplă (nod caracteristic), de mai multe sau de toate termocuplele, în funcție de planele lor de distribuție pe secțiunile cilindrului (domeniului de analiză) și de opțiunea utilizatorului (figura 4.29).

Correspondența nodurilor caracteristice, aparținând domeniului de analiză al modelului numeric cu elemente finite, cu coordonatele punctelor în care s-au plasat termocuplele, este prezentată în figura 4.29.

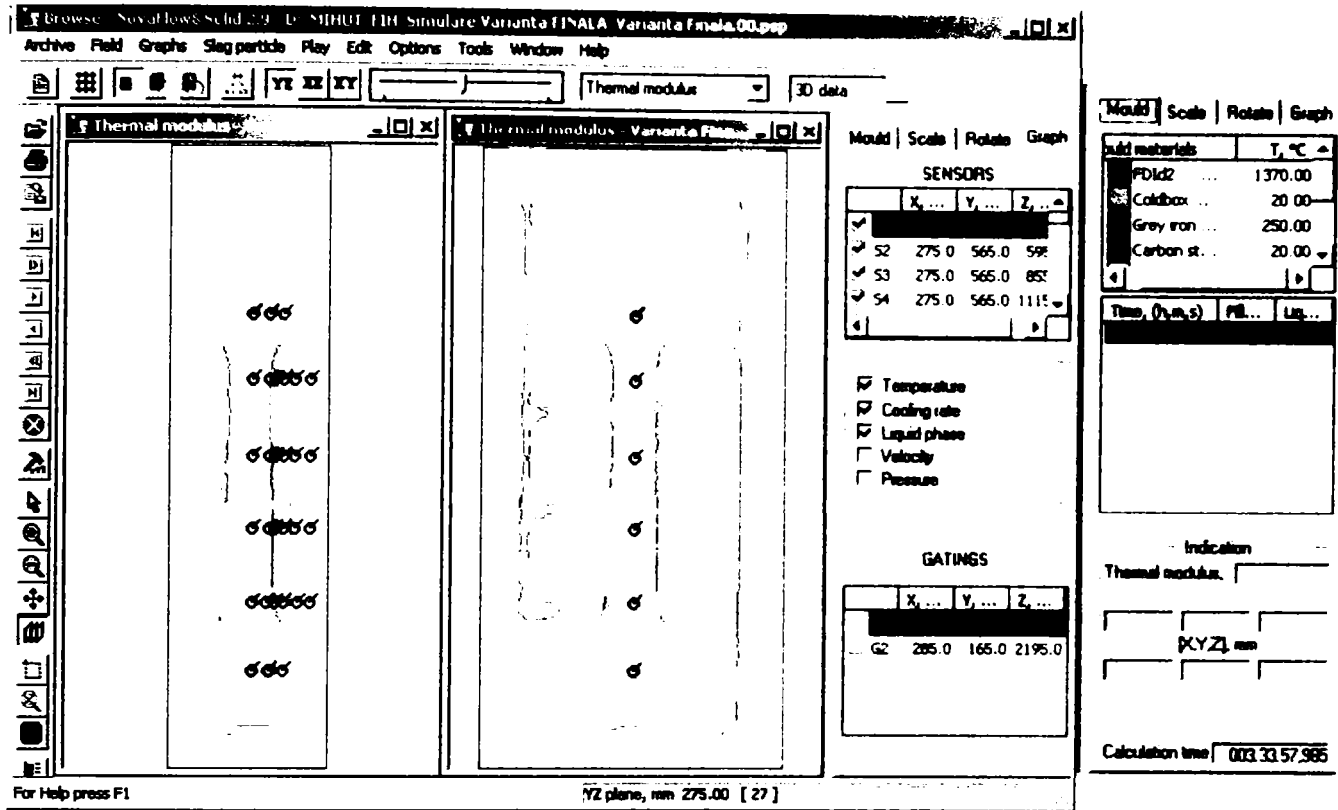


Fig. 4.27. Fereastră de dialog pentru vizualizarea poziției termocuplelor (senzorilor de temperatură S1, S2, ..., S30) în planele XZ și YZ

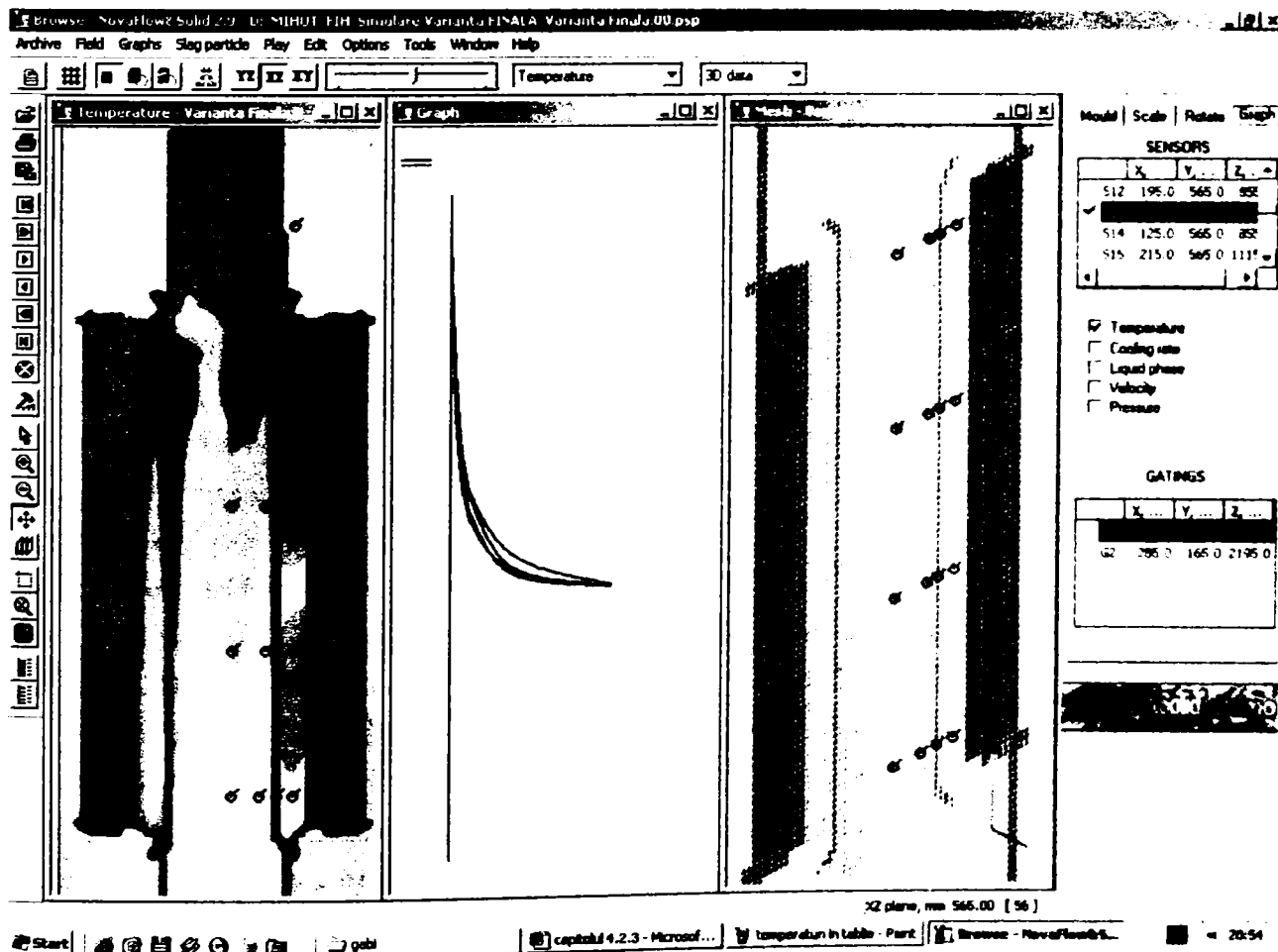


Fig. 4.28. Fereastra de dialog pentru vizualizarea variației temperaturii în timp, în secțiunea longitudinală XZ a cilindrului bimetalic, înregistrată de termocuplele selectate anterior.

Valorile coordonatei Z	Valorile coordonatei X					
	275	215	195	165	125	65
1615	S6	S25		S26		
1385	S5	S19	S20	S21	S22	S30
1115	S4	S15	S16	S17	S18	S29
855	S3	S11	S12	S13	S14	S28
595	S2	S7	S8	S9	S10	S27
355	S1	S23		S24		
	Termocuple din axa de simetrie a cilindrilor	Termocuple plasate la interfața miez - membrană	Termocuple din interiorul membranei	Termocuple plasate în crusta cilindrilor	Termocuple plasate la interfața crustă - cochilă	Termocuple plasate la interfața cochilă - mediu ambiant

Fig. 4.29. Coordonatele senzorilor de temperatură, în planul de secțiune longitudinală XZ, a cilindrilor

Programul NovaFlow&Solid, prin intermediul interfeței „Temperature”, facilitează vizualizarea calitativă a rezultatelor obținute în urma procesării datelor introduse. Rezolvarea problemei câmpului termic nestaționar, în timpul curgerii și solidificării cilindrilor bimetalici, s-a făcut pe un interval de 3 ore, 33 minute și 57,985 secunde, cu un pas de timp de 300 secunde, adică un total de 188 pași. Din acest total, strict perioadei de umplere a celor două compartimente ale cochilei cu aliaje lichide, îi corespunde intervalul de timp marcat de pașii 7,514 s de la începutul simulării (40,37 s timp de calcul pentru procesul fizic real) și 22,447 s (2 minute și 35,20 timp de calcul pentru procesul fizic real), ceea ce reprezintă un total de 70 de pași.

Pentru perioada de umplere a cochilei cilindrilor cu cele două aliaje lichide (în compartimentele destinate obținerii crustei dure și miezului tăbliei cilindrilor bimetalici), este necesar să se analizeze distribuția temperaturii atât în miez și crustă, dar mai ales în membrana despărțitoare, tocmai pentru a demonstra că dimensiunile și proprietățile termo-fizice ale materialului ales pentru construcția ei sunt corect determinate de simularea numerică propusă prin această teză. Cu alte cuvinte, membrana din fontă cenușie nealiată, având o dimensiune simulată de 8 mm (respectiv de 32 mm în mod real), nu se topește, înainte de umplerea cavității cochilei cu cele două tipuri de aliaje.

Vizualizarea calitativă, din considerente de spațiu, se va face doar la pașii de timp 41,18s; 1 min 36,29 s; 2 min 20,46 s și 2 min 41,46 s (figurile 4.30 – 4.33).

Datele prelevate din fereastra de dialog „Mould”, referitoare la valorile temperaturilor în orice punct al rețelei de discretizare, pot fi exportate ca fișiere cu extensia .csv (comma separate values), în scopul realizării aprecierilor cantitative cu ajutorul programului Microsoft Office Excel. În acest fel, s-a obținut evoluția valorilor temperaturilor în planul XZ, în axa de simetrie a cilindrilor (tabelul 4.3), la interfața miez – membrană (tabelul 4.4), în membrană (tabelul 4.5) și în crusta cilindrilor (tabelul 4.6). Prezentarea grafică a acestor evoluții este redată în figurile 4.34 – 4.37, tot aici fiind precizate și ecuațiile de regresie sub formă polinomială de ordinul șase.

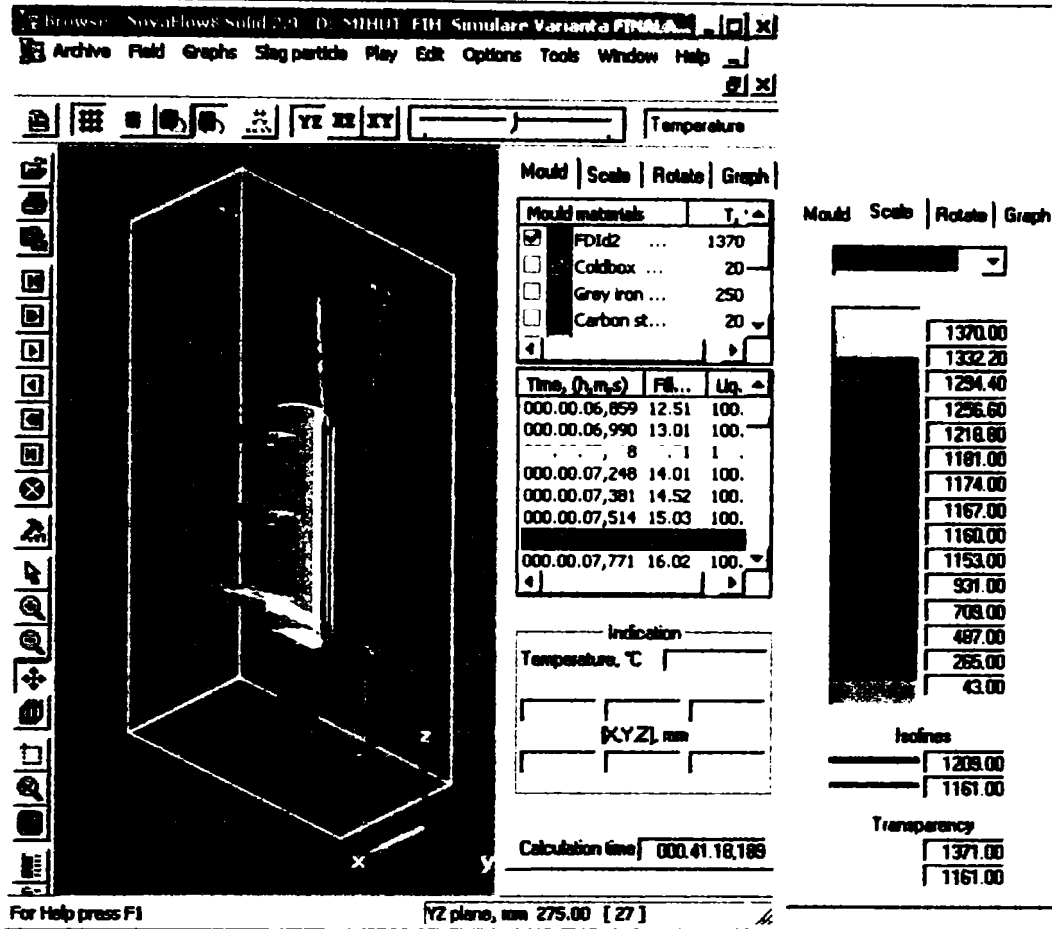


Fig. 4.30. Câmpul de temperaturi în forma cilindrului bimetalic la pasul de timp 7,636 s.

În figura 4.30, în fereastra scalei temperaturilor, linia verde („Isolines”) reprezintă temperatura lichidus a aliajului secundar, iar linia albastră – linia solidus.

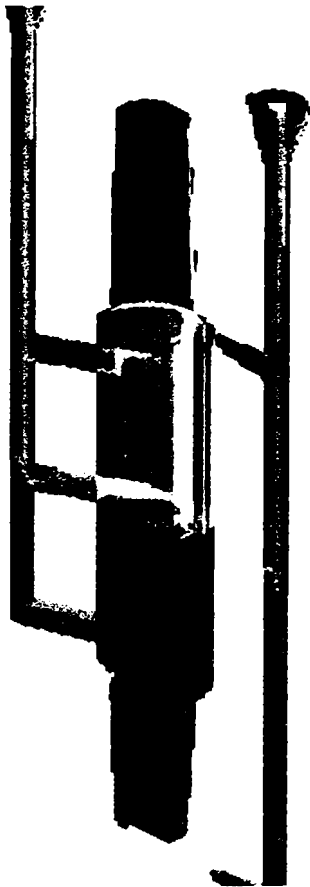


Fig. 4.31. Câmpul de temperaturi în forma cilindrului bimetalic la pasul de timp 15,488 s.

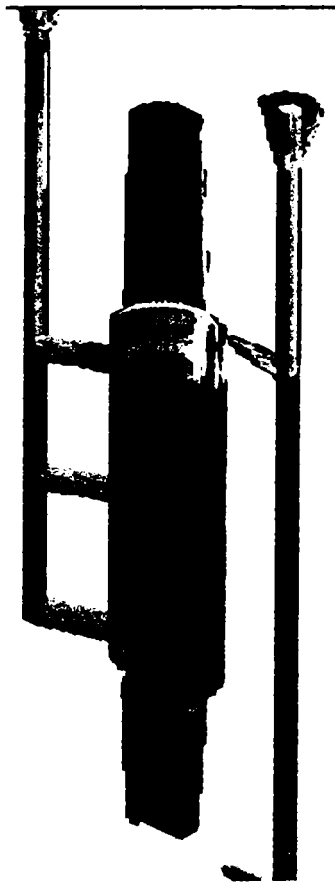


Fig. 4.32. Câmpul de temperaturi în forma cilindrului bimetalic la pasul de timp 20,729 s.



Fig. 4.33. Câmpul de temperaturi în forma cilindrului bimetalic la pasul de timp 22,880 s.

Temperaturile înregistrate în crusta cilindrilor bimetali pe direcție longitudinală, în timpul simulării umplerii (cota X = 165 mm, cota Y = 565 mm)

Nr. crt.	Timpul de la începutul turnării, [s]		Temperatura [°C]	Cota Z [mm]
	simulat	real		
1.	7,636	41,18	1365	520
2.	8,695	48,01	1362	630
3.	9,621	53,60	1356	670
4.	10,693	61,32	1356	700
5.	11,508	67,19	1353	740
6.	12,609	74,54	1347	800
7.	13,708	82,49	1340	855
8.	14,224	87,03	1336	886
9.	14,735	90,53	1332	915
10.	14,996	92,50	1331	928
11.	15,790	98,40	1355	975
12.	16,978	107,31	1341	1040
13.	17,705	113,32	1337	1082
14.	18,651	122,21	1323	1160
15.	19,262	128,16	1317	1225
16.	19,716	132,36	1315	1270
17.	20,729	140,46	1313	1337
18.	21,584	147,34	1287	1392
19.	22,008	150,52	1273	1424
20.	22,447	155,20	1257	1450

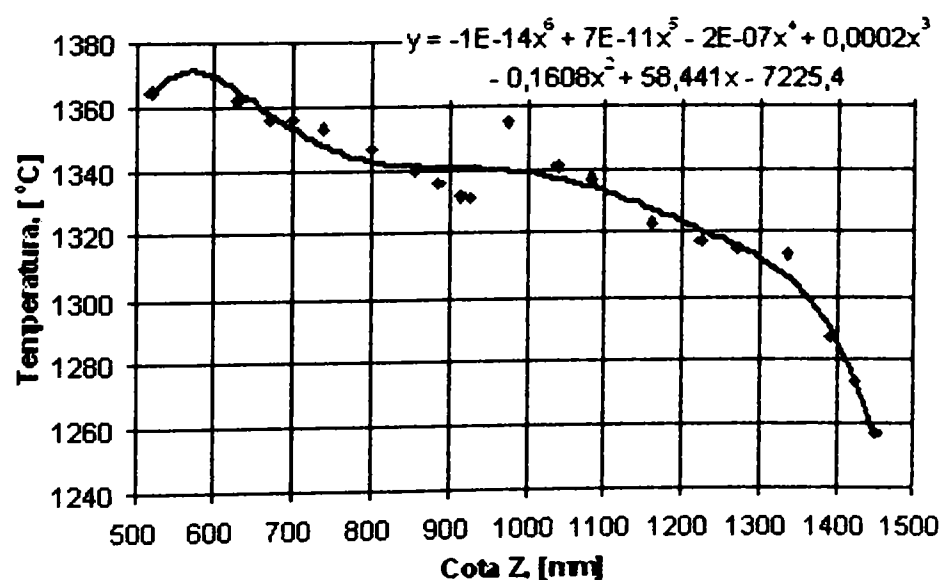


Fig. 4.34. Variația temperaturii mărcii de fontă FDId2 pe parcursul ascensiunii în forma cruste (X = 165 mm = ct.; Y = 565 mm = ct)

Temperaturile înregistrate în axa de simetrie a cilindrului bimetalic pe direcție longitudinală, în timpul simulării umplerii (cota X = 275 mm, cota Y = 565 mm)

Nr. crt.	Timpul de la începutul turnării, [s]		Temperatura [°C]	Cota Z [mm]
	simulat	real		
1.	8,029	43,47	1346	520
2.	8,695	48,01	1346	560
3.	9,621	53,60	1343	620
4.	10,693	61,32	1338	680
5.	11,508	67,19	1332	725
6.	12,609	74,54	1321	780
7.	13,708	82,49	1308	845
8.	14,224	87,03	1302	880
9.	14,735	90,53	1296	910
10.	15,253	94,40	1290	940
11.	15,790	98,40	1284	970
12.	16,978	107,31	1276	1040
13.	17,705	113,32	1273	1085
14.	18,651	122,21	1267	1160
15.	19,262	128,16	1263	1220
16.	19,716	132,36	1261	1260
17.	20,729	140,46	1253	1335
18.	21,585	147,34	1244	1400
19.	22,008	150,52	1251	1435
20.	22,447	155,20	1256	1475
21.	22,880	161,47	1262	1515

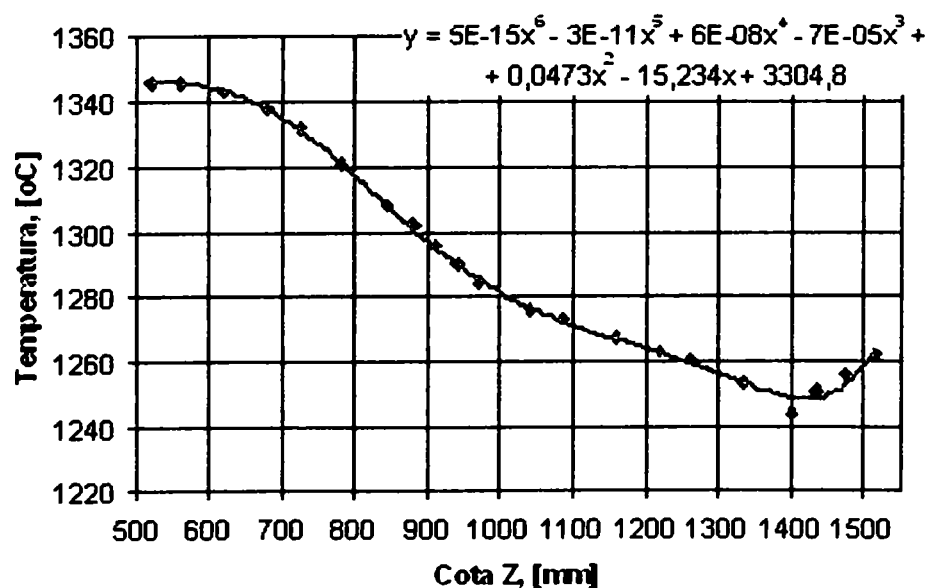


Fig. 4.35. Variația temperaturii fontei cenușii nealiate pe parcursul ascensiunii în miezul tăbliei (X = 275 mm = ct.; Y = 565 mm = ct)

Temperaturile înregistrate la interfața miez - membrană a cilindrului bimetalic pe direcție longitudinală, în timpul simulării umplerii (cota X = 215 mm, cota Y = 565 mm)

Nr. crt.	Timpul de la începutul turnării, [s]		Temperatura [°C]	Cota Z [mm]
	simulat	real		
1.	8,029	43,47	1343	520
2.	8,695	48,01	1335	565
3.	9,621	53,60	1320	620
4.	10,693	61,32	1308	680
5.	11,508	67,19	1290	725
6.	12,609	74,54	1262	780
7.	13,708	82,49	1246	850
8.	14,224	87,03	1242	885
9.	14,735	90,53	1241	915
10.	15,253	94,40	1240	945
11.	15,790	98,40	1235	970
12.	16,978	107,31	1224	1040
13.	17,705	113,32	1221	1085
14.	18,651	122,21	1216	1160
15.	19,262	128,16	1214	1220
16.	19,716	132,36	1214	1265
17.	20,729	140,46	1205	1335
18.	21,585	147,34	1198	1400
19.	22,008	150,52	1200	1440
20.	22,447	155,20	1202	1470

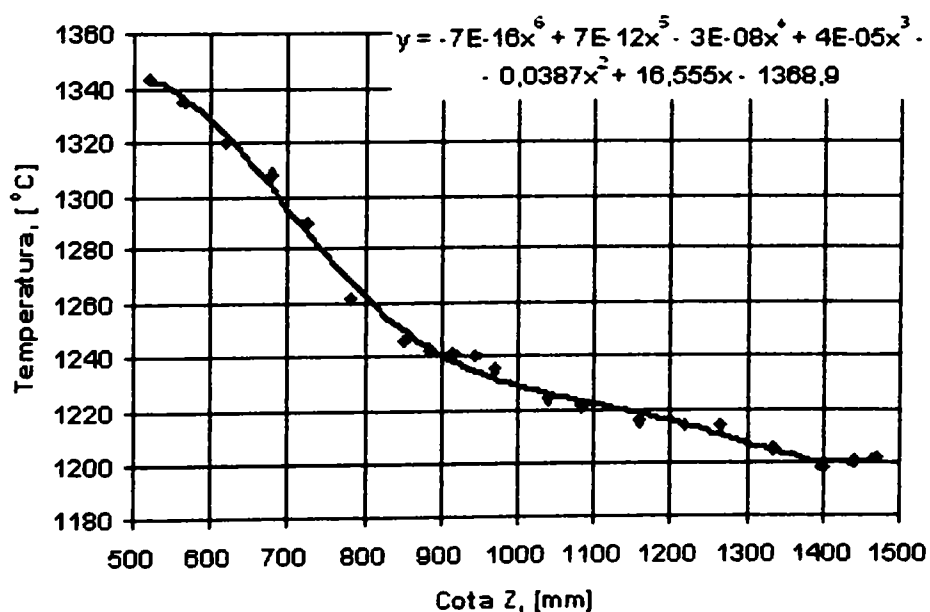


Fig. 4.36. Variația temperaturii fontei cenușii nealiată pe parcursul ascensiunii în cochilă, la interfața miez - membrană (X = 215 mm = ct.; Y = 565 mm = ct)

Temperaturile înregistrate în membrana cilindrului bimetalic pe direcție longitudinală, în timpul simulării umplerii (cota X = 195 mm, cota Y = 565 mm)

Nr. crt.	Timpul de la începutul turnării, [s]		Temperatura [°C]	Cota Z [mm]
	simulat	real		
1.	7,771	42,47	1257	520
2.	8,296	45,01	1254	560
3.	8,695	48,60	1256	620
4.	9,621	53,32	1260	680
5.	10,693	61,19	1288	725
6.	11,784	69,54	1292	780
7.	12,886	76,49	1294	845
8.	13,967	84,03	1292	880
9.	14,996	92,53	1275	910
10.	15,488	96,40	1256	940
11.	16,052	100,40	1273	970
12.	16,978	107,31	1276	1040
13.	17,550	112,32	1278	1085
14.	17,857	114,21	1256	1160
15.	18,947	125,16	1260	1220
16.	19,716	132,36	1266	1260
17.	20,729	138,46	1243	1335
18.	21,363	148,34	1220	1384
19.	22,008	150,52	1180	1435
20.	22,447	155,20	1170	1475

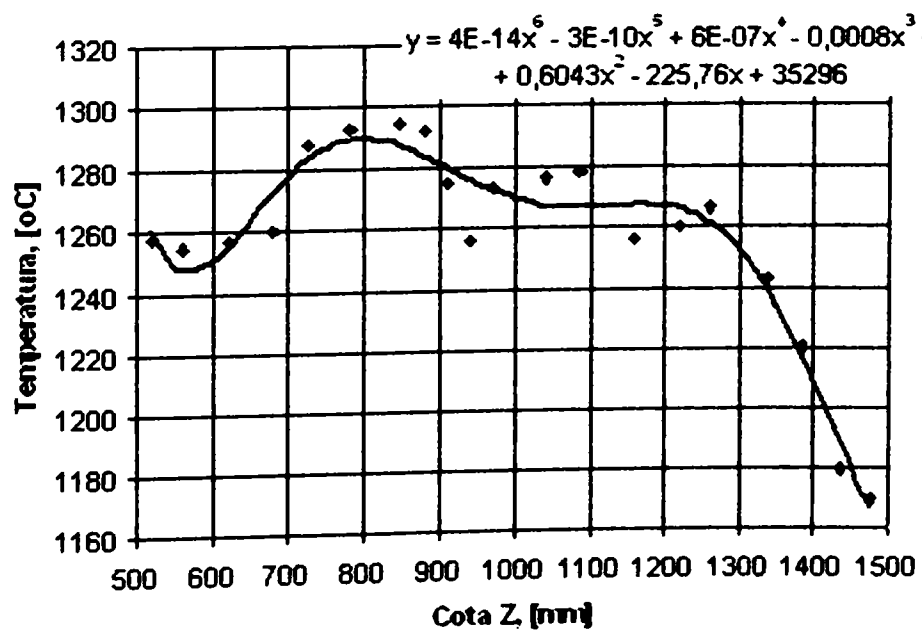


Fig. 4.37. Variația temperaturii membranei (solidă) pe parcursul ascensiunii în formă a celor două aliaje (X = 195 mm = ct.; Y = 565 mm = ct)

Din analiza figurilor 4.34...4.37 se desprind câteva observații:

Studiul transferului de căldură pe direcție longitudinală (de-a lungul axei Z), în cilindrul de laminare bimetalic simulat, duce la concluzia că pierderea de căldură este destul de intensă în toate zonele cilindrului, în care s-au făcut determinările. Se apreciază că pierderea de căldură pe înălțimea cochilei este de aproximativ 100°C, în crustă, membrană și miez. Totuși, existența rețelei de alimentare etajată pentru aliajul primar, determină menținerea relativ constantă a temperaturii pe înălțimea crustei tăbliei cilindrului de laminare. Acest aspect este evidențiat de palierul de la valoarea 1340°C (figura 4.34), între cotele Z corespunzătoare alimentatoarelor 2 și 3 ale rețelei numărul 2 (de alimentare cu aliaj primar).

Din figura 4.35, reprezentativă pentru evoluția temperaturii punctelor situate pe înălțimea axului cilindrului de laminare, se observă ameliorarea pierderii de temperatură în momentul alimentării formeii miezului cilindrului prin cel de-al doilea alimentator al rețelei numărul 1 (de alimentare cu aliaj secundar).

Cea mai interesantă observație se poate face din analiza variației temperaturii în membrana despărțitoare (a aliajelor primar și secundar), și anume: la nivelul alimentatoarelor 2 și 3 ale rețelei de alimentare cu aliaj primar există creșteri vizibile de temperatură în membrană, cauzate de contactul cu aliajul turnat la 1370°C, acest lucru marcând începutul topirii ei. Totodată, faptul că, la sfârșitul perioadei de umplere a cochilei, temperatura măsurată în membrană nu scade sub temperatura solidus a fontei din care este executată (1161°C) duce la concluzia că membrana se dizolvă înainte de solidificarea celor două tipuri de aliaje din componența cilindrului bimetalic.

4.2.4. Analiza distribuției fazei lichide în timpul solidificării cilindrilor bimetalici

Simularea umplerii formeii cilindrului bimetalic se oprește la pasul de timp 29,720 s, adică la 3 minute și 30,39 secunde timp real de la începerea turnării. Din acest moment se simulează distribuția câmpului termic în faza lichidă până la solidificarea completă, când pasul de timp este 1 oră 57 minute și 10,56 secunde (66 pași, pasul de timp fiind de 300 secunde), adică după 3 ore 33 minute și 57,985 secunde, - timp real - cilindrul bimetalic, ale cărui dimensiuni au fost reduse de patru ori în programul de simulare, este complet solidificat. Respectând proporționalitatea impusă de similitudinea geometrică, se deduce timpul real de solidificare a cilindrului $\phi 920 \times 3300$ mm ca fiind 14 ore și 16 minute.

Tot din considerente de spațiu, vizualizarea calitativă a rezultatelor obținute în urma procesării datelor, se va face doar la pașii de timp 29,720 s; 3 min 19,628 s; 13 min 32,526 s; 1 h 27 min 56,203 s; 1 h 57 min 10,563 s (figurile 4.38 – 4.42). Imaginile obținute prin secționarea cilindrului cu un plan paralel cu planul YZ permit vizualizarea cantității de fază lichidă („Liquid phase, %”), exprimată în procente, și a volumului de metal în ansamblul de turnare („Filled volume, %”), de asemeni exprimat în procente, prin activarea butonului „Mould”.

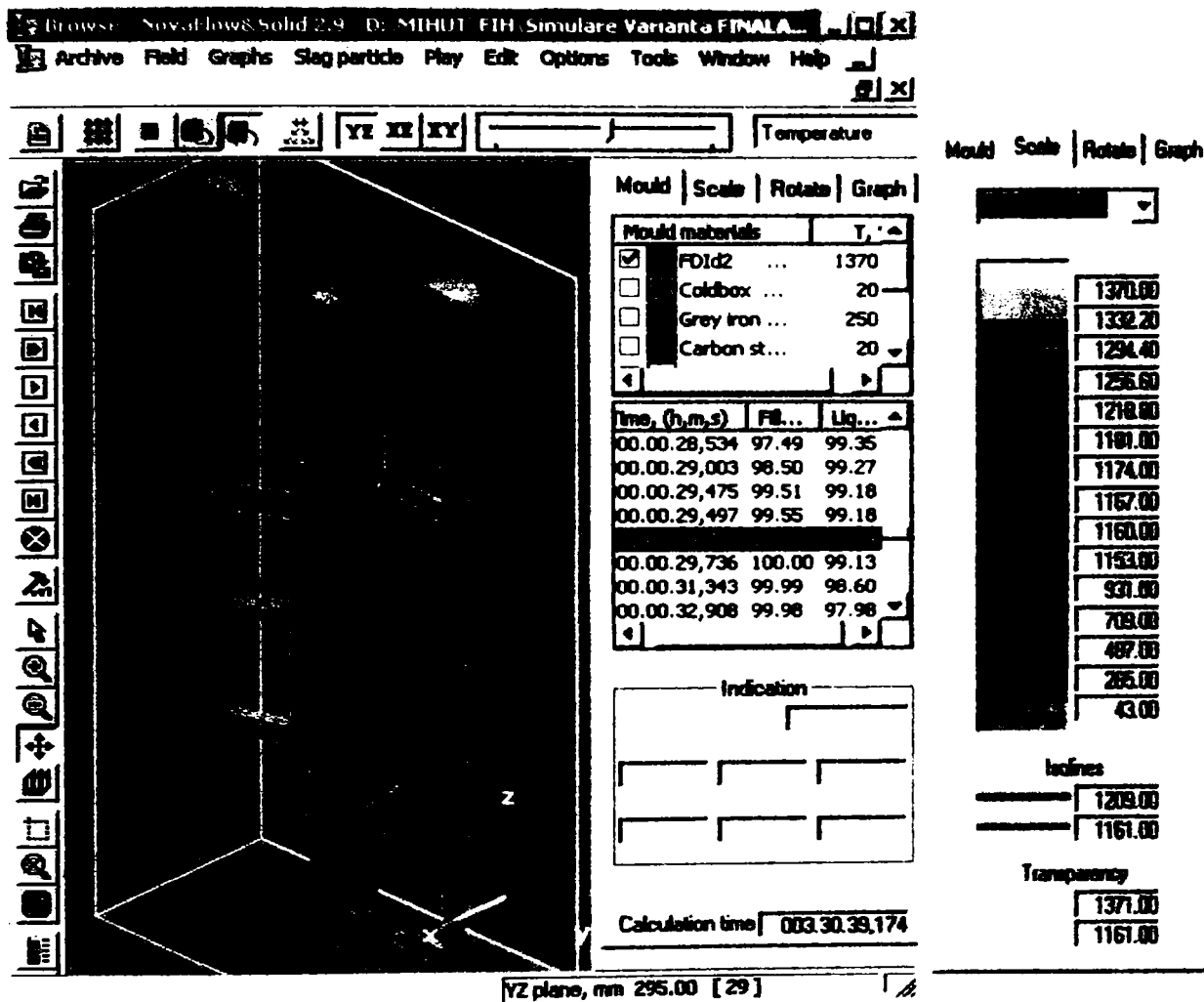


Fig. 4.38. Câmpul termic în interiorul cilindrului bimetalic la pasul de timp 29,720s

Din figura 4.38, reprezentând distribuția câmpului termic la sfârșitul perioadei de umplere a formeii cilindrului bimetalic, se observă că 99,14% din totalul masei aliajelor turnate reprezintă fază lichidă, așadar doar 0,86% este proporția fazei solide.

În figurile următoare, partea transparentă din ansamblul de turnare reprezintă zonele deja solidificate.

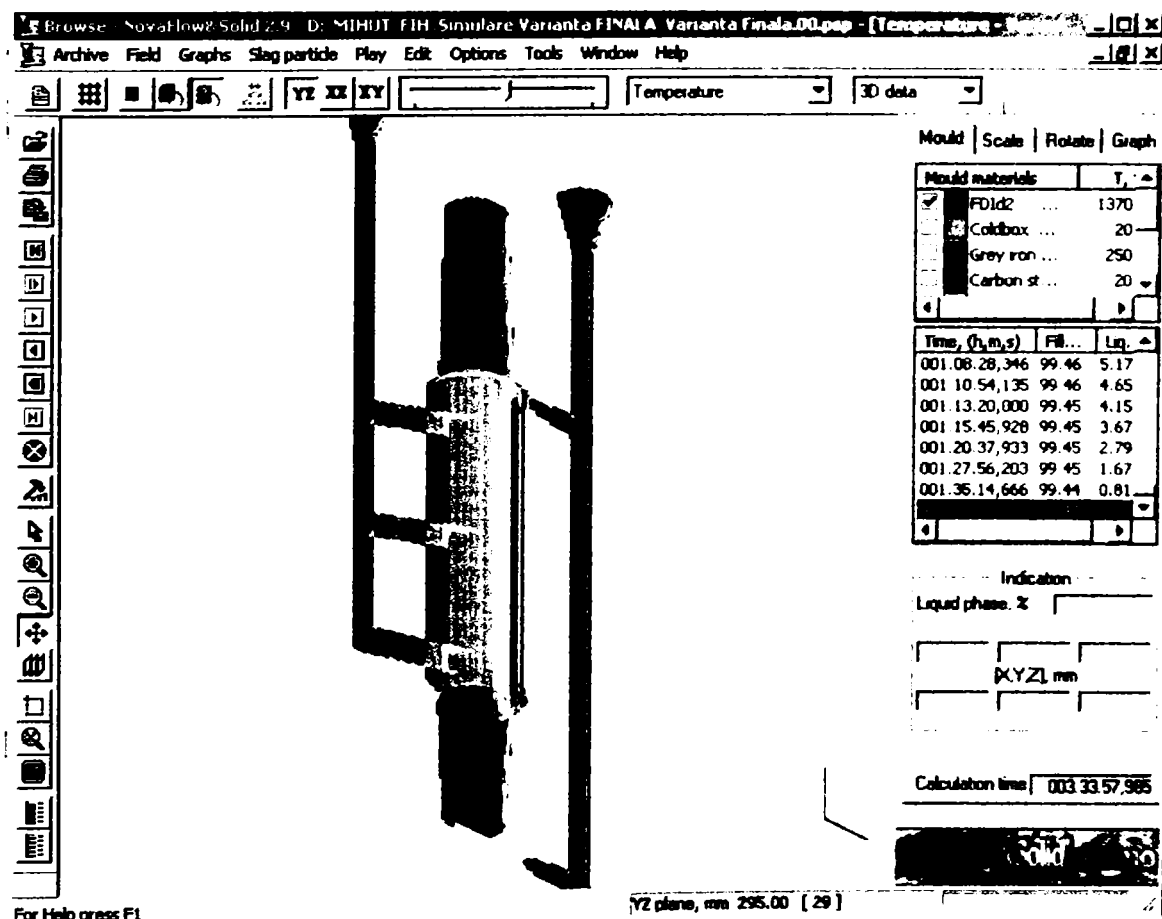
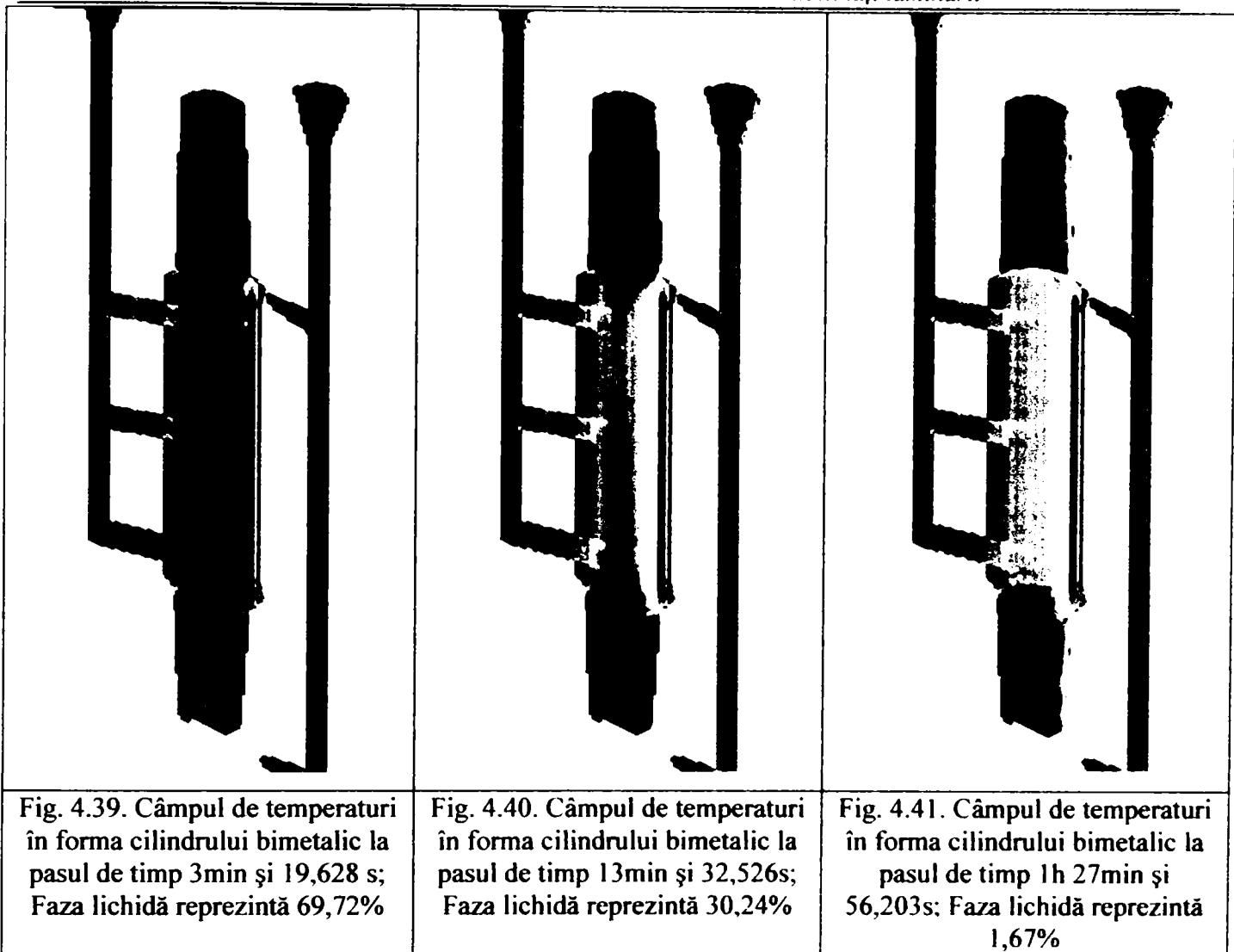


Fig. 4.42. Câmpul termic în interiorul cilindrului bimetalic la pasul de timp 1 h 57 min 10,563 s, adică la sfârșitul perioadei de solidificare

Harta de culori, necesară estimărilor vizuale a câmpului termic simulat în cilindrul bimetalic, apare în imagine prin activarea butonului „Scale”. În figurile 4.43 și 4.44 sunt redată evoluțiile frontului termic, într-o reprezentare 2D, obținută prin secționarea sistemului piesă - formă, cu un plan paralel cu YZ, în zona tăbliei (fig. 4.43) și în ansamblu (fig. 4.44).

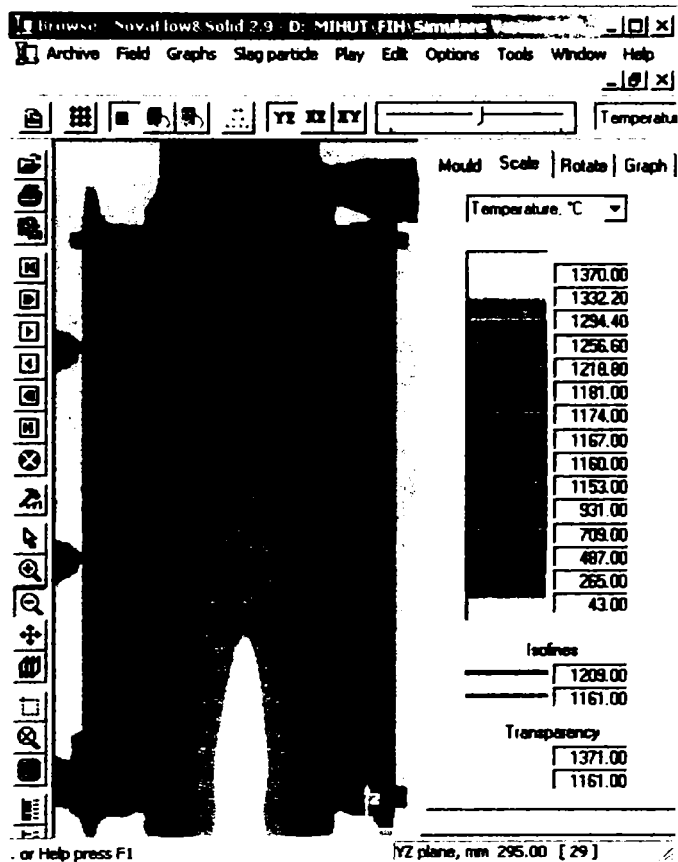


Fig. 4.43. Câmpul termic prezentat în secțiune longitudinală în zona tăbliei

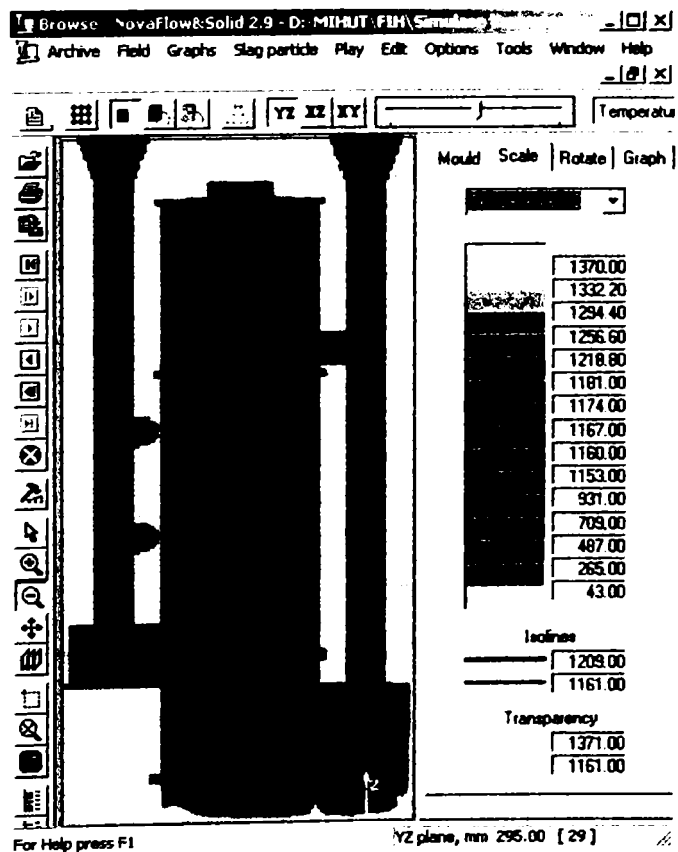


Fig. 4.44. Câmpul termic prezentat în secțiune longitudinală în ansamblul piesă - formă

Programul de simulare NovaFlow&Solid permite vizualizarea cantitativă a rezultatelor simulării evoluției fazei lichide pe parcursul procesului de solidificare prin activarea meniului „Graphs” și a obținerii „sensor” din bara de instrumente (fig. 4.45).

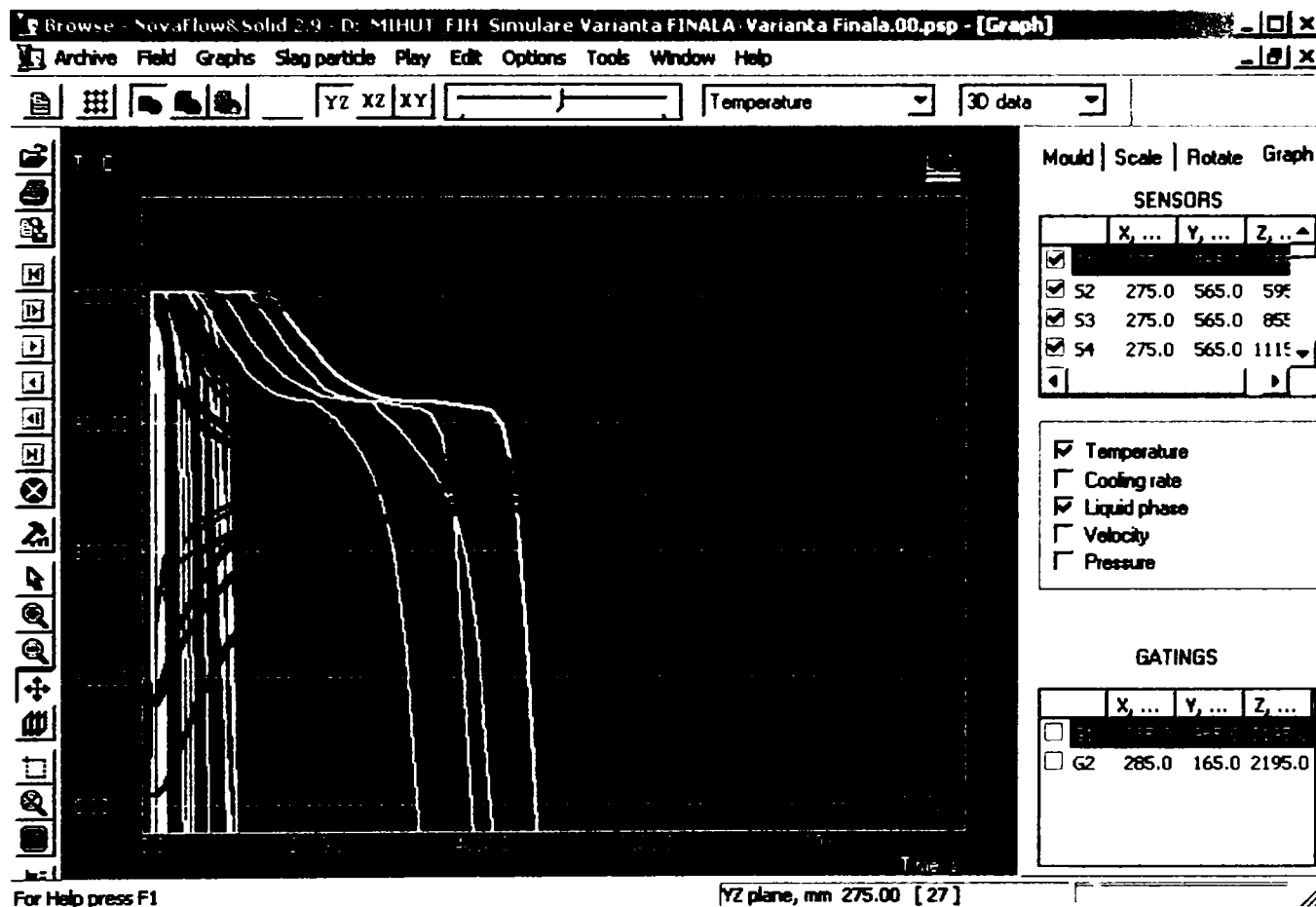


Fig. 4.45. Curbele de evoluție în timp a fazei lichide în cilindrul bimetalic (culoarea galben) și a temperaturii aliajelor (culoarea roșu), realizate prin activarea celor 30 de termocuple (S1, ..., S30) plasate în domeniul de analiză

Pentru o analiză mai riguroasă a fenomenelor simulate, în figurile următoare sunt detaliate aspectele curbelor de evoluție în timp, atât pentru câmpul termic, cât și pentru fracția lichidă. În acest scop, se activează succesiv termocuplele, pe plane longitudinale și transversale (vezi figura 4.29), fie pentru modulul „Temperature”, fie pentru modulul „Liquid phase”.

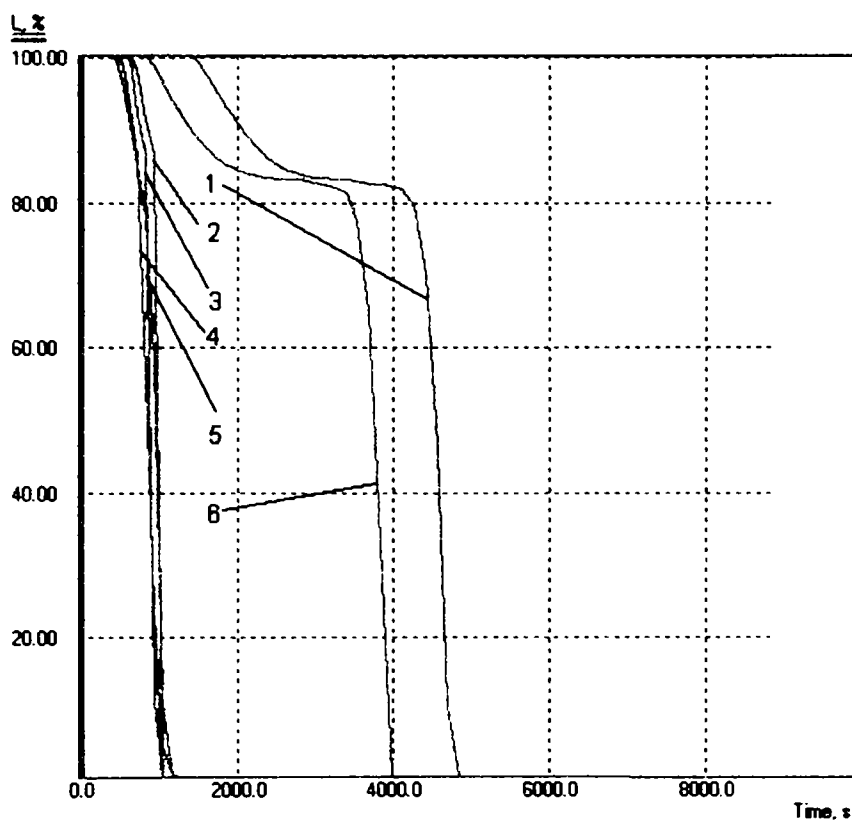


Fig. 4.46. Evoluția fazei lichide în timpul solidificării simulată prin activarea termocuplelor plasate în axa de simetrie a cilindului bimetalic:
curba 1 - S1; curba 2 - S2; curba 3 - S3; curba 4 - S4; curba 5 - S5; curba 6 - S6.

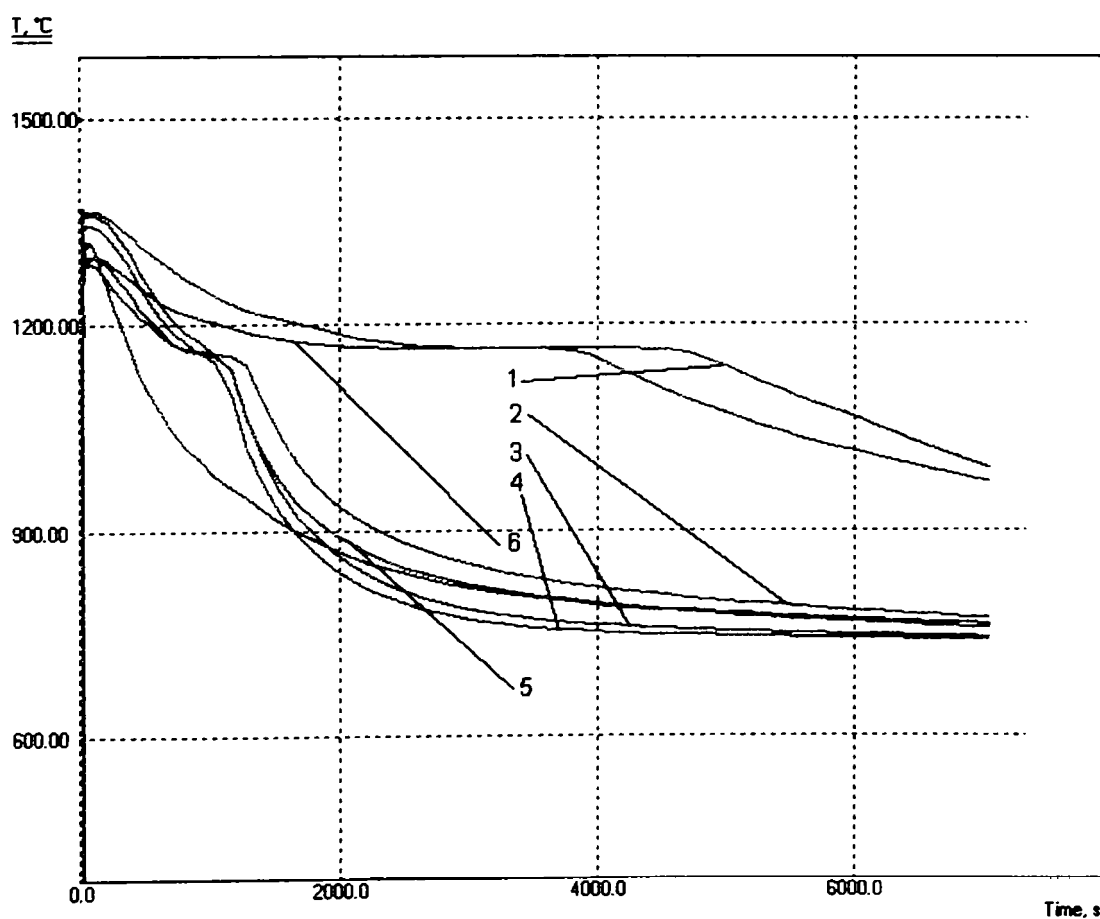


Fig. 4.47. Evoluția temperaturii în timpul curgerii și solidificării simulată prin activarea termocuplelor plasate în axa de simetrie a cilindului bimetalic:
curba 1 - S1; curba 2 - S2; curba 3 - S3; curba 4 - S4; curba 5 - S5; curba 6 - S6.

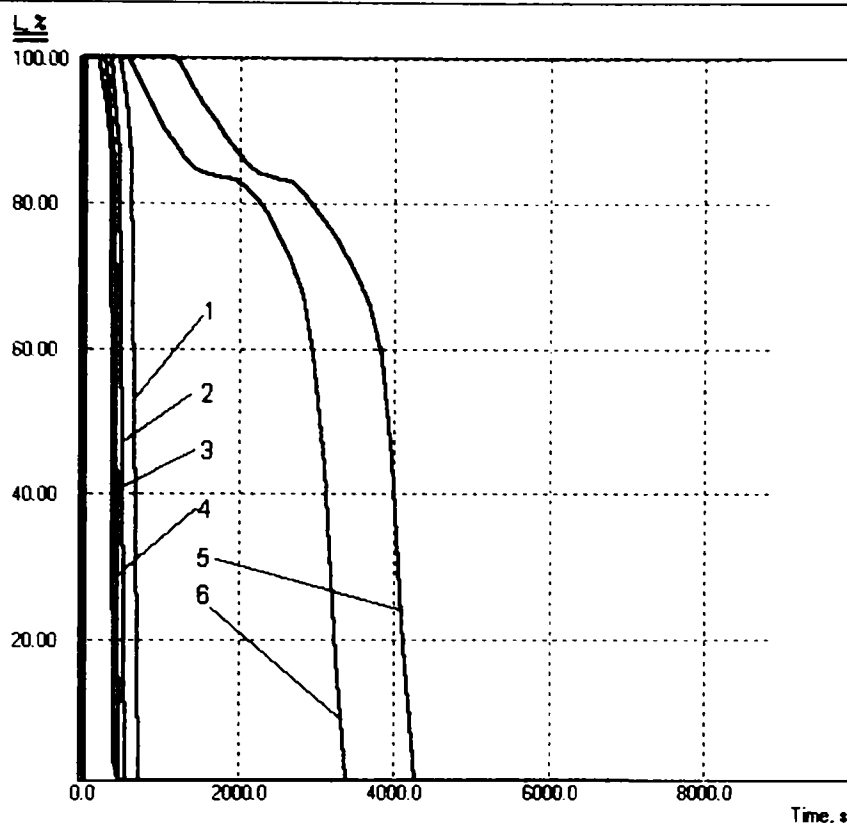


Fig. 4.48. Evoluția fazei lichide în timpul solidificării simulată prin activarea termocuplelor plasate la interfața miez – membrană și în fusurile cilindului bimetalic: *curba 1 – S7; curba 2 – S11; curba 3 – S15; curba 4 – S19; curba 5 – S23; curba 6 – S25.*

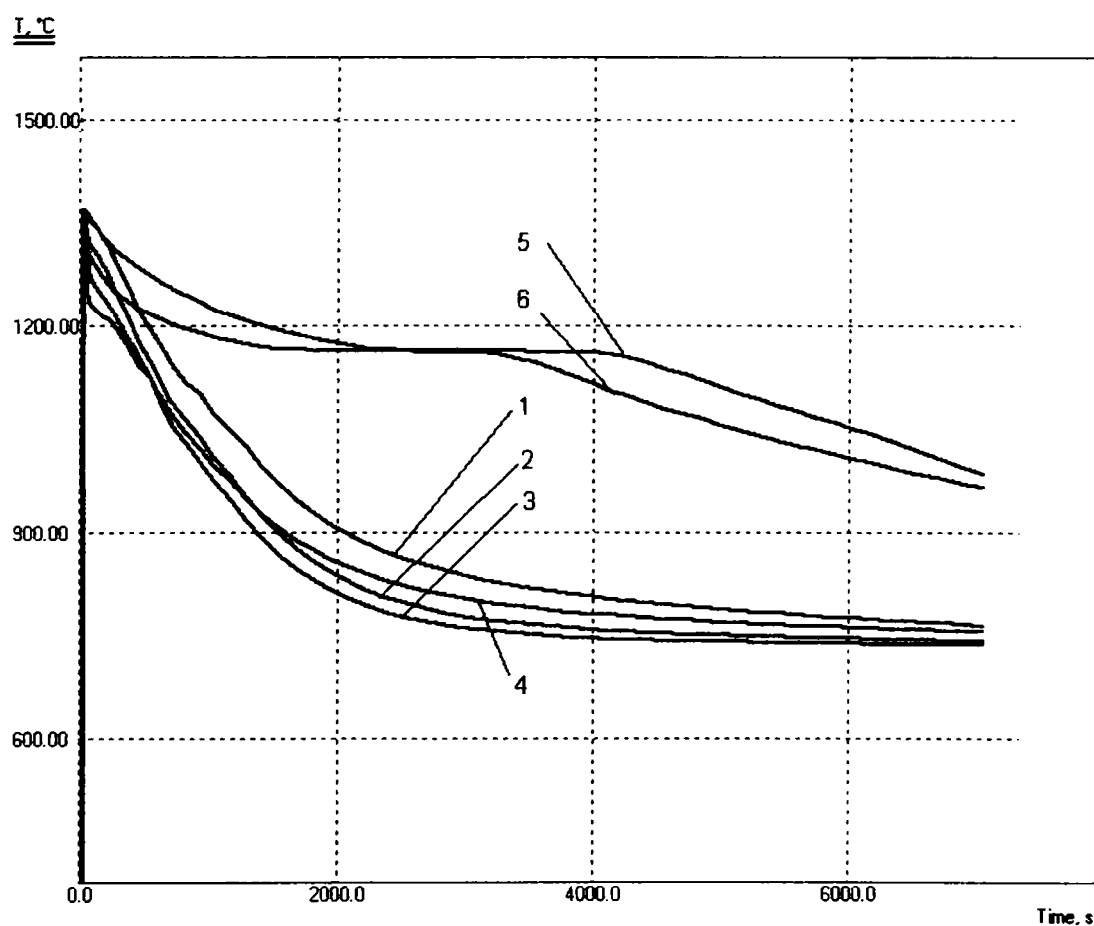


Fig. 4.49. Evoluția temperaturii în timpul curgerii și solidificării simulată prin activarea termocuplelor plasate la interfața miez – membrană și în fusurile cilindului bimetalic: *curba 1 – S7; curba 2 – S11; curba 3 – S15; curba 4 – S19; curba 5 – S23; curba 6 – S25.*

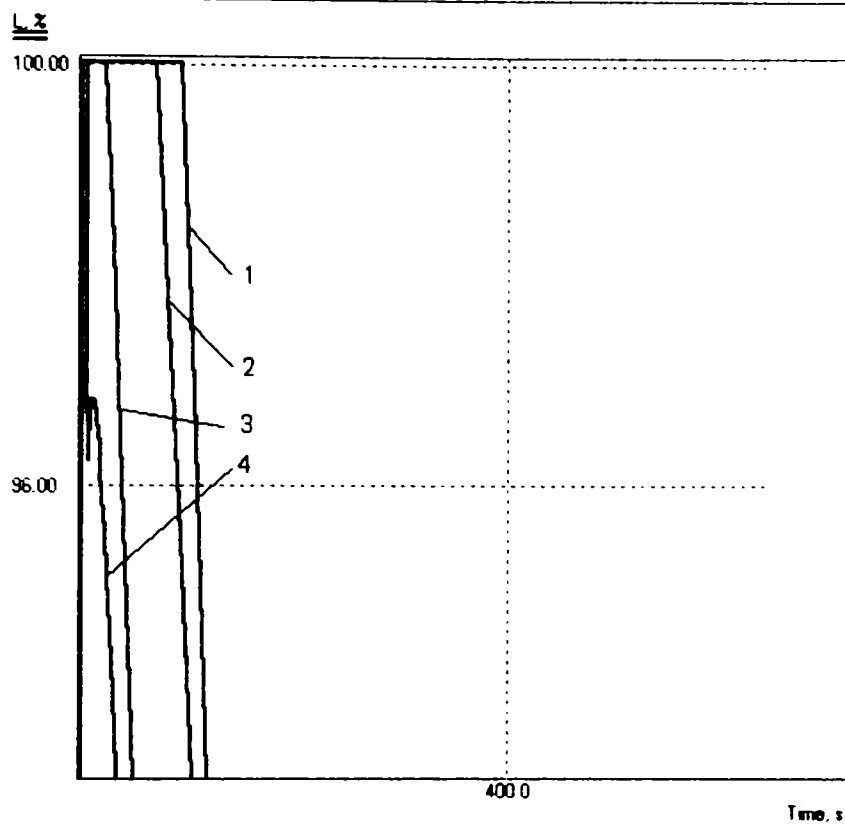


Fig. 4.50. Evoluția fazei lichide în timpul solidificării simulată prin activarea termocuplelor plasate în crusta cilindului bimetalic:
 curba 1 – S9; curba 2 – S13; curba 3 – S17; curba 4 – S21.

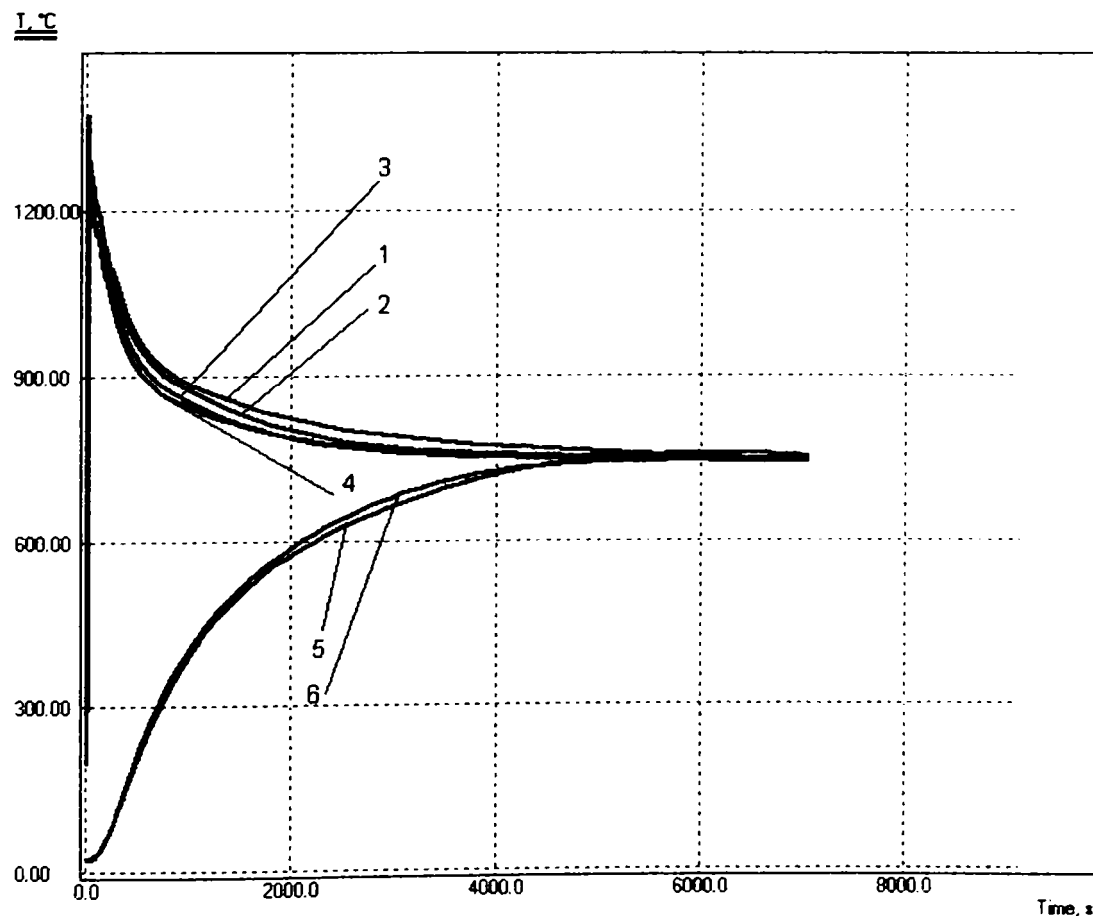


Fig. 4.51. Evoluția temperaturii în timpul curgerii și solidificării simulată prin activarea termocuplelor plasate în crusta și în forma fusurilor cilindului bimetalic:
 curba 1 – S9; curba 2 – S13; curba 3 – S17; curba 4 – S21; curba 5 – S24; curba 6 – S26.

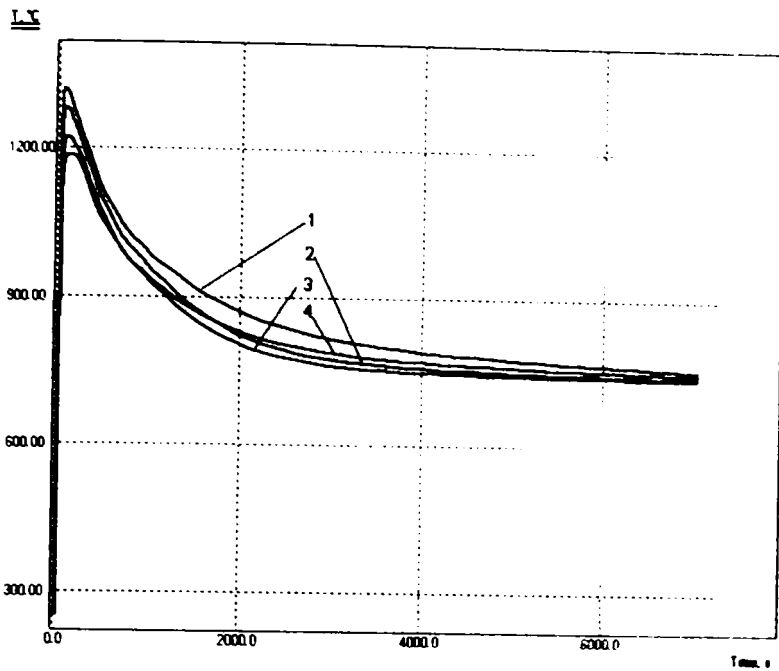


Fig. 4.52. Evoluția temperaturii în timpul curgerii și solidificării simulată prin activarea termocuplelor plasate în membrana cilindrului bimetalic:
 curba 1 – S8; curba 2 – S12;
 curba 3 – S16; curba 4 – S20.

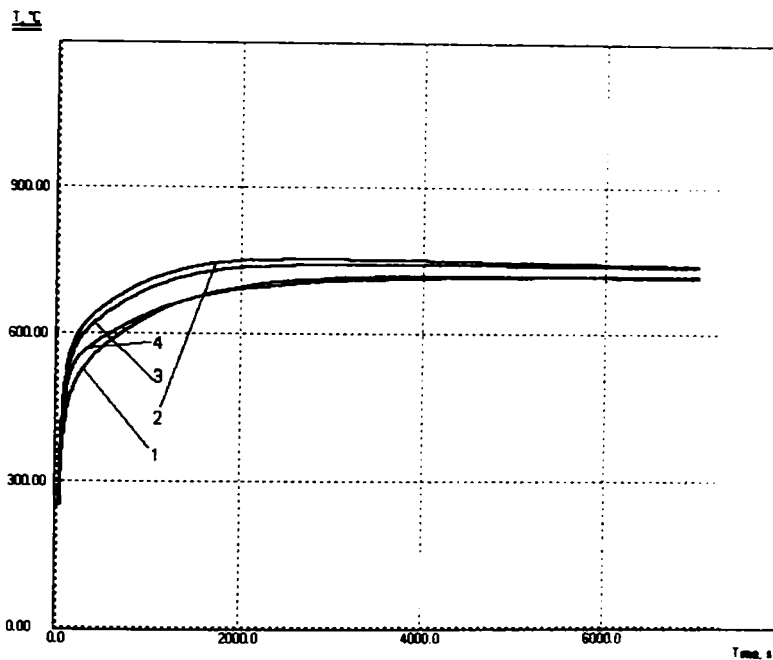


Fig. 4.53. Evoluția temperaturii în timpul curgerii și solidificării simulată prin activarea termocuplelor plasate la interfața crustă - cochilă:
 curba 1 – S10; curba 2 – S14;
 curba 3 – S18; curba 4 – S22.

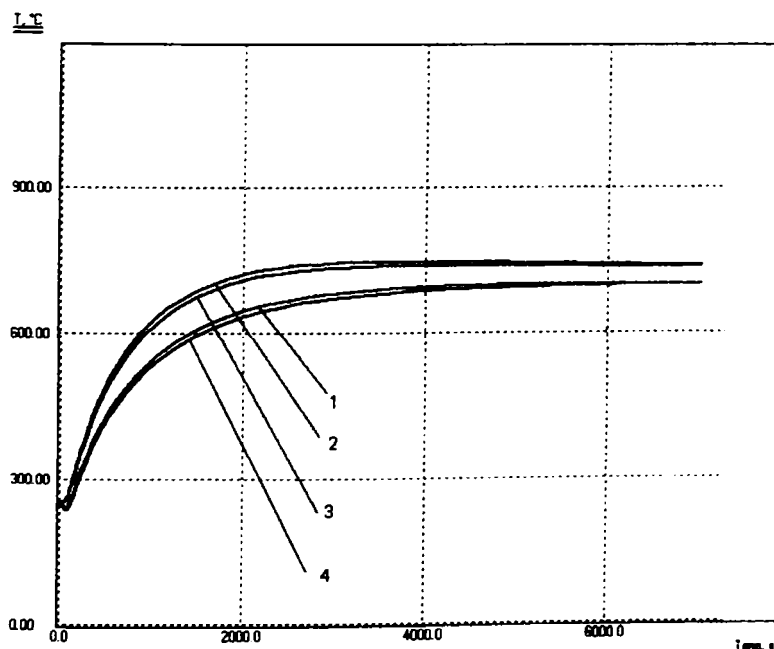


Fig. 4.54. Evoluția temperaturii în timpul curgerii și solidificării simulată prin activarea termocuplelor plasate la interfața cochilă - mediu ambiant:
 curba 1 – S27; curba 2 – S28;
 curba 3 – S29; curba 4 – S30.

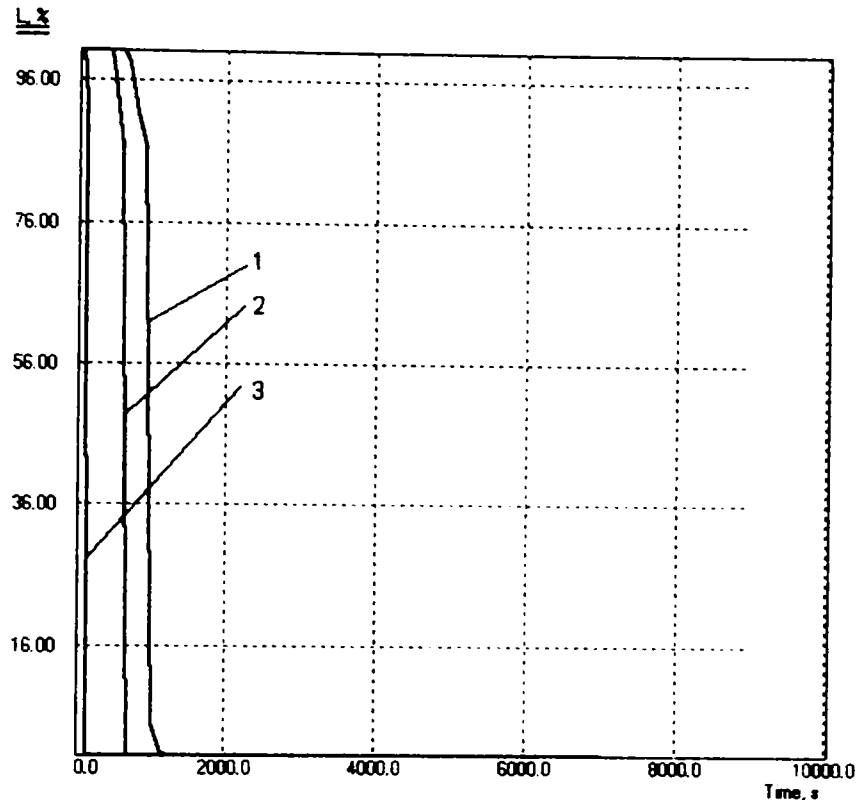


Fig. 4.55. Evoluția fazei lichide în timpul solidificării simulată prin activarea termocuplelor plasate în planul XY, la cota Z = 595 mm (nivelul primului alimentator al rețelei nr.2 a cilindrului bimetalic):
curba 1 – S2; curba 2 – S7; curba 3 – S9.

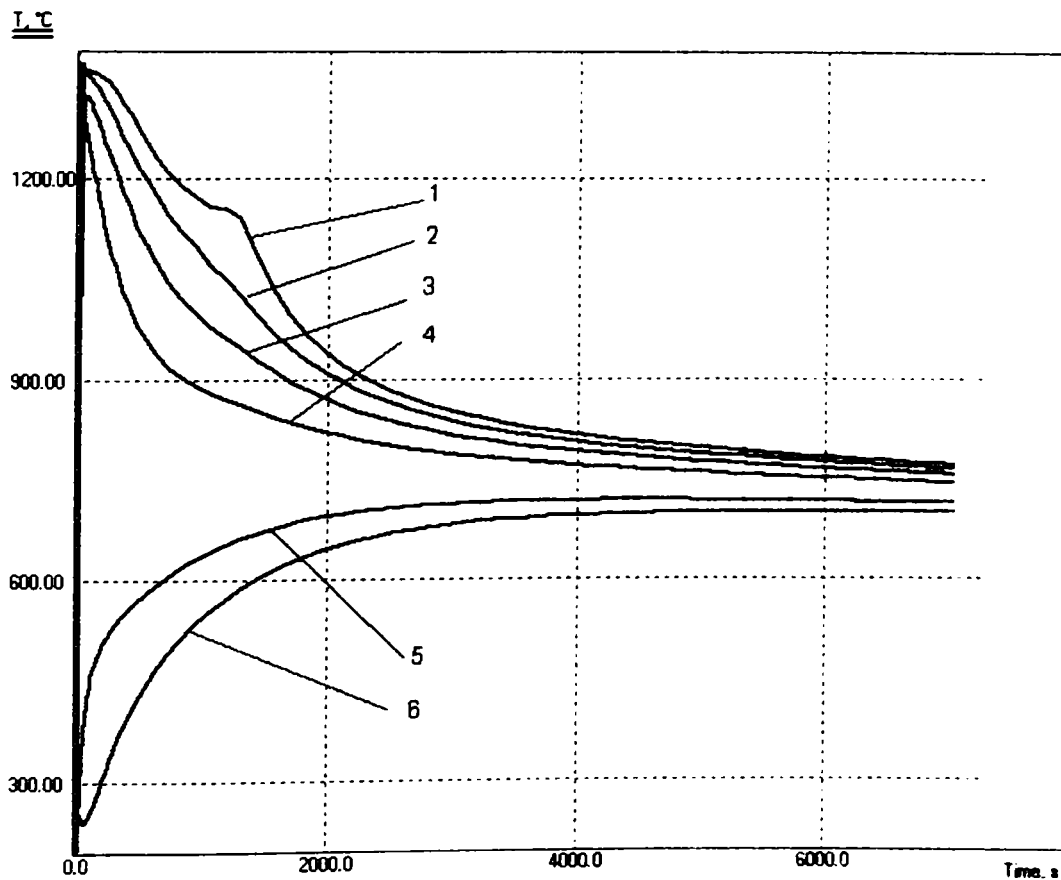


Fig. 4.56. Evoluția temperaturii în timpul curgerii și solidificării simulată prin activarea termocuplelor plasate în planul XY, la cota Z = 595 mm (nivelul primului alimentator al rețelei nr.2 a cilindrului bimetalic):
curba 1 – S2; curba 2 – S7; curba 3 – S8; curba 4 – S9; curba 5 – S10; curba 6 – S27.

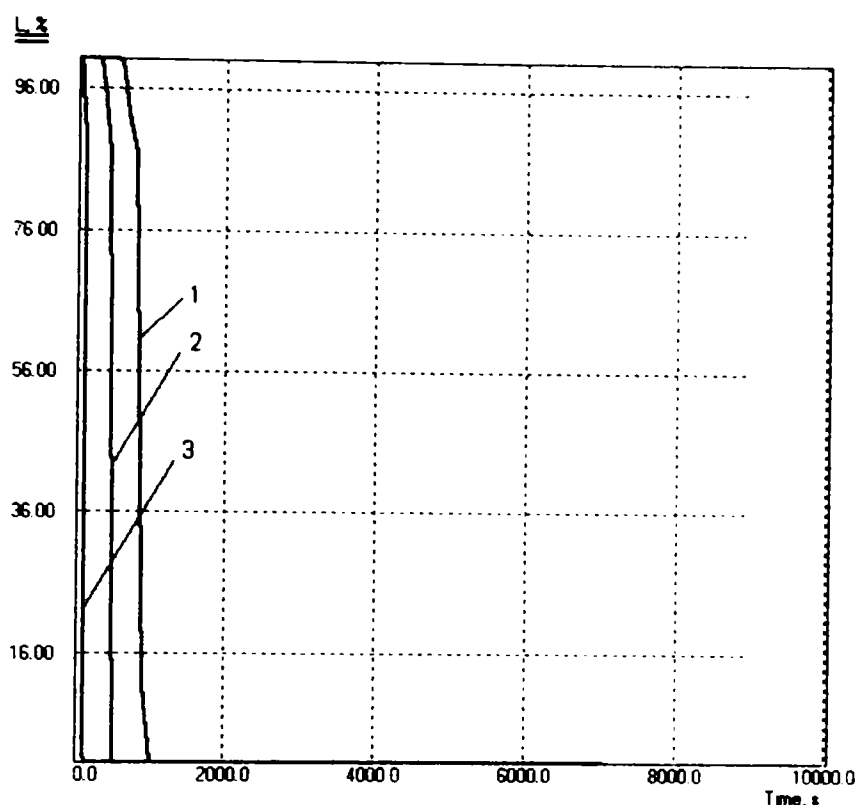


Fig. 4.57. Evoluția fazei lichide în timpul solidificării simulată prin activarea termocuplelor plasate în planul XY, la cota $Z = 855$ mm (sub nivelul celui de-al doilea alimentator al rețelei nr.2 a cilindului bimetalic):
curba 1 - S3; curba 2 - S11; curba 3 - S13.

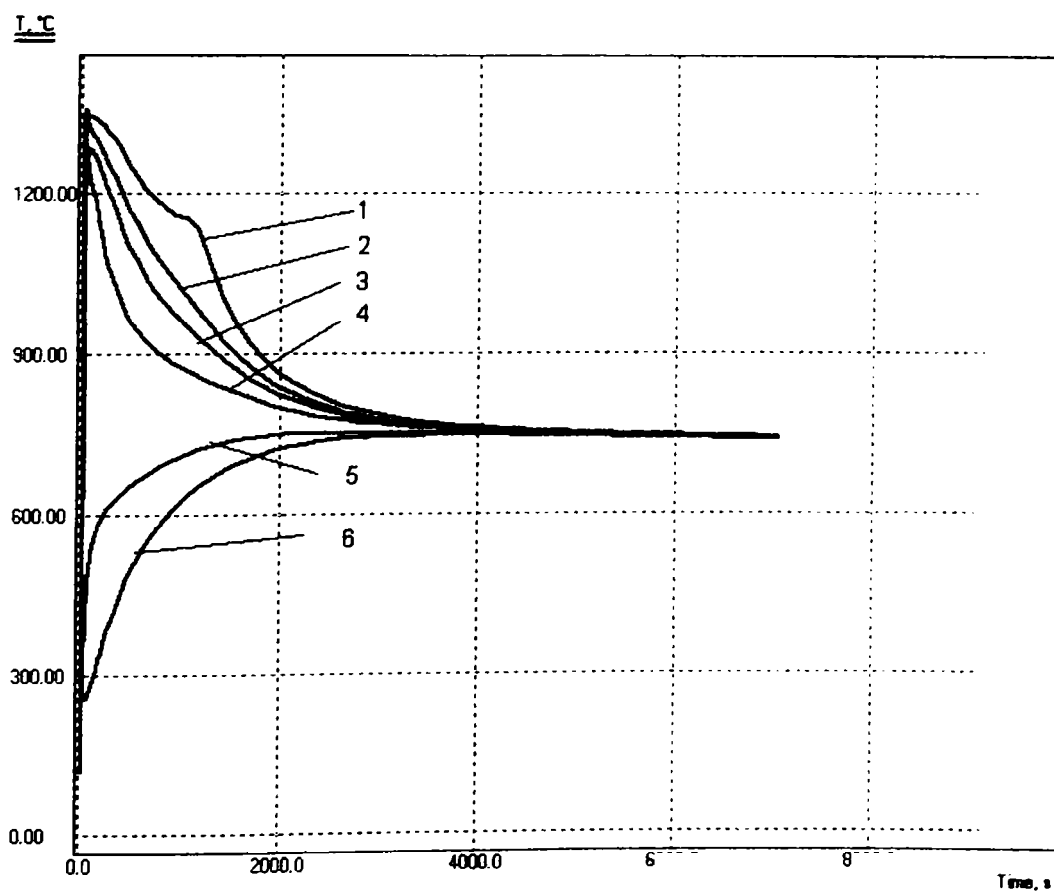


Fig. 4.58. Evoluția temperaturii în timpul curgerii și solidificării simulată prin activarea termocuplelor plasate în planul XY, la cota $Z = 855$ mm (sub nivelul celui de-al doilea alimentator al rețelei nr.2 a cilindului bimetalic):
curba 1 - S3; curba 2 - S11; curba 3 - S12; curba 4 - S13; curba 5 - S14; curba 6 - S28.

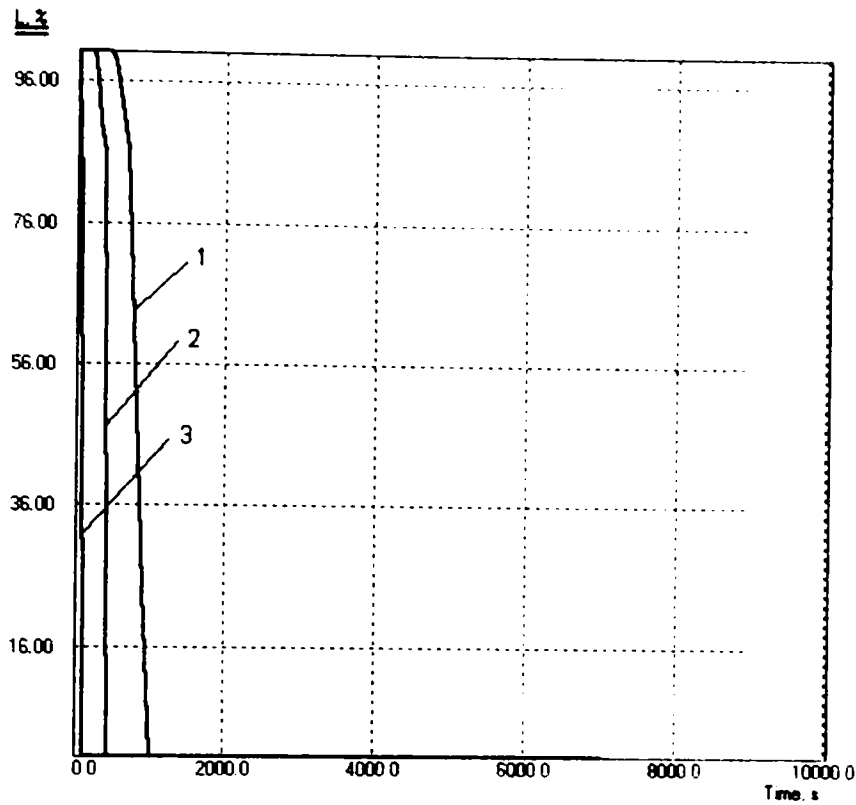


Fig. 4.59. Evoluția fazei lichide în timpul solidificării simulată prin activarea termocuplelor plasate în planul XY, la cota $Z = 1115$ mm (sub nivelul celui de-al treilea alimentator al rețelei nr.2 a cilindului bimetalic):
curba 1 - S4; curba 2 - S15; curba 3 - S17.

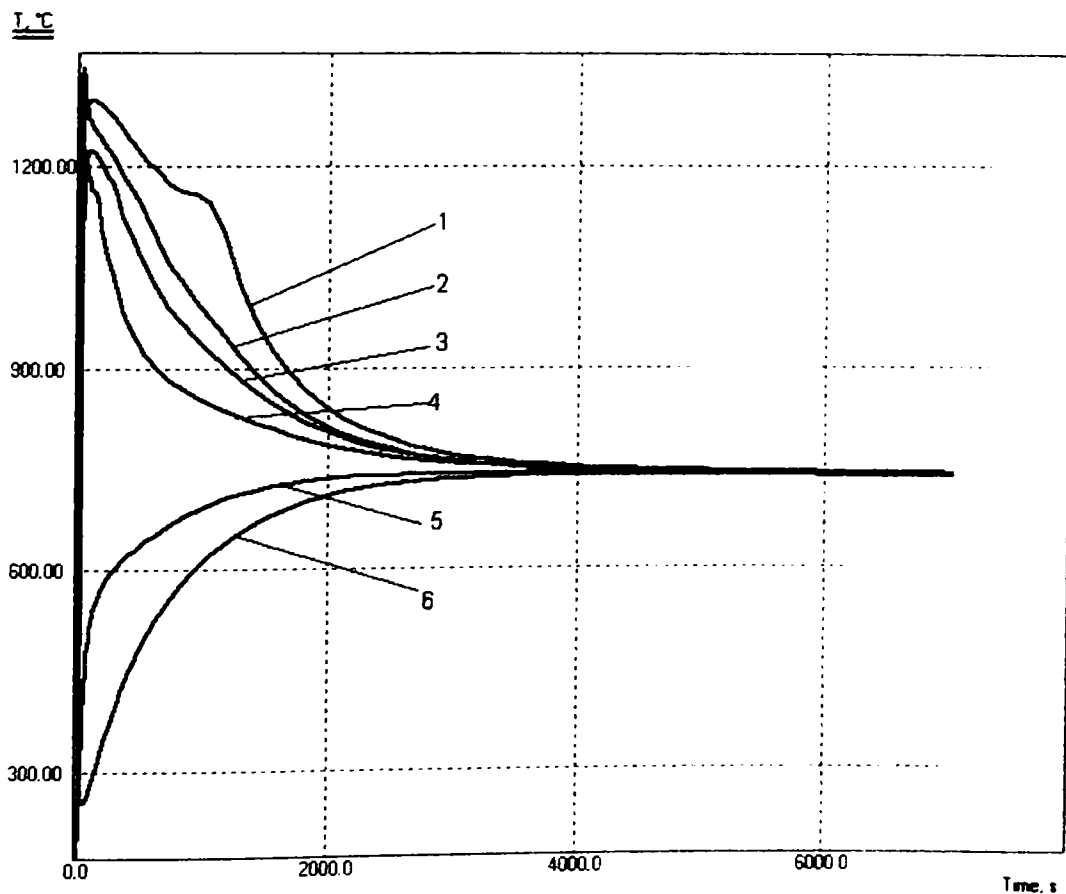


Fig. 4.60. Evoluția temperaturii în timpul curgerii și solidificării simulată prin activarea termocuplelor plasate în planul XY, la cota $Z = 1115$ mm (sub nivelul celui de-al treilea alimentator al rețelei nr.2 a cilindului bimetalic):
curba 1 - S4; curba 2 - S15; curba 3 - S16; curba 4 - S17; curba 5 - S18; curba 6 - S29.

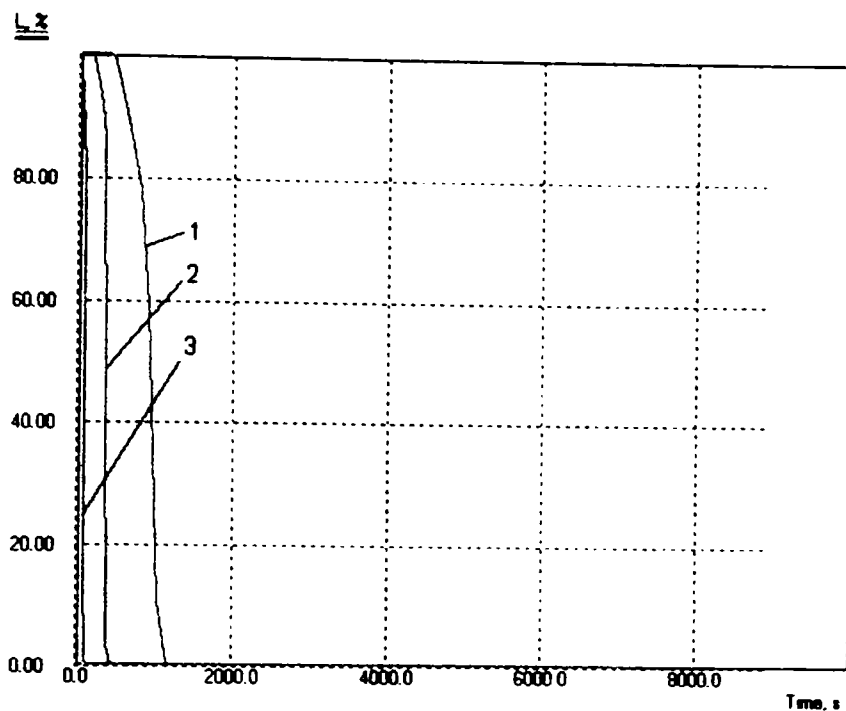


Fig. 4.61. Evoluția fazei lichide în timpul solidificării simulată prin activarea termocuplelor plasate în planul XY, la cota $Z = 1385$ mm (peste nivelul celui de-al treilea alimentator al rețelei nr.2 a cilindrului bimetalic):
curba 1 - S5; curba 2 - S19; curba 3 - S21.

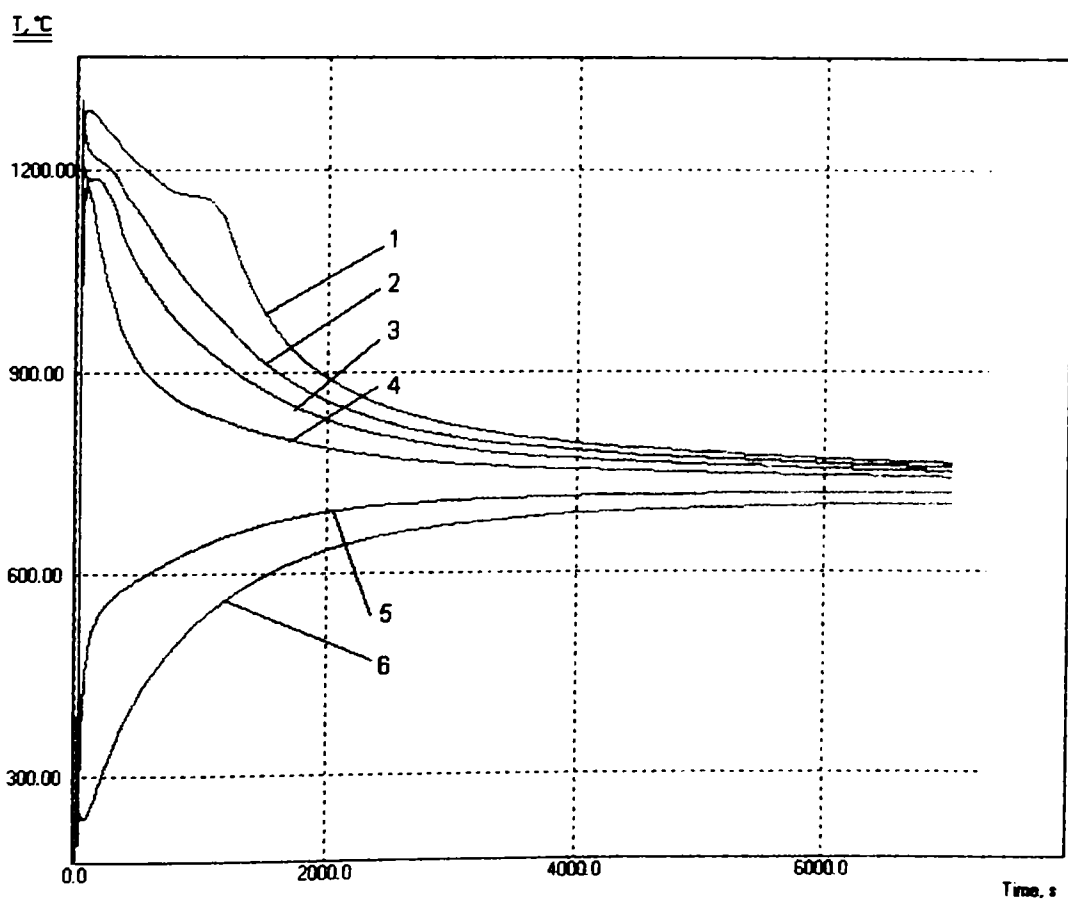


Fig. 4.62. Evoluția temperaturii în timpul curgerii și solidificării simulată prin activarea termocuplelor plasate în planul XY, la cota $Z = 1385$ mm (peste nivelul celui de-al treilea alimentator al rețelei nr.2 a cilindrului bimetalic):
curba 1 - S5; curba 2 - S19; curba 3 - S20; curba 4 - S21; curba 5 - S22; curba 6 - S30.

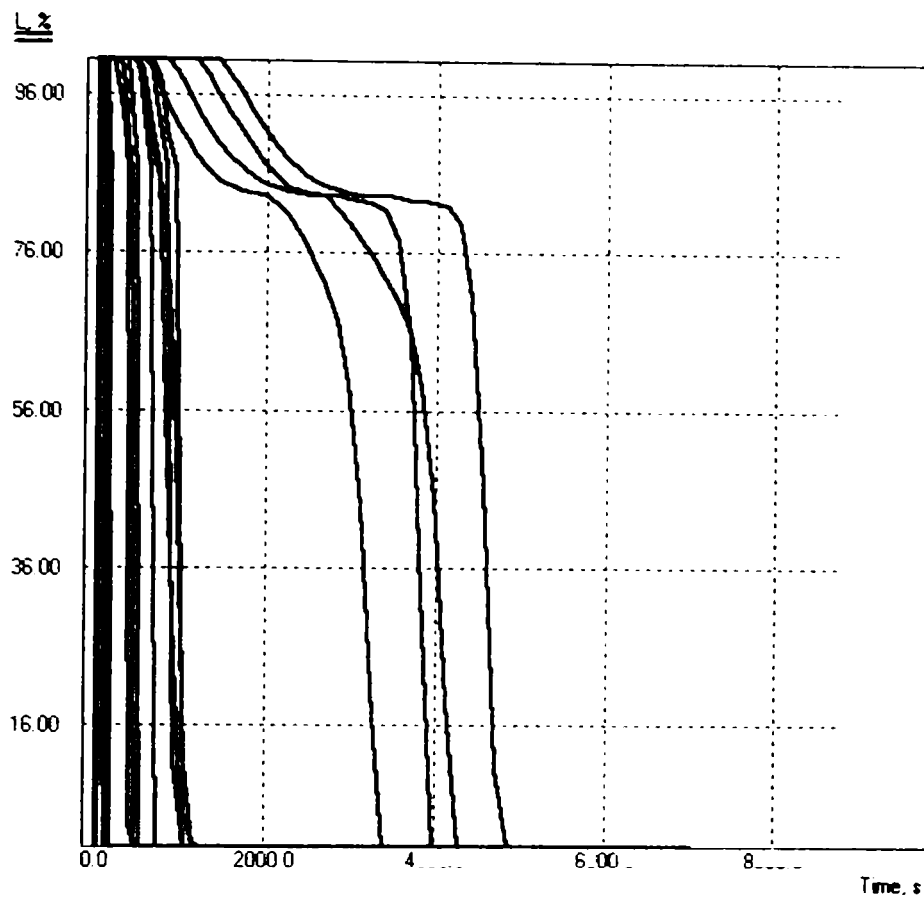


Fig. 4.63. Curbele de evoluție în timp a fazei lichide în timpul solidificării, simulate prin activarea celor 30 de termocuple (S1, ..., S30) plasate în domeniul de analiză

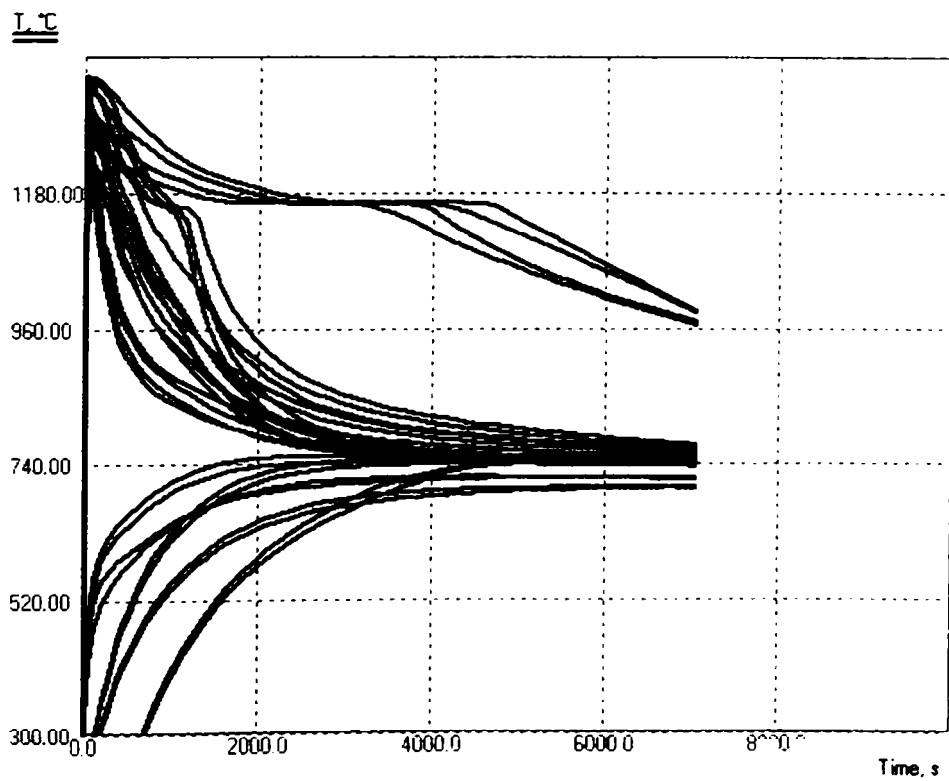


Fig. 4.64. Curbele de evoluție în timp a temperaturii în timpul solidificării, simulate prin activarea celor 30 de termocuple (S1, ..., S30) plasate în domeniul de analiză

La sfârșitul perioadei de simulare a solidificării, programul NovaFlow&Solid oferă posibilitatea de simulare în 2D și 3D, sub forma hărților de culori, a timpului de solidificare pentru orice punct din domeniul studiat (fig. 4.65) precum și vizualizarea locului și mărimii defectelor de contracție (fig. 4.66).

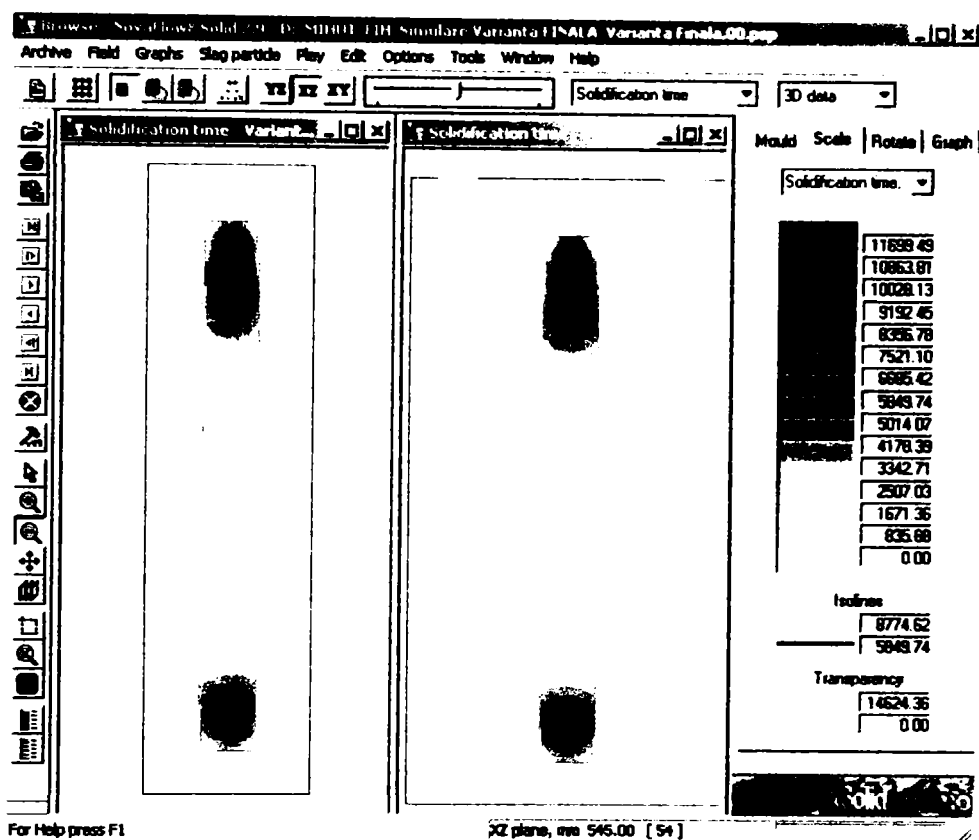


Fig. 4.65. Vizualizare timpului de solidificare prin scala culorilor – reprezentare 2D

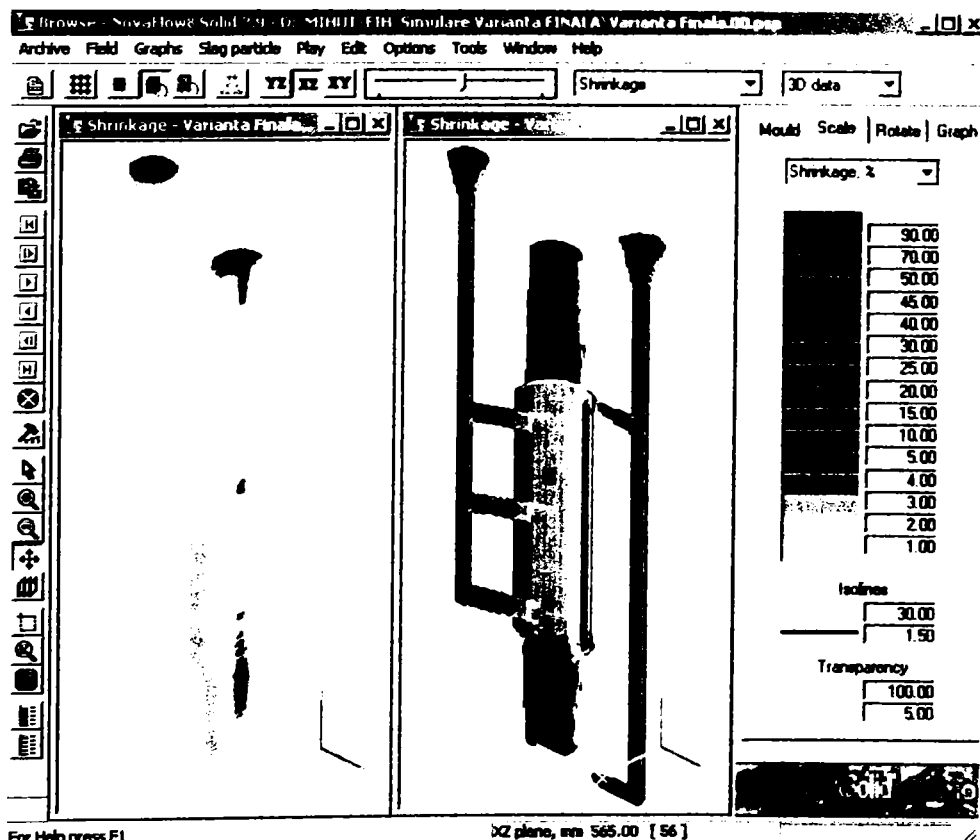


Fig. 4.66. Vizualizarea mărimii retasurii în masele și localizarea defectelor de contracție în axa de simetrie a cilindrilor

4.3. Concluzii parțiale

Scopul acestui studiu constă în obținerea unui model de simulare numerică, general valabil și aplicabil tuturor cazurilor particulare de obținere prin turnare bimetala a cilindrilor destinați laminării, model cu ajutorul căruia să poată fi studiată, prin intermediul computerului, posibilitatea optimizării regimului de viteze în timpul (curgerii aliajelor primar și secundar) umplerii piesei, distribuția câmpului de temperatură în orice punct din sistemul aliaj – formă, evoluția fracției lichide pe parcursul curgerii și solidificării, calculul timpului de solidificare precum și vizualizarea locului de apariție și mărimea defectelor de contracție.

Pentru realizarea țelului propus au fost parcurse următoarele etape:

➤ Analiza geometriei cilindrilor bimetaliți $\phi 920 \times 3300$ mm destinați laminării tablei, determinarea adaosurilor, a maselotei și rețelei de turnare, în vederea realizării modelării geometrice 2D și 3D (vederi, secțiuni, detalii) a întregului ansamblu de turnare (forme temporare, cochila metalică, membrana-răcitor etc.) cu ajutorul formelor geometrice simple sau complexe, găuri de diverse forme, racordări etc. Această etapă a fost realizată cu programul IronCAD 3.0 care oferă posibilitatea transferului de date prin formate standard IGES, STL, DXF, dispune de bază de date și librărie cu componente 3D proprii, fiind un pachet ce rulează sub Windows 95.

➤ Prezentarea generală a metodei numerice (a elementului finit) utilizată în abordarea teoriei curgerii fluidelor și a rezolvării ecuațiilor diferențiale ce descriu transferul de căldură în timpul umplerii formei și comportarea la solidificare. În această etapă s-a ales tipul de element finit în vederea realizării discretizării domeniului de analiză, respectiv element finit tridimensional tetragonal.

➤ Setarea parametrilor turnării implică și stabilirea dimensiunilor celulei de discretizare. La rezultatele obținute în urma realizării discretizării, pentru dimensiunile reale ale ansamblului de turnare a cilindrului bimetalic $\phi 920 \times 3300$ mm, simularea procesului de curgere și solidificare ar necesita o memorie RAM de peste 1000 MB, ceea ce depășește posibilitățile normale ale unui atelier de proiectare, deci s-a adoptat o similitudine dimensională: *ansamblul simulat este proporțional de patru ori mai mic decât cel original*. Simulându-se un model cu dimensiuni proporționale cu cel original, prin calcul, rezultatele (viteze, timpi de umplere, debite, timpi de solidificare, câmpuri de temperatură etc.) pot fi extrapolate și pentru alte dimensiuni de cilindri. Stabilirea parametrilor turnării se referă și la

atribuirea proprietăților termo-fizice și a temperaturilor inițiale pentru fiecare material în parte (amestecul de formare, materiale termoizolante, membrana-răcitor, cochilă, ramele formelor de turnare, tuburile rețelelor de turnare etc.); stabilirea condițiilor de transfer de căldură în sistemul piesă – formă - mediul exterior, cu alte cuvinte stabilește condițiile la limită.

➤ Având stabilită varianta de rezolvare a modelului numeric de simulare, se poate trece la rularea programului și apoi la interpretarea rezultatelor simulării.

Analiza rezultatelor distribuției câmpului de viteze pe durata umplerii formei, prin intermediul hărților de culori sau a vectorilor, duce la următoarele concluzii:

➤ La toate momentele de analiză, marcate prin pașii de timp ai simulării, nivelul celor două aliaje în cavitatea formei (crusta și miezul tăbliei cilindrului) se menține același. Este verificată în acest fel corectitudinea calculelor celor două rețele de alimentare.

➤ Se poate observa timpul de turnare și debitul de curgere a aliajelor la orice pas de timp al simulării.

Pentru perioada de umplere a cochilei cilindrului cu cele două aliaje lichide, este necesar să se analizeze distribuția temperaturii atât în miez și crustă, dar mai ales în membrana despărțitoare, tocmai pentru a demonstra că nu se topește înainte de umplerea cavității cochilei cu cele două tipuri de aliaje. Analiza cantitativă a rezultatelor simulării presupune furnizarea valorilor temperaturilor sub formă tabelară, permițând apoi trasarea graficelor de variație a temperaturii, rezultând următoarele concluzii:

➤ Variația temperaturii mărcii de fontă FD1d2 pe parcursul ascensiunii în forma crustei (fig. 4.25) prezintă un palier marcat de cotele $Z = 800$ mm și $Z = 1300$ mm, ale alimentatoarelor 2 și 3 ale rețelei de alimentare, ceea ce confirmă ipoteza menținerii relativ constantă a temperaturii fontei bogat aliate prin utilizarea rețelei etajate.

➤ Pe parcursul ascensiunii fontei cenușii în miezul tăbliei (fig. 4.26), temperatura prezintă o variație descendentă, înregistrând o scădere de aproximativ 100°C , dar în momentul curgerii aliajului în formă prin cel de-al doilea alimentator al rețelei numărul 1 temperatura crește din nou, îndepărtând astfel pericolul apariției premature a germenilor de cristalizare.

➤ Valorile temperaturilor înregistrate în plan longitudinal la interfața miez – membrană se observă că sunt mai mici decât cele din axa de simetrie a cilindrului, fapt ce arată influența membranei cu rol de răcitor intern. În curba de variație a temperaturii (fig. 4.27) se observă o cădere mai mare de 140°C , însă nu sub valoarea temperaturii lichidus a fontei cenușii nealiate.

➤ Cea mai interesantă variație o are temperatura din membrana ce se menține în stare solidă pe parcursul umplerii formei tăblie (în cochilă). Din analiza figurii 4.28 se observă foarte ușor momentul alimentării crustei prin alimentatoarele 2 și 3 din prezența celor două maxime ale curbei de regresie, aceste valori ale temperaturii încadrându-se în intervalul $1300^{\circ}\text{C} - 1160^{\circ}\text{C}$. Cu alte cuvinte, membrana se va dizolva pe măsura înaintării frontului de solidificare în secțiunea transversală și longitudinală a cilindrului bimetalic (fig. 4.34).

Analiza rezultatelor simulării distribuției temperaturii și a fazei lichide în timpul solidificării cilindrului bimetalic duce la următoarele concluzii:

➤ Se poate determina timpul de solidificare în orice punct al rețelei de discretizare și/sau timpul total de solidificare a cilindrului bimetalic.

➤ Este posibilă localizarea defectelor de contracție și determinarea mărimii lor.

În final, se precizează că, folosind programul NovaFlow&Solid, am descoperit că acesta nu are doar capacitatea de analiză de care este nevoie în optimizarea proceselor de curgere și solidificare ci, în plus posedă una dintre cele mai intuitive și ușor de utilizat interfețe grafice, în comparație cu alte pachete FEA (Finite Element Analysis), împreună cu o serie întregă de facilități deosebit de utile în procesul de postprocesare.

CAPITOLUL 5.

CONCLUZII FINALE, CONTRIBUȚII PERSONALE, PERSPECTIVE

5.1. Concluzii finale

Scopul tezei de doctorat „**Optimizarea tehnologiei de turnare bimetal a cilindrilor de diametre mari destinați laminării**” a fost și este acela de a răspunde la cât mai multe întrebări legate de problematica durabilității în exploatare a acestui tip de cilindri, datorită faptului că această caracteristică de exploatare reprezintă una dintre cele mai actuale probleme întâlnite în secțiile de laminoare ale întreprinderilor metalurgice, eficiența economică a producției de laminate depinzând, în mare măsură, de caracteristicile materialului care se laminează, calitatea cilindrilor de laminare și condițiile lor de exploatare. Cu alte cuvinte, nu se poate vorbi de o singură cauză pentru care durabilitatea înregistrată în exploatare este foarte variată (în condiții similare de exploatare) și scăzută, ci de un ansamblu de cauze care duc la aceste neajunsuri.

Direcția de cercetare a tezei o reprezintă analiza tehnologiei de turnare bimetal a cilindrilor, deoarece utilizarea în condiții de eficiență a acestora pentru laminarea la cald a tablei, este impusă prin caracteristicile lor variabile (atât în secțiune longitudinală, cât și transversală) de condițiile de solicitare din timpul procesului de deformare plastică, etc.

Din cercetarea efectuată, atât pe baza studiului din literatura de specialitate, cât și pe baza datelor prelevate din practica turnării acestor cilindri în cadrul S.C. „Cilindrul” S.A. Călan, rezultă următoarele concluzii:

➤ Un rol determinant în comportarea în exploatare a cilindrilor de laminare îl are aliajul metalic din care aceștia sunt fabricați. Astfel, alegerea aliajului și a tehnologiei de fabricație a cilindrilor turnați, depinde de mai mulți factori, și anume: materialul și starea materialului ce urmează a se lamina, tipul laminorului unde se utilizează, dimensiunile cilindrului (în special diametrul tăbliei), vitezele de laminare, respectiv cajele din trenul de laminare pentru care sunt destinați, temperatura de lucru a tăbliei și modul de răcire în timpul procesului de deformare plastică, etc.

➤ Cilindri bimetalici, cu crusta din fonta FDId 2 – bogat aliată cu Cr, Ni și Mo, ca urmare a rezistenței ridicate la uzare pe care o prezintă, sunt destinați cajelor finisoare din cadrul laminoarelor de tablă (subțire dar și groasă), în urma laminării obținându-se o finisare bună a suprafeței semifabricatului deformat.

➤ Durabilitatea în exploatare a cilindrilor de laminare este determinată, în general, de rezistența lor la uzare. Uzura se socotește, de regulă, în funcție de grosimea minimă a crustei ce se îndepărtează prin restrunjire (rectificare) pentru restabilirea profilului inițial al cilindrului.

Analiza factorilor de influență asupra durității crustei dure a tăbliei cilindrilor bimetaliți obținuți prin turnare, a fost realizată pe baza studiului bibliografic referitor la următoarele aspecte: solicitările de natură mecanică și termică la care sunt supuși cilindri în timpul exploatării; influența compoziției chimice și a structurii asupra durității tăbliei cilindrilor pentru laminare; folosirea programelor de calcul în procesele industriale și de prelucrare statistico-matematică a datelor experimentale. Reducerea rebutului și îmbunătățirea calității cilindrilor se realizează și prin controlul riguros al compoziției aliajelor în timpul elaborării, corectarea și modificarea acestora în oala de turnare. În urma acestei analize se pot desprinde următoarele concluzii:

➤ Ținând cont de condițiile tehnice de lucru și de exploatare ale cilindrilor destinați laminării tablei, aceștia trebuie să aibă, în afară de duritate și rezistență la uzare și proprietăți mecanice deosebite, pentru a rezista la eforturile la care aceștia sunt supuși în timpul lucrului. Se cere astfel ca miezul cilindrului să fie elastic, astfel încât să preia eforturile de încovoiere, iar la suprafața tăbliei, pe o anumită grosime, să prezinte o duritate ridicată. Aceasta se realizează în practică prin aplicarea unor tehnologii de fabricare, bazate pe varierea vitezelor de solidificare și răcire, combinată cu influența elementelor de aliere (Cr, Ni, Mo), în cazul procedurii de turnare monometal respectiv prin utilizarea a două calități de fontă, în cazul procedurii de turnare bimetal.

➤ La turnarea cilindrilor bimetaliți, cu duritate ridicată, conținutul de siliciu variază în limite destul de largi (0,25 ... 0,80%), în funcție de conținutul de crom din aliaj. La 1,5 ... 1,6%Cr, în cilindri cu grafit lamelar și aliați cu crom, nichel și molibden (cu duritatea de 72 HSh) și la cilindrii aliați cu crom și nichel (cu duritatea de 70 HSh) conținuturile obișnuite de siliciu se află în limitele 0,35 ... 0,45%. Micșorarea conținutului de siliciu până la 0,35%, în scopul obținerii unei zone albe fără impurități, conduce adesea la formarea unor fisuri la rece, defect caracteristic pentru aceste sorturi de cilindri.

➤ Aproape toți acești cilindri se toarnă din fonte aliate cu crom și nichel. Nichelul neutralizează influența carburigenă a cromului, iar creșterea rezistenței obținută pe seama nichelului se dublează la raportul Ni/Cr 2 : 1.

➤ La conținuturi de circa 1%Mo, când se manifestă acțiunea sa carburigenă, adâncimea zonei de trecere se mărește, iar zonele de cementită liberă se mențin pe întreaga secțiune a cilindrului. De aceea, la cilindri pentru laminarea tablei, conținutul de molibden se limitează la 0,3 ... 0,6%. Turnarea cilindrilor cu conținuturi de molibden sub 0,25% nu este rațională, deoarece nu conduce la îmbunătățirea vizibilă a structurii acestora. Adăugarea molibdenului în fontele pentru cilindri reprezintă una din metodele sigure de creștere a rezistențelor la uzare și la temperatură înaltă, precum și a rezistenței globale a acestora.

Concomitent cu studiul actualelor tehnologii de turnare bimetal, s-au analizat condițiile tehnice reale de turnare care trebuie rezolvate, în vederea creșterii rezistenței la uzare a cilindrilor, micșorării manoperei și reducerii rebutului, scăderii costurilor de fabricație prin reducerea consumului de fontă bogat aliată cu nichel, crom și molibden, desprinzându-se următoarele concluzii:

☞ Toate operații efectuate în cazul tehnologiei actuale de turnare bimetal sunt greu de controlat în timp.

☞ Se înregistrează consumuri mari de aliaj primar (bogat aliat și deficitar) și o variație a grosimii crustei dure necontrolată. Totodată, variațiile de temperatură și diferențele de compoziție chimică ale celor două aliaje sunt cauzele principale care duc la cel mai frecvent defect în cilindru – apariția crăpăturilor la cald sau/și la rece. Aceste defecte apar cel mai des pe tăblia cilindrilor cu crustă dură, care, în anumite zone, cristalizează în condiții diferite. Stratul dur al cilindrului format în contact cu peretele cochilei crește cu viteză ridicată, însă aceasta are o rezistență relativ scăzută. Una din cauzele apariției crăpăturilor o constituie solidificarea metalului în partea superioară a formei, ca urmare a faptului că metalul lichid, la turnarea prin sifon, parcurge întreaga înălțime a formei, ajungând în maselotă cu o temperatură foarte scăzută. Totodată, apariția acestor crăpături este cauzată și de tensiunile volumetrice (schimbarea parametrilor rețelei cristaline) apărute în masa metalică în timpul transformărilor structurale și, mai ales la spălarea miezului, când procesul de solidificare este întrerupt.

☞ În lucrare sunt prezentate două modele de simulare a proceselor: de curgere a aliajelor în forma cilindrului bimetalic, de solidificare și răcire în timp, pe baza fenomenelor reale din practica industrială. Primul, având la bază metoda diferențelor finite, este o realizare proprie a autoarei, modelul fiind implementat cu ajutorul mediului de programare C++. Al doilea, folosind metoda elementelor finite, reprezintă un model construit cu ajutorul pachetului **NovaFlow&Solid**.

Datele de ieșire ale acestor două modele numerice pot fi comparate cu eventuale rezultate determinate în condiții industriale (uneori dificil sau chiar imposibil de realizat pe modele reale). Validarea rezultatelor modelelor numerice de către datele experimentale, va conduce la folosirea acestora în studiul optimizării proceselor de elaborare, turnare, solidificare și răcire, funcție de specificul fiecărui caz în parte.

În acest context, prezenta teză de doctorat aduce posibilitatea optimizării tehnologiei de turnare bimetal, prin adaptarea actualelor ansamble și sisteme de turnare la metoda „vaselor comunicante” (sau de același nivel) și, totodată prin abordarea problematicii prin prisma unei noi tehnici de cercetare – simularea numerică. Scopul final al acestei lucrări constă în obținerea unui model de simulare numerică, general valabil și aplicabil tuturor cazurilor particulare de turnare bimetal, model cu ajutorul căruia să poată fi studiată, prin intermediul computerului, posibilitatea optimizării regimului curgerii aliajului lichid, a distribuției câmpului de temperaturi, a fazei lichide și contracției în timpul solidificării, cu cost minim (necesar acoperirii cheltuielilor cu echipamentul de calcul și software), într-un timp foarte scurt.

5.2. Contribuții personale

☞ Realizarea unei analize critice a tehnologiei actuale de fabricație prin turnare bimetal a cilindrilor destinați laminării la cald a tablei, precum și expunerea clară a fundamentelor teoretice privitoare la fenomenele complexe ce apar în cilindri de laminare bimetalici în timpul umplerii și solidificării aliajelor, fie în variantele „clasice”, fie în cele propuse de autoare.

➤ Prelucrarea statistico – matematică, cu ajutorul programului de calcul MATLAB, a datelor înregistrate la elaborarea mărcii de fontă FD1d2, destinată turnării crustei dure a cilindrilor bimetali de diametre mari. Acest studiu a avut ca scop optimizarea compoziției chimice, ca factor de influență asupra durității tăbliei cilindrilor de laminare, deci, implicit asupra durabilității lor în exploatare. În urma analizării rezultatelor optimizării, se poate spune că, pentru orientarea favorabilă a procesului de elaborare, este indicat să se cunoască preferințele pentru valorile minime sau maxime ale fiecărui element insoțitor sau de aliere și, totodată, se poate stabili un domeniu tehnologic optim în vederea obținerii valorilor maxime pentru duritate. Astfel, în urma studiului efectuat se recomandă următoarea compoziție chimică pentru fonta destinată turnării crustei dure a cilindrilor bimetali:

$C = 3,15 \dots 3,25\%$;	$Si = 1,6 \dots 1,7\%$;	$Mn = 0,45 \dots 0,55$.
$Cr = 1,45 \dots 1,55\%$;	$Ni = 3,25 \dots 3,35\%$;	$Mo = 0,25 \dots 0,35\%$.

➤ S-au propus trei variante de îmbunătățire a tehnologiei de turnare bimetala, în final, stabilindu-se ca optimă metoda vaselor comunicante, ce utilizează o membrană-microrăcitor dizolvabilă și rețele de turnare etajate. Optimizarea tehnologiei de turnare bimetala are drept scop: creșterea durabilității în exploatare a cilindrilor și scăderea costurilor de fabricație prin reducerea consumului de fontă bogat aliată cu nichel, crom și molibden.

➤ Pornind de la principiul umplerii celor două cavități ale cochilei (*A* – destinată obținerii miezului tenace a tăbliei cilindrului și *B* – destinată realizării crustei dure, de grosime egală pe generatoarea tăbliei) la același nivel, pe tot parcursul umplerii, s-a dimensionat sistemul de turnare, compus din cele două rețele de alimentare independente.

➤ Având în vedere efectul de microrăcitor jucat de membrana dizolvabilă, introdusă în cochilă, s-a efectuat un studiu de modelare analitică a procesului de solidificare a cilindrilor bimetali în această ipoteză. Aplicarea ecuației de bilanț termic, pentru studiul solidificării fontei în cilindrul cu membrană-microrăcitor, a condus la obținerea unei relații pentru determinarea temperaturii fontei după terminarea topirii microrăcitorilor, în funcție de temperatura de turnare a fontei și consumul specific de microrăcitori. Pe baza datelor analizate și prelucrate matematic rezultă o relație utilă pentru determinarea cantității optime de microrăcitori, în funcție de temperatura de turnare și temperatura lichidus a mărcii de fontă utilizată pentru realizarea crustei dure. Corelarea factorilor tehnologici, temperatura de turnare a fontei, grosimea crustei dure, dimensiunea membranei-microrăcitor și cantitatea specifică de microrăcitori dă garanția obținerii cilindrilor bimetali compacti și fără defecte.

➤ Realizarea unei sinteze, pe baza unui studiu, cuprinzând un număr important de titluri bibliografice și informații culese din rețeaua Internet, a problematicii modelării și simulării fenomenelor și proceselor, în general, și a celor legate de distribuția câmpului de viteze și câmpului de temperaturi în timpul curgerii aliajelor lichide, precum și de distribuția fracției lichide în timpul solidificării în formă, prin metode numerice, în particular.

➤ Conceperea, în mediul de simulare C++, a unui model de simulare numerică, cu metoda diferențelor finite, a umplerii formei (în varianta de turnare a cilindrului bimetalic după sistemul vaselor comunicante) și a transferului termic stabilit în interiorul ansamblului formă – cilindru bimetalic.

➤ Realizarea unui model de simulare numerică, folosind metoda elementului finit, în vederea determinării înaintării celor două aliaje (fonta cenușie și fonta bogat aliată), în cavitățile cochilei, cu aceleași viteze de ascensiune, fiind verificată în acest fel corectitudinea calculului de

dimensionare a celor două rețele de alimentare. Pentru perioada de umplere a cochilei cilindrului cu cele două aliaje lichide, este necesar să se analizeze distribuția temperaturii atât în miez și crustă, dar mai ales în membrana despărțitoare, tocmai pentru a demonstra că nu se topește înainte de umplerea cavității cochilei cu cele două tipuri de aliaje. Analiza cantitativă a rezultatelor simulării presupune furnizarea valorilor temperaturilor sub formă tabelară, permițând apoi trasarea graficelor de variație a temperaturii. Analiza rezultatelor simulării distribuției temperaturii și a fazei lichide în timpul solidificării cilindrului bimetalic face posibilă determinare timpul de solidificare în orice punct al rețelei de discretizare și/sau timpul total de solidificare a cilindrului bimetalic. Totodată, prin intermediul simulării este posibilă localizarea defectelor de contracție și determinarea mărimii lor.

Aruncând o privire de ansamblu asupra rezultatelor obținute cu cele două metode de simulare, se poate observa o diferență sensibilă între valori, lucru explicabil prin modul conceptual diferit care a stat la baza elaborării modelelor.

5.3. Perspective

Lucrarea de față deschide un drum nou în studiul elaborării, turnării, solidificării și răcirii cilindrilor bimetalici. Realizarea unui model de simulare numerică reprezintă punctul de plecare în procesul de optimizare a fenomenelor considerate. În cazul de față, modelul numeric corespunzător fenomenelor de curgere a fluidelor și de transfer de căldură în interiorul cilindrilor bimetalici poate fi extrapolat și adaptat și altor clase și tipodimensiuni de cilindri.

Modelul implementat cu ajutorul calculatorului oferă posibilitatea cercetătorului să experimenteze virtual diferite situații, care, în condiții reale de exploatare, ar fi imposibil de realizat. Astfel, realizată într-un timp foarte scurt și cu costuri minime, simularea fenomenului de solidificare duce la obținerea unor date ce pot fi folosite în diverse scopuri.

În faza de proiectare a tehnologiilor, folosind modelul de simulare adecvat, se pot experimenta diverse situații concrete, în ideea alegerii soluției constructive optime.

BIBLIOGRAFIE

1. **Adrian, M.** - *Tehnologia laminării*, Ed. Tehnică, București, 1977
2. **Adrian, M., Chira, I.** - *Posibilități de mărire a durabilității cilindrilor de laminor prin aplicarea efectului Bausinger*, Metalurgia, nr.11, 1976, pag. 589
3. **Albița, Gh., Rădulescu, C.** - *Bazele proceselor de turnare a metalelor și aliajelor*, Ed. Tehnică, București, 1970
4. **Alecu, Ghe., Vasilescu, S.** - *Siderurgia românească - prezent și viitor*, Revista Metalurgia, număr special, 1998
5. **Asavinei, I., Niculescu, C.** - *Ghid pentru utilizarea termocupleurilor în măsurători industriale*, E.D.P., București, 1981
6. **Berinde, V., Toma, O.** - *Remanierea pieselor cu defecte de turnare*, Ed. Tehnică, București, 1979
7. **Bejan, M.** - *În lumea unităților de măsură*, Editura AGIR, București, 2000
8. **Bratu, C., ș.a** - *Modelarea fizică a proceselor de turnare*, Litografia IPB, București, 1987
9. **Briscan, D.** - *Bazele teoretice ale turnării*, E.D.P., București, 1980
10. **Budaghianț, N.A., Karsski, V.E.** - *Cilindri de laminor turnați*, Ed. Tehnică, București, 1986
11. **Cazimirovic, E.** - *Teoria deformărilor plastice*, E.D.P., București, 1981
12. **Cazimirovic, E.** - *Bazele teoretice ale deformărilor plastice*, Ed. BREN, București, 1999
13. **Cazimirovic, E.** - *Teoria laminării*, Ed. BREN, București, 2001
14. **Cazimirovic, E. Samoilescu, S.** - *Calibrarea cilindrilor de laminor*, Ed. Tehnică, București, 1987
15. **Cernat, C., Toboc, P., Săbău, T.** - *Bazele fizico-chimice ale lierii nisipurilor de turnătorie*, Ed. Tehnică, București 1998
16. **Chaussin, C., Hilly, G.** - *Métallurgie. Alliages métallique*, Tome I, Dunod, Paris, 1972
17. **Chaussin, C., Hilly, G.** - *Métallurgie. Elaboration des métaux*, Tome II, Dunod, Paris, 1972
18. **Chira, I., Sofroni, L., Brabie, V.** - *Procedee speciale de turnare*, E.D.P., București, 1980
19. **Chindler, N., Bența, M.** - *Analiza rapidă a fontelor și oțelurilor*, Ed. Tehnică, București, 1968
20. **Chișamera, M., Ripoșan, I.** - *Influența defectelor de turnare asupra comportării la șoc termic a fontelor cenușii*, Metalurgia, nr.12, 1981, pag. 656
21. **Cicală, E.** - *Metode de prelucrare statistică a datelor experimentale*, Ed. Politehnica, Timișoara, 1999
22. **Cojocaru, V.** - *Mărimea suprafeței reacției de modificare și dirijarea vaporilor de magneziu în oala de turnare*, Revista de turnătorie, nr.2, 1997, pag. 29...32
23. **Constantinescu, A., Cosneanu, C. ș.a.** - *Îndreptar de fonte și oțeluri*, Ed. Tehnică, București, 1969
24. **Constantinescu, I., ș.a.** - *Prelucrarea datelor experimentale cu calculatoare numerice*, Ed. Tehnică, București, 1980
25. **Cosneanu, C., Cohn, E., ș.a.** - *Materiale auxiliare pentru turnătorii*, Ed. Tehnică, București, 1983
26. **Cosneanu, C., Covacevici, ș.a.** - *Elaborarea aliajelor de turnătorie în cuptoare electrice prin inducție*, Ed. Tehnică, București, 1974
27. **Dieter, G.E.** - *Metalurgie mecanică*, Ed. Tehnică, București, 1970
28. **Dinescu, L., Crăciun, Șt., Popescu, M.** - *Fabricarea fontelor cu grafit vermicular, cu controlul și corectarea operativă a formei grafitului*, Metalurgia, nr.3, 1980, pag. 171...175
29. **Domșa, S., Miron, Z.** - *Îndrumător pentru utilizarea fontelor, oțelurilor și aliajelor neferoase*, Ed. Tehnică, București, 1985
30. **Dumitrescu, Tr., Sofroni, L., Cosneanu, C., ș.a.** - *Considerații asupra turnării cilindrilor de laminor cu crustă dură*, Metalurgia, nr.12, 1966, pag. 124...133
31. **Dragotă, I., Petrehuș, V.** - *Metode numerice pentru ecuații diferențiale*, Ed. Orizonturi Universitare, Timișoara, 2002
32. **Drăgan, I.** - *Tehnologia deformărilor plastice*, E.D.P., București, 1976
33. **Drăgan, I., Ilca, I., Badea, S., Cazimirovic, E.** - *Tehnologia deformărilor plastice*, E.D.P., București, 1979
34. **Drăgulin, M., Sofronie, M., Iordănescu, P.** - *Muncitorii turnători și calitatea pieselor turnate*, Ed. Tehnică, București, 1973
35. **Faur, N.** - *Elemente finite – Fundamente*, Ed. Politehnica, Timișoara, 2002
36. **Faur, N., Dumitru, I.** - *Diferențe finite și elemente finite*, Ed. Mirton, Timișoara, 1997
37. **Gâdea, S., Petrescu, M.** - *Metalurgie fizică și studiul metalelor*, E.D.P., București, 1981

38. Geru, N. - *Teoria structurală a proprietăților metalelor*, E.D.P., București, 1980
39. Geru, N., Bane, M., ș.a. - *Analiza structurii materialelor metalice*, Ed. Tehnică, București, 1991
40. Gârbea, D. - *Analiză cu elemente finite*, Ed. Tehnică, București, 1990
41. Ghinea, M., Fireșteanu, V. - *Matlab. Calcul numeric-Grafică-Aplicații*, Editura Teora, 1999
42. Guliaev, B.B., Lipnițki, A.M., Obolențev, F.D. - *Procedee speciale de turnare – trad. lb. rusă*, Ed. Tehnică, București, 1972
43. Habraken, J. - *Microsoft Office 2000, 8 in 1*, Editura Teora, București, 2000
44. Heubner, K.H. - *The Finite Element Method for Engineers*, John Wiley and Sons, N.Y. - Toronto, 1975
45. Hughes, T.J.R. - *The Finite Element Method*, Prentice-Hall, Englewood Cliffs, N.J., 1987
46. Iatan, N., Chirulescu, V., Rădulescu, C., Roșculeț, I. - *Aspecte tehnologice privind procedeul duplex a cilindrilor din fontă extradură*, Metalurgia, nr.6, 1972, pag. 395...399
47. Iatan, N., Chirulescu, V., Rădulescu, C., Roșculeț, I. - *Considerații privind influența principalelor elemente de aliere asupra durității fontelor destinate turnării cilindrilor cu crustă extradură*, Metalurgia, nr.9, 1971, pag. 556...559
48. Ionesc, B.ș.a. - *Instrumente informatice pentru birotică - Word, Power Point, Outlook, Front Page* - Editura DualTech, 2000
49. Istrate, Gh., Toboc, P. - *Controlul de calitate și remanierea defectelor pieselor turnate*, E.D.P., București, 1981
50. Juran, J.M., Gryna, F.M. - *Calitatea produselor – trad. lb. engleză*, Ed. Tehnică, București, 1973
51. Josan, A. - *Studii și cercetări privind creșterea durabilității cilindrilor de laminare*, Teză de doctorat, Universitatea „Politehnica” din Timișoara, 2004
52. Kelly J. - *Utilizare Microsoft Excel 2000*, Ed. Teora, 2000
53. Langer, N. - *Considerații privind influența supraîncălzirii fontelor și a zgurelor asupra măririi crustei și a structurii cilindrilor de laminare din fontă cu grad de saturație scăzut*, Metalurgia, 10/1971, p. 627
54. Leca, A., ș.a. - *Transfer de căldură și masă – O abordare inginerescă*, E.T., București, 1998
55. Lenhard J. Holschuth - *Informații din metalurgia mondială - Cea de a 31-a conferință anuală a IISI*, Revista Metalurgia nr. 8/1998, pg. XI.
56. Maksay, Șt. - *Calcul numeric* - Ed. Politehnica, Timișoara, 2002
57. Malțev, M.V. - *Modificarea structurii metalelor și aliajelor*, Ed. Tehnică, București, 1966
58. Manolea, D. - *Practica în AutoCAD 2D*, Editura Microinformatica, Cluj-Napoca, 1994
59. Marinescu, M., ș.a. - *Termodinamică tehnică*, Ed. Matrix Rom, București, 1998
60. Marinică, I. - *Considerații privind eliminarea petelor negre din cilindrii turnați din fontă cu grafit nodular*, Metalurgia, nr.10, 1971, pag. 623...626
61. Mărginean, I., Rucai, V. - *Tehnici de analiză a materialelor*, Univ. Politehnică București, 1997
62. Miklós I.Z., Cioată V.G. - *Desenare 2D cu AutoCAD 2002*, Ed. Mirton, Timișoara, 2003
63. Mihuț, G. - *Studii și cercetări privind înlocuirea cilindrilor cu carburi pentru laminarea sârmei cu cilindri bimetalici*, Analele Facultății de inginerie Hunedoara, 1999, Tom I, Fascicola 6, pg.193-198
64. Mihuț, G. - *Piese turnate din fonte înalt aliate cu crom, destinate blindării morilor de măcinat minereuri*, Analele Facultății de inginerie Hunedoara, 1999, Tom I, Fascicola 6, pg.199-204
65. Mihuț, G. - *Abrasion Impact Crushing and Andurance Testing Devices for ores Crushing Trunks and Shields Made of high Cr Alloyed pig Irons*, Buletinul Științific al U.P.T., 2000, pg. 67-72
65. Mihuț, G. - *Studies and researches on the replacing of carbide rolls for wire rolling with bimetallics rolls*, Simpozionul Internațional Universitaria ROPET 2000, Univ. din Petroșani, pg.165-170
66. Mihuț, G., Maksay, Șt. - *Influența elementelor de aliere Cr și Ni asupra durității tăbliei cilindrilor bimetalici*, Analele Facultății de inginerie Hunedoara, 2002, Tom III, Fascicola 4, pg.247-252
67. Mihuț, G. - *Influența elementelor de aliere Cr, Ni, Mo asupra durității fontelor destinate turnării bimetal a cilindrilor de laminare*, Al IV-lea Simpozion Internațional «Tinerii și cercetarea multidisciplinară» Timișoara, 2002, pg.181-186
68. Mihuț, G., Prejban, I., Maksay, Șt. - *The influence of the elements C, Cr and Mo upon the hardness of the bimetallic casted iron pig milling rolls*, 7th International Symposium Interdisciplinary Regional Research Hunedoara – 2003, Romania, pg.634-639
69. Mihuț, G., Sporea, I. - *The influence of the elements C, Ni and Mo upon the hardness of the bimetallic casted iron pig milling rolls*, 7th International Symposium Interdisciplinary Regional Research Hunedoara – 2003, Romania, pg.640-645

70. **Mihuț, G., Prejban, I., Maksay, Șt.** – *The influence of the alloy elements C, Mo and V over the resistance of steel type 15VmoCr14X*, Zbornik radova sa naucno strucnog skupa istrazivanje i raynoj mašinskih elementa i sistema, Jahorina – Irmes – 2002, 361-366pg
71. **Mihuț, G.** - *The influence of the alloy elements Cr, Mo over the tenacity of steel type 15VmoCr14X*, International conference on advanced materials and technologies, ROMAT 2004, U.P.București, pg. 74-81
72. **Minkowycs, W.J., ș.a.** – *Handbook of Numerikal Heat Transfer*, John Wiley&Sons, 1988
73. **Minkowycs, W.J., ș.a.** – *Advances in Numerical Heat Transfer*, Volume I, Taylor&Francis, 1996
74. **Micolnikov, A.A., Ștundel, R.I., Batalov, A.N.** - *Turnarea pieselor pentru utilaje metalurgice*, Ed. Tehnică, București, 1970
75. **Mogan, Ghe. L.** - *Metoda elementelor finite în inginerie*, Universitatea Transilvania Brașov, 1996
76. **Nehendzi, I.A.** - *Turnarea oțelului*, Ed. Tehnică, București, 1954
77. **Nichici, A., Cicală, E.** - *Prelucrarea datelor experimentale - curs și aplicații*, U.P.Timișoara, 1996
78. **Oden, I.T., Reddy, N.I.** - *An Introduction to the Mathematical Theory of Finite Elements*, Wiley-Interscience, N.Y., 1982
79. **Olariu, V., Brătianu, C.** - *Modelarea numerică cu elemente finite*, Ed. Tehnică, București, 1986
80. **Olsen, S., Lixandra, O.** - *Experiența firmei Elkem din Norvegia în practica obținerii fontelor cu grafit nodular*, Revista de turnătorie, nr.1, 1997, pag. 16...24
81. **Opreșcu, I., ș.a.** - *Utilaje și instalații siderurgice*, E.D.P., București, 1972
82. **Opreșcu, I., ș.a.** - *Utilaje metalurgice*, E.D.P., București, 1977
83. **Pagu, D., Maliu, V.** - *Influența cochilei și a condițiilor de răcire asupra calității cilindrilor duri*, Metalurgia, nr.3, 1968, pag. 136...139
84. **Pavelescu, D.** - *Concepții noi, calcul și aplicații în frecarea și uzarea solidelor deformabile*, Ed. Academiei, București, 1971
85. **Pavelescu, D., Mușat, M., Tudor, A.** - *Tribologie*, E.D.P., București, 1977
86. **Pănoiu, C.ș.a.** - *Utilizarea și programarea calculatoarelor*, Editura Mirton, Timișoara, 2002
87. **Peter Greis** - *Siderurgia europeană se va transforma în continuare - Informații din metalurgia mondială*, Revista Metalurgia, nr.8/1998
88. **Petrică Alexandru** - *Modelarea numerică a răcirii pieselor cilindrice din oțel* - Revista Metalurgia, Nr.5/2003, pg. 20-24.
89. **Popa, A., Zotta, R.** - *Fonta feritică cu grafit nodular. Corelația dintre caracteristicile mecanice și factorii care le influențează*, Metalurgia, nr.8, 1972, pag. 548...552
90. **Piwoarski, E.** - *Fonte de înaltă calitate*, Ed. Tehnică, București, 1967
91. **Popescu, A. ș.a.** - *AutoCAD* - Editura Teora, București, 1994
92. **Pozdârcă, A., ș.a.** - *AutoCAD - Modelare spațială* - Ed. Universității "Petru Maior, Tg.Mureș, 2001
93. **Prejban, I.** - *Tratamente termice-îndrumător pentru lucrări de laborator și proiect* - Institutul Politehnic "Traian Vuia, Timișoara, 1990
94. **Rao, S.S.** - *The Finite Element Method in Engineering* - Oxford, Ed. Pergamon Press, 1982
95. **Rădulescu, C., Albița, Gh.** - *Rețele de turnare*, Ed. Tehnică, București, 1976
96. **Rădulescu, C., Guțu, M., Derlogea, Ș.** - *Utilaje de laminare*, Ed. Tehnică, București, 1979
97. **Reddy, I.N.** - *An introduction to the finite element method* - Mc.Grow-Hill, 1993
98. **Ripoșan, I., Chișamera, M.** - *Tehnologia elaborării și turnării fontei*, E.D.P., București, 1981
99. **Ripoșan, I., Sofroni, L., Chișamera, M.** - *Fonta hainitică*, Ed. Tehnică, București, 1988
100. **Ripoșan, I., Bălescu, C.** - *Unele aspecte privind turnarea centrifugă a cilindrilor de laminare bimetalici (oțel – fontă) – Lucrare de sinteză*, Metalurgia, nr.6/1975.
101. **Ripoșan, I., Docean, V., Mitrofan, A.** - *Piese mari din fontă cu grafit nodular fără grafit degenerat și cu caracteristici mecanice ridicate*, Metalurgia, nr.3, 1989, pag. 138...142
102. **Scorțea, C, Lepădatu, V. Ghe.** - *Unele aspecte de competitivitate cu care se confruntă întreprinderile siderurgice românești înainte de intrarea în Uniunea Europeană* - Revista Metalurgia, Nr.1/2003, pg. 5-10.
103. **Siefer, W.** - *Considerații asupra turnării cilindrilor*, Giesserei, nr.22, 1967
104. **Simion, I.** - *AutoCAD - 2000 - Aplicații* - Editura Teora, București, 2000
105. **Sofroni, L.** - *Elaborarea și turnarea aliajelor*, E.D.P., București, 1975
106. **Sofroni, L., Brăbie, V., Bratu, C.** - *Bazele teoretice ale turnării*, E.D.P., București, 1980
107. **Sofroni, L., Chira, I., Surdulescu, M.** - *Turnarea prin cădere liberă în forme metalice*, Ed. Tehnică, București, 1983
108. **Sofroni, L., Ripoșan, I., Brăbie, V., Chișamera, M.** - *Turnarea fontei*, E.D.P., București, 1985
109. **Sofroni, L., Ripoșan, I., Chira, I.** - *Fonte albe rezistente la uzură*, Ed. Tehnică, București, 1987

110. **Sofroni, L., Ștefănescu, D.M.** - *Fonte modificate cu proprietăți superioare*, Ed. Tehnică, București, 1971
111. **Sofroni, L., Ștefănescu, D.M.** - *Fonte speciale*, Ed. Tehnică, București, 1974
112. **Sofroni, L., Ștefănescu, D.M., Vincenz, C.** - *Fonte cu grafit nodular*, Ed. Tehnică, București, 1974
113. **Sofroni, L. ș.a** - *Cercetări pentru stabilirea tehnologiei de fabricare a cilindrilor din oțel, cu conținut ridicat de carbon, cu grafit în structură, pentru liniile de profile și benzi de la Combinatul Siderurgic Hunedoara* - Centrul de cercetări pentru Metalurgie de pe lângă Facultatea de Metalurgie din Institutul Politehnic București. Contract cercetare, C.T.F./1970, I.P.B.-C.S.H.
114. **Sofroni, L.ș.a.** - *Contribuții la îmbunătățirea calității cilindrilor de laminor obținuți prin turnare*, Revista Metalurgia, nr.10/1983, p.473
115. **Sofroni, L., Ripoșan, I., Brabie, V., Chira, I.** - *Cercetări privind îmbunătățirea tehnologiei de turnare a cilindrilor de laminor semiduri*, Metalurgia, nr.1, 1977, pag. 8...13
116. **Sofroni, L., Ripoșan, I., Sindilaru, E.** - *Posibilități de obținere a fontelor cu grafit nodular perlitice, cu proprietăți superioare de antifricțiune*, Metalurgia, nr.11, 1977, pag. 585...590
117. **Sofroni, L.ș.a.** - *Stadiul actual al fabricării și utilizării cilindrilor de laminor din fontă-Studiu de sinteză* - Editat de Centrul de Documentare și Publicații tehnice al industriei metalurgice, 1968
118. **Sofroni, L., Petrescu, D.** - *Fabricarea și caracteristicile cilindrilor mari din oțel pentru laminoare* - Sinteza documentară - Editat de Centrul de Documentare și Publicații tehnice al industriei metalurgice, 1970
119. **Soporan, V. ș.a.** - *Solidificarea aliajelor - preliminarii teoretice* - Ed. Transilvania Press, Cluj-Napoca, 1995
120. **Sporea, I.** - *Tehnologia materialelor, partea a II-a - Prelucrarea materialelor*, Institutul Politehnic "Traian Vuia, Timișoara, 1975
121. **Sporea I., Artemov I.I., Mihuț G., Josan A** - *Considerentele folosirii cilindrilor de laminare din oțeluri turnate* - Sesiune de Comunicări Științifice Hunedoara, Analele Facultății de Inginerie Hunedoara, 2000, pg. 67-72
122. **Sporea I. ș.a.** - *Variațiile compozițiilor chimice pe secțiunea cilindrilor de laminoare tip Adamit* - Lucrările științifice ale Simpozionului Internațional "UNIVERSITARIA ROPET 2000, p.361-362, Petroșani, 2000
123. **Sporea I. ș.a.** - *Unele considerații privind influența structurii asupra durabilității cilindrilor de laminare de tip ADAMIT* - Al IV^{lea} Simpozion Internațional "Tinerii și cercetarea multidisciplinară, pg. 208-211, Ed. Sudura, Timișoara, 2002
124. **Sporea I. ș.a.** - *Studii privind îmbunătățirea tehnologiilor de elaborare, turnare, tratament termic a utilajului de turnare pentru cilindri de laminor, tip ADAMIT* - Analele Universității "Constantin Brâncuși, Tg. Jiu, pg.303-306
125. **Sporea I., Josan A, Mihuț G.** - *Studii și încercări asupra cilindrilor de laminare tip Adamit calitatea R-A2* - Analele Universității "Valahia, Târgoviște, 2003, pg.41-44
126. **Swan, T.** - *Învățăm C ... pas cu pas - Type & Learn C*, Traducere de Dan Somnea, Ed. Tehnică, București, 1996
127. **Șontea, S., Băltănoiu, M.** - *Îndrumătorul tehnicianului și controlorului mecano - metalurg*, Ed. Scrisul Românesc, Craiova, 1973
128. **Ștefănescu, Cl.** - *Materiale și amestecuri de formare pentru turnătorii*, Ed. Tehnică, București, 1971
129. **Ștefănescu, D.M., Vlădoiu, M., Solacolu, M.** - *Despre condițiile obținerii fontelor cu grafit nodular feritice în stare brut turnată*, Metalurgia, nr.2, 1980, 76...86
130. **Ștefănescu, D.M.** - *Computer Simulation of Microstructural Evolution*, Proceedings of a Symposium The Metallurgical Society in Toronto, Canada, october 13-17, 1985, pag.171.
131. **Ștefănescu, Cl., ș.a.** - *Îndrumătorul proiectantului de tehnologii în turnătorii*, vol.1., Ed. Tehnică, București, 1985
132. **Ștefănescu, Cl., Sofroni, L., ș.a.** - *Îndrumătorul proiectantului de tehnologii*, vol.2., Ed. Tehnică, București, 1985
133. **Ștefănescu, D.M., Cazacu, I.** - *Tehnologii de executare a pieselor prin turnare*, Ed. Tehnică, București, 1981
134. **Takigawa, Hiroshi ș.a.** - *Development of High-Speed Tool Steel Rolls and Their Application to Rolling Mills* - Nippon steel technical report no. 74 juli.1997
135. **Taloi, D. ș.a** - *Optimizarea proceselor metalurgice* - E.D.P., București, 1983
136. **Toader, Șt., Pinca, C.** - *Cercetări asupra rezistenței la oboseală termică a cilindrilor de laminare la cald* - Contract 70004/1996, Tema 43 - Consiliul Național al Cercetării Științifice Universitare
137. **Tripsa, I., ș.a.** - *Optimizarea proceselor de turnare, solidificare și încălzire a lingourilor de oțel* - Ed. Tehnică, București, 1975

138. **Trușculescu, M.** - *Studiul metalelor* - E.D.P., București, 1977
139. **Țelikov, A.** - *Laminoare*, Ed. Tehnică, București, 1961
140. **Udrescu, L.** - *Transfer termic și masic la aliaje metalice*, Ed. Politehnica, Timișoara, 1999
141. **Ursache, M., Chircă, D.** - *Proprietățile metalelor* - E.D.P., București, 1982
142. **Vacu, S. ș.a.** - *Metalurgie generală* - E.D.P., București, 1975
143. **Vacu, S. ș.a.** - *Elaborarea oțelurilor aliate-Vol. I* - Ed. Tehnică, București
144. **Vasiu T. ș.a.** - *Tribologie-curs*-Centrul de Multiplicare, Universitatea "Politehnica" Timișoara, 1997
145. **Vasiu, Gh.** - *Contribuții la investigarea și reducerea uzurii mecanice la utilajele metalurgice*, Institutul de Mine, Petroșani, 1975
146. **Vermeșan, H. ș.a.** - *Bazele teoretice ale tratamentelor termice* - Ed. Roprint, Cluj-Napoca, 2002
147. **Vida, M.** - *Tehnologia formării*, Institutul Politehnic Timișoara, Reșița, 1980
148. **Vîrcolacu, I.** - *Mașini și utilaje în secțiile de turnătorie*, E.D.P. - București, 1981
149. **Voronina, V.A. ș.a.** - *Cilindri turnați din oțel aliat cu conținut ridicat de carbon - din Stal'*, 1968, nr. 8, p.719-720
150. **Voronțov, N. ș.a.** - *Direcțiile de perfecționare a producției și de folosire a cilindrilor pentru laminare la cald*, din Stal', 1978, nr. 10, p.921-924, -trad. efectuată la INID, 09.11.1998
151. **Wait, R. Mitchell, A.R.** - *Finite Element Analysis and Applications* - John Wiley, N.Y. 1985
152. **Weber Fr., Mihuț, G., ș.a.** - *Comportarea materialelor metalice la solicitări statice și dinamice*, Ed. MIRTON - Timișoara, 2001, pg. 90-98.
153. **Wusatowski, Z.** - *Bazele laminării*, Ed. Tehnică, București, 1972
154. **Zubac, V.** - *Utilaje pentru turnătorie*, E.D.P., București, 1982
155. **Bratu, C., Sofroni, L., Stavarache, S.** - *Cercetări privind mărirea compactității pieselor mari, turnate din oțel, prin dirijarea procesului de solidificare*, Metalurgia, Nr. 3, 1985, pag.133.
156. **Metal Progres Soft SRL București**, - *Tehnologii moderne în producția de piese turnate*, Revista de turnătorie, Nr. 2/2000
157. **Sofroni, L., Schonberger, F., Bratu, C., Crainic, N.** - *Procedeu și instalație pentru realizarea cilindrilor de laminare* -Brevet de invenție 87863, Oficiul de stat pentru invenții și mărci, 1985
158. **Malearic, S.M., Aveam, C., ș.a.** - *Procedeu și utilaj de turnare a cilindrilor de laminor* -Brevet de invenție 99539, Oficiul de stat pentru invenții și mărci, 1990
159. *** *Urmărirea pe fluxul de fabricație a cilindrilor de laminor din fonte cu grafit nodular și de tip Adamit, la S.C.Siderurgica S.A.Hunedoara*, Centrul de Cercetare-Proiectare Hunedoara, Contr. nr. 985/177/01.10.1998
160. *** *Cercetări privind posibilitatea de obținere a cilindrilor de laminor turnați din fontă cu grafit nodular, la S.C.Siderurgica S.A.Hunedoara*, Centrul de Cercetare-Proiectare Hunedoara, Contr. nr. 1540/213/25.04.1997
161. *** *Analiza calității cilindrilor de laminor în vederea reducerii costurilor și influența asupra calității laminatelor* - S.C. Siderurgica S.A. Hunedoara, Uzina Laminoare, Contr. nr. 2400/279/05.07.2002
162. *** *Îndreptar de fonte și oțeluri*, Ed. Tehnică, București, 1969
163. *** *Mică Enciclopedie de Metalurgie*, Ed. Științifică și Enciclopedică, București, 1980.
164. *** *Mică enciclopedie matematică*, Ed. Tehnică, București, 1980.
165. *** *Manualul inginerului metalurg*, vol. II., Ed. Tehnică, București, 1982
166. *** *AutoCAD 2002 - user guide*
167. **STAS R 4400/2-88** - *Oțeluri turnate - Corespundența mărcilor*
168. **STAS 9644-87** - *Încercarea la tracțiune a fontelor cenușii*
169. **STAS 8585-70** - *Utilajele laminoarelor metalurgice - terminologie*
170. **STAS 8315-81** - *Încercările metalelor - încercarea de duritate shore*
171. **STAS R 883-82** - *Încercările metalelor - tabele comparative ale durității*
172. **STAS 2631-87** - *Statistica matematică - terminologie și simboluri*
173. **STAS 7122-87** - *Statistica matematică - prezentarea și prelucrarea datelor experimentale și de observație*
174. **STAS 7122/6-87** - *Interpretarea statistică a datelor - determinarea intervalelor de toleranțe naturale pentru repartiția normală*
175. **STAS 9432 - 85** - *Laminoare. Cilindrii semiduri din fontă*
177. **STAS 4596 - 87** - *Laminoare. Cilindrii duri din fontă*
178. **STAS 9433 - 85** - *Laminoare. Cilindrii extraduri din fontă*
179. **H - GS - 41; H - GS - 44; H - GS - 47** - *Cast steel rolls - akers grade standard alternative*
180. **STAS 8421-87**-*Mijloace de măsurare a temperaturi. Termocupluri tehnice. Condiții tehnice gener. de calitate*
181. **SR EN 1560:1999** - *Turnătorie. Sistem de simbolizare pentru fonte. Simbolizare alfanumerică și numerică*
182. **SR EN 1561:1999** - *Turnătorie. Fontă cu grafit lamelar*
183. **SR EN 1561:1999** - *Turnătorie. Fontă cu grafit nodular*

A N E X E

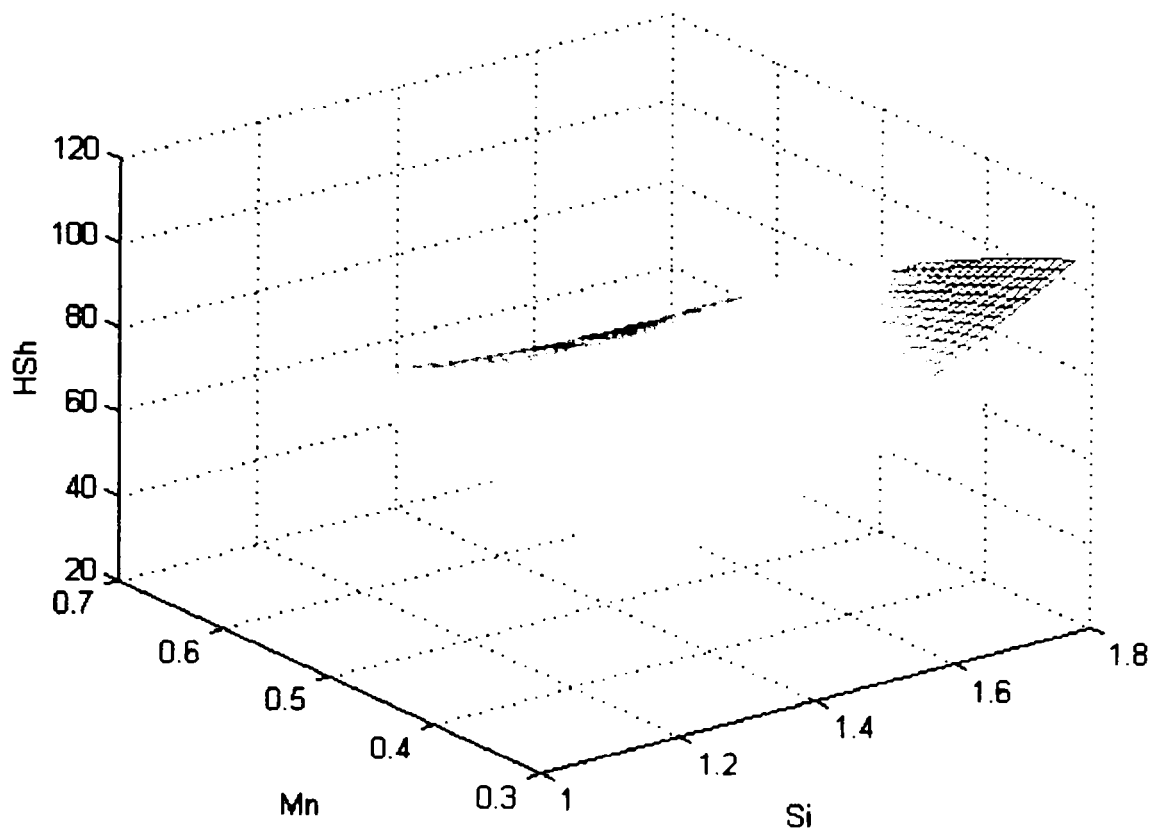


Fig. A.2.1. Suprafața $HSh = HSh(C_{med}, Si, Mn)$

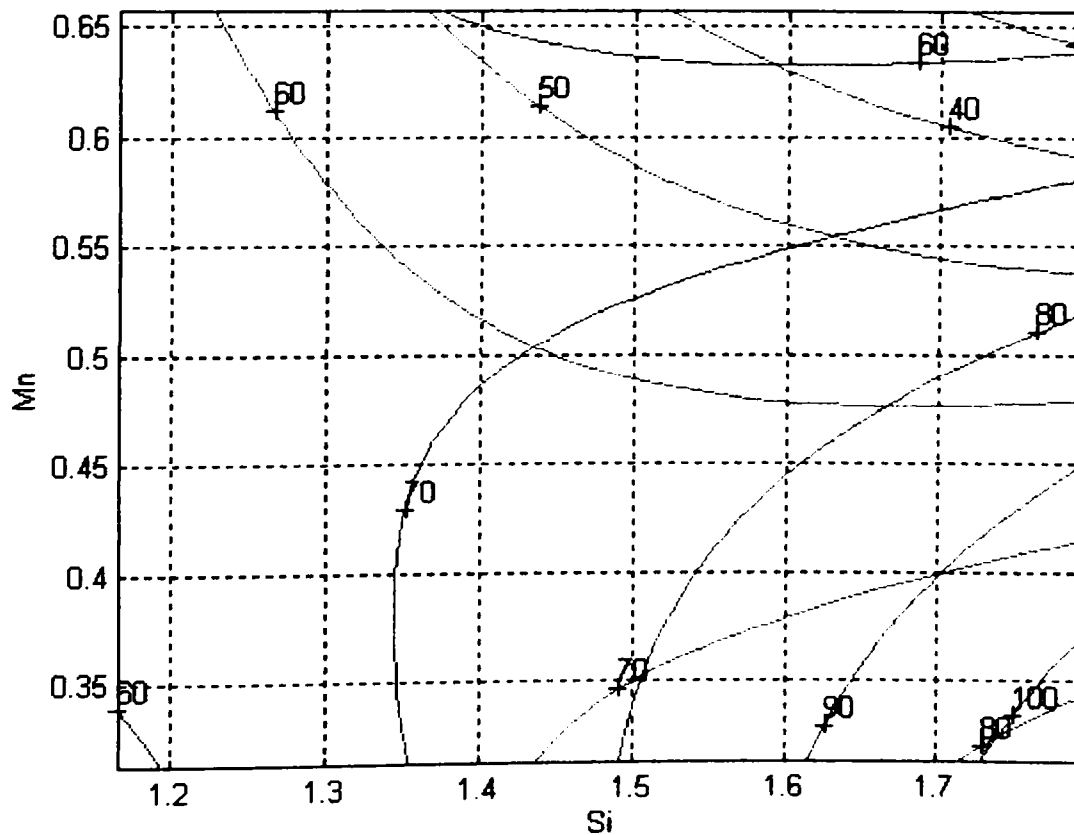


Fig. A.2.2. Curbele de nivel ale distribuției $HSh = HSh(C_{med}, Si, Mn)$

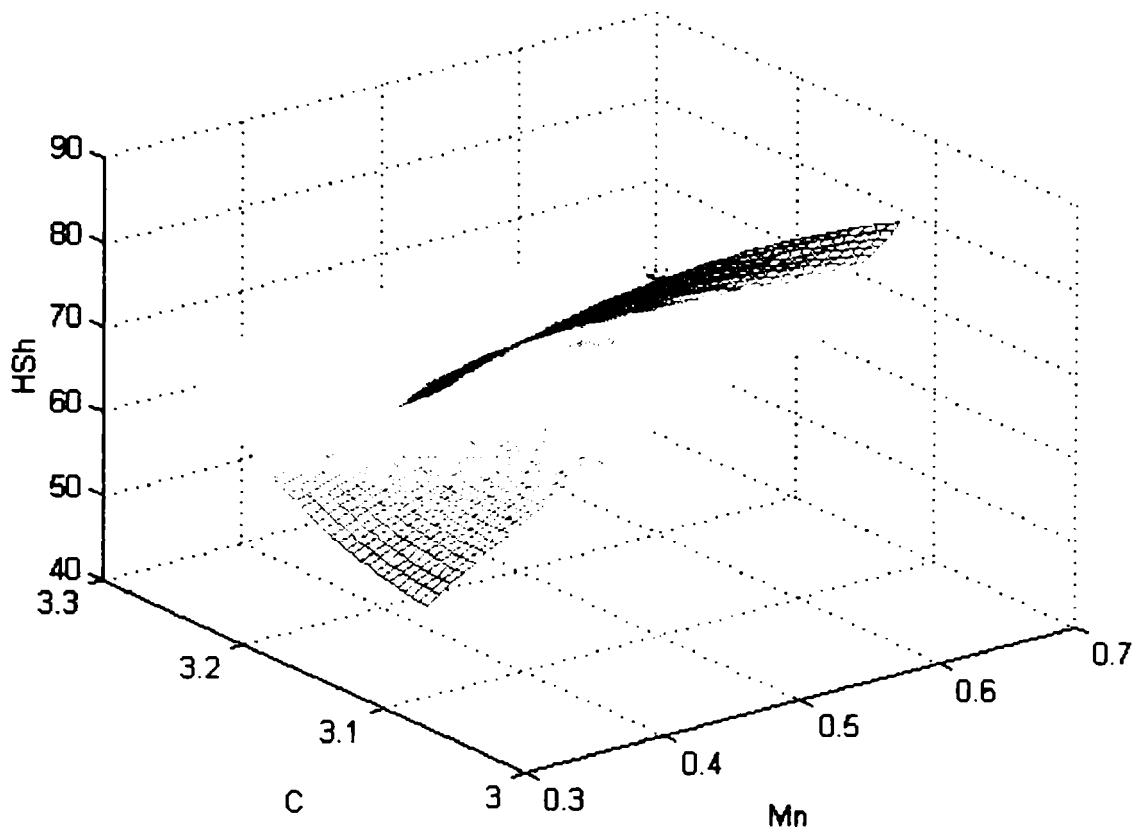


Fig. A.2.3. Suprafața $HSh = HSh(C, Si_{med}, Mn)$

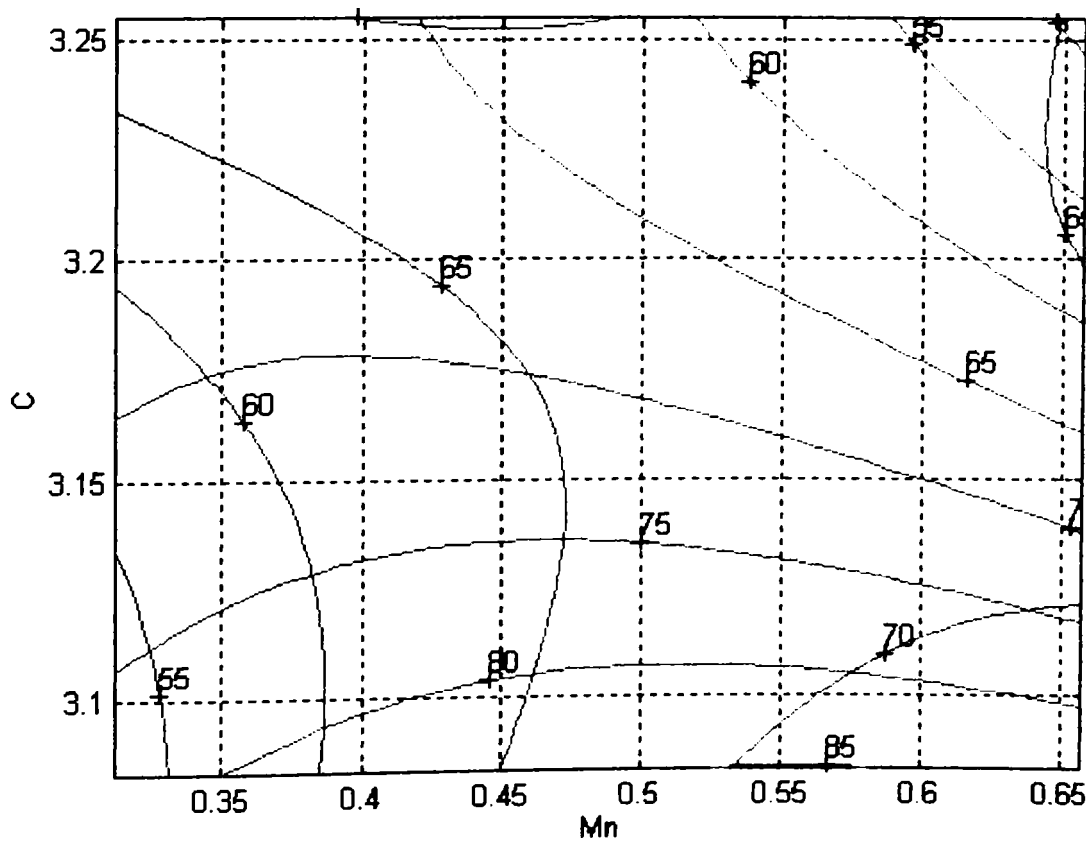


Fig. A.2.4. Curbele de nivel ale distribuției $HSh = HSh(C, Si_{med}, Mn)$

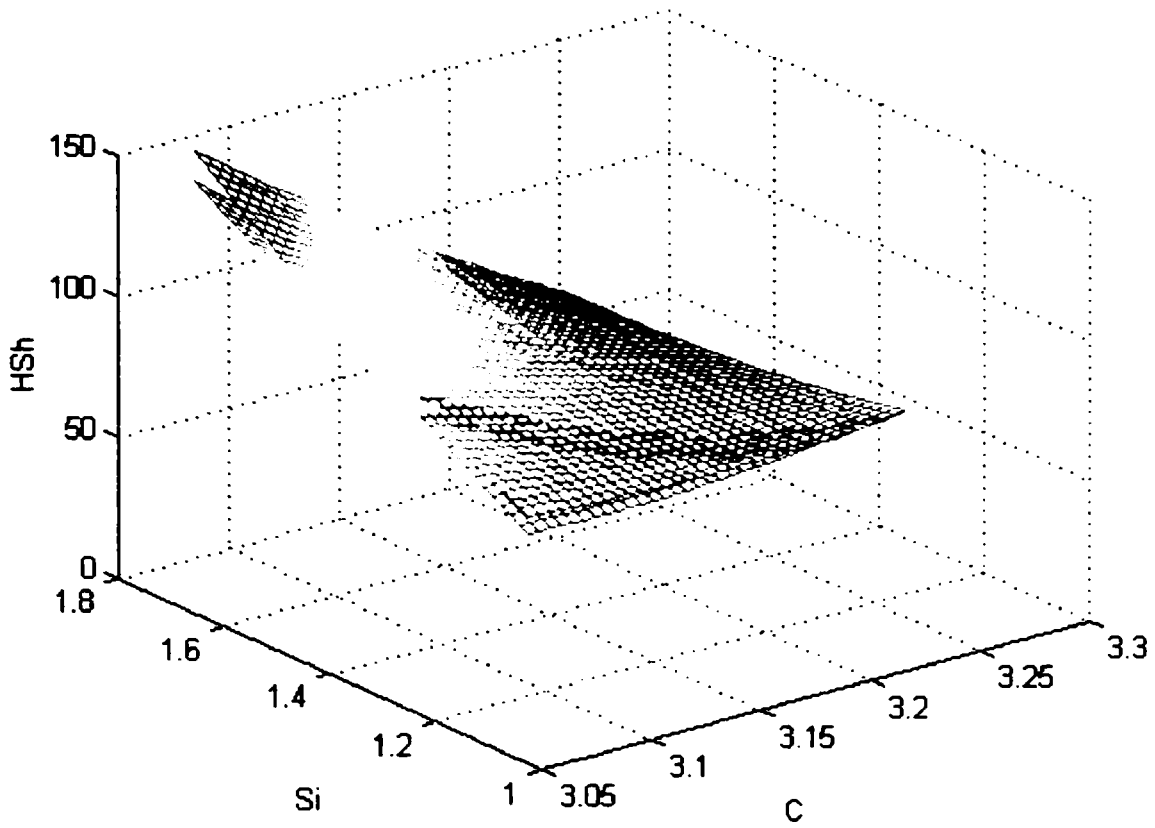


Fig. A.2.5. Suprafața $HSh = HSh(C, Si, Mn_{med})$

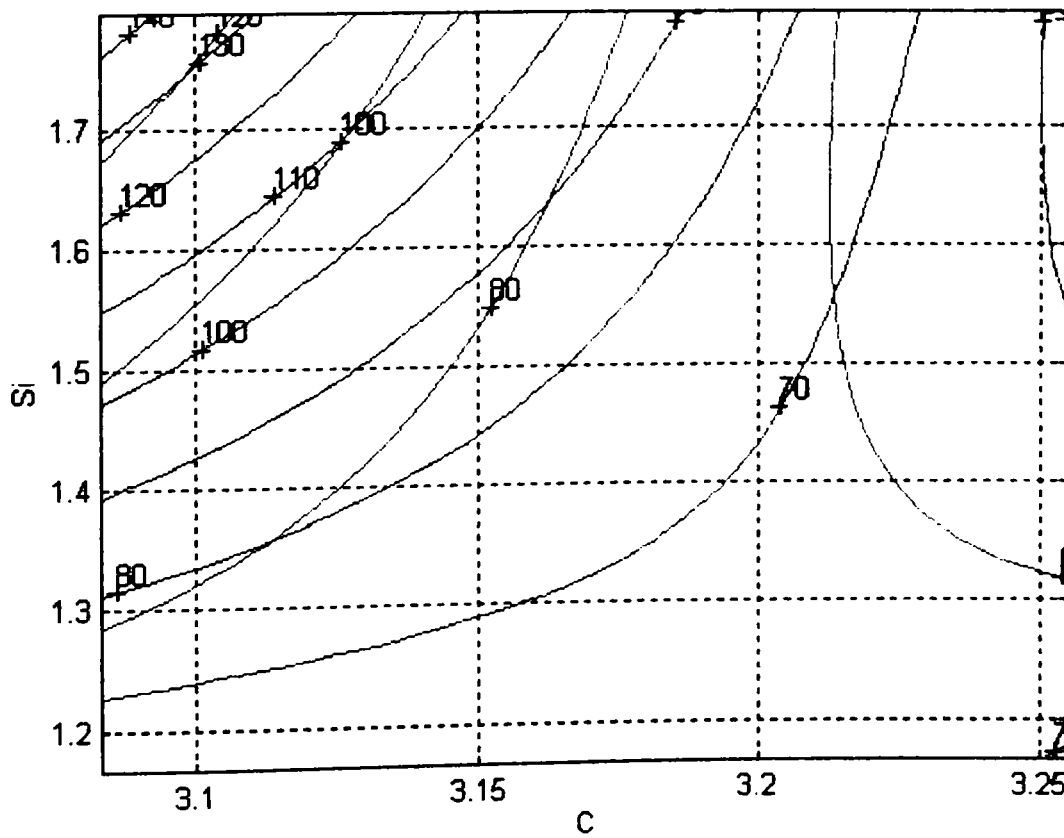


Fig. A.2.6. Curbele de nivel ale distribuției $HSh = HSh(C, Si, Mn_{med})$

LIMITE DE VARIATIE ALE VARIABILELOR

C	3.04	3.3
Cr	1.12	1.61
Ni	3.02	3.63
HSh	60	72

VALORILE MEDII SI ABATERILE VARIABILELOR

C	3.2076	0.052364
Cr	1.3914	0.10584
Ni	3.2538	0.171
HSh	66.143	3.6682

ECUATIA HIPERSUPRAFETEI DE REGRESIE

$$\text{HSh} = -332.0797 \cdot C^2 - 9.4417 \cdot Cr^2 - 20.8101 \cdot Ni^2 + 30.3442 \cdot C \cdot Cr - 117.8893 \cdot Cr \cdot Ni + 342.592 \cdot Ni \cdot C + 996.7836 \cdot C + 324.899 \cdot Cr - 803.1483 \cdot Ni - 491.6189$$

COEFICIENTUL DE CORELATIE

$$r_f = 0.54746885881911$$

ABATEREA DE LA SUPRAFATA DE REGRESIE

$$s_f = 3.06965572819472$$

COORDONATELE PUNCTULUI SEA SUNT :

C	3.3017
Cr	1.5997
Ni	3.3496
HSh	68.6856

Deoarece aceasta hipersuprafata nu poate fi reprezentata in spatiul cu 4 dimensiuni, s-a recurs la inlocuirea, succesiv, a cate unei variabile independente cu valoarea ei medie. Aceste suprafete, care apartin spatiului cu 3 dimensiuni pot fi reprezentate si interpretate de tehnologi.

$$\text{HSh}_{C_{med}} = -9.4417 \cdot Cr^2 - 20.8101 \cdot Ni^2 - 117.8893 \cdot Cr \cdot Ni + 422.2318 \cdot Cr + 295.7563 \cdot Ni - 711.025$$

$$\text{HSh}_{Cr_{med}} = -20.8101 \cdot Ni^2 - 332.0797 \cdot C^2 + 342.592 \cdot Ni \cdot C - 967.1828 \cdot Ni + 1039.0054 \cdot C - 57.8251$$

$$\text{HSh}_{Ni_{med}} = -332.0797 \cdot C^2 - 9.4417 \cdot Cr^2 + 30.3442 \cdot C \cdot Cr + 2111.5126 \cdot C - 58.6904 \cdot Cr - 3325.2322$$

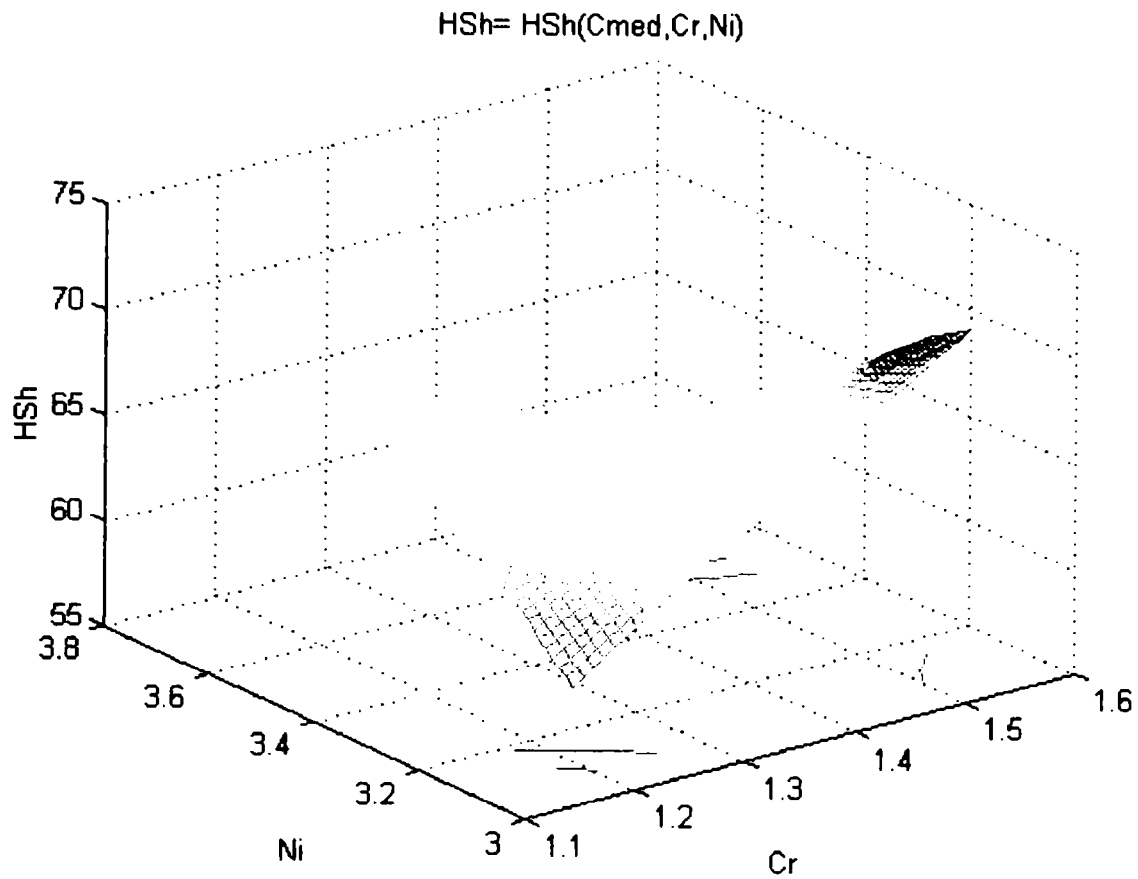


Fig. A.2.7. Suprafața $HSh = HSh(C_{med}, Cr, Ni)$

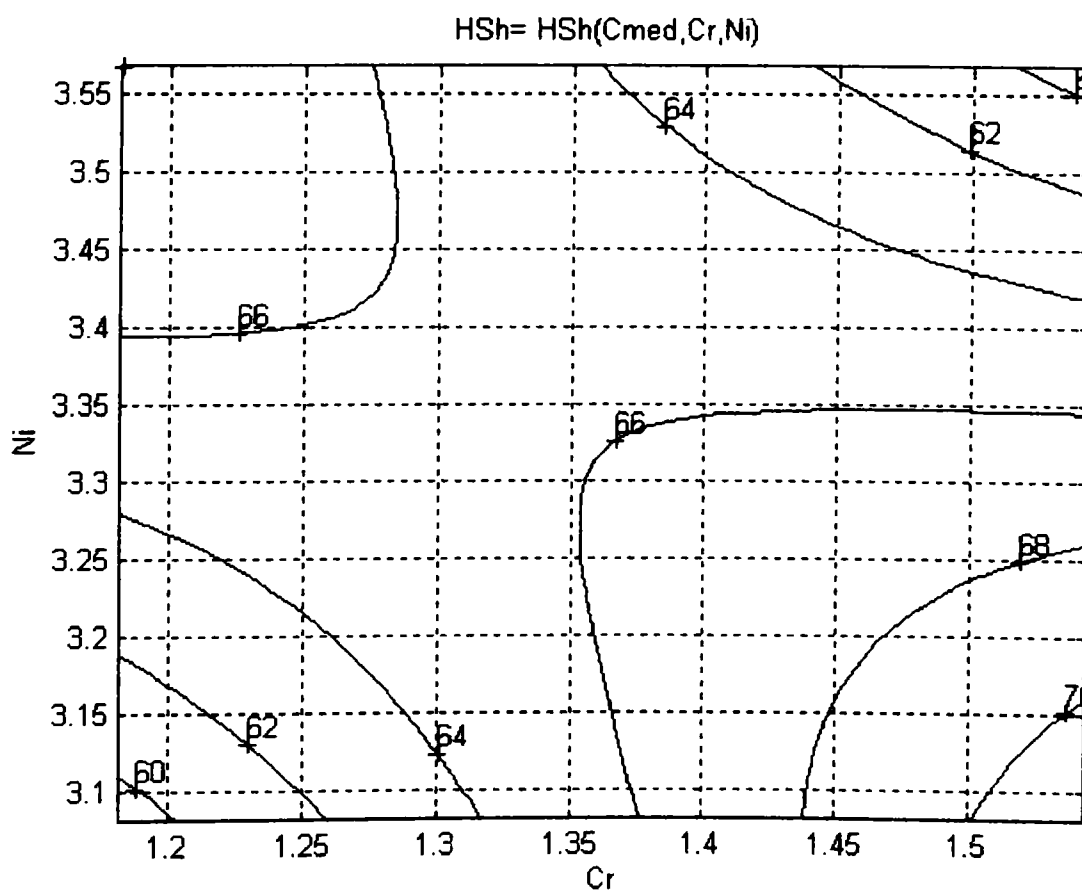


Fig. A.2.8. Curbele de nivel ale distribuției $HSh = HSh(C_{med}, Cr, Ni)$

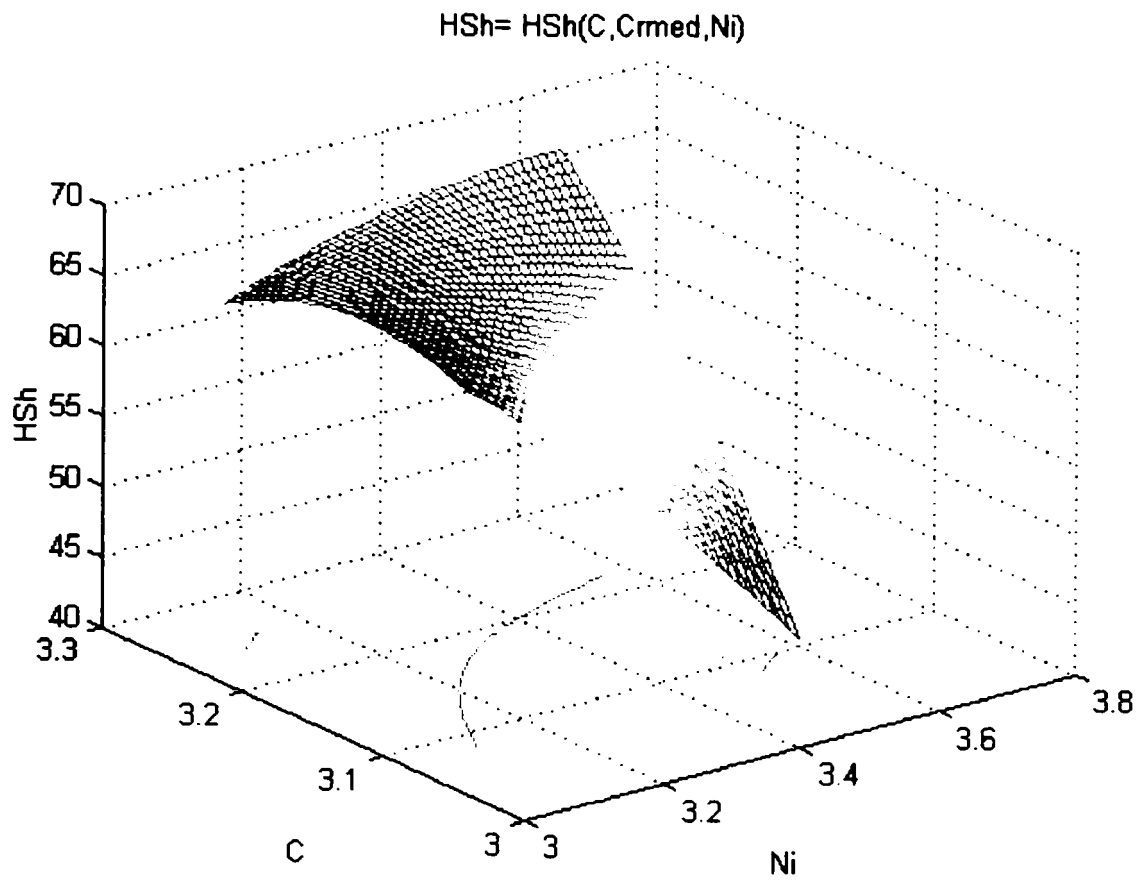


Fig. A.2.9. Suprafața $HSh = HSh(C, Cr_{med}, Ni)$

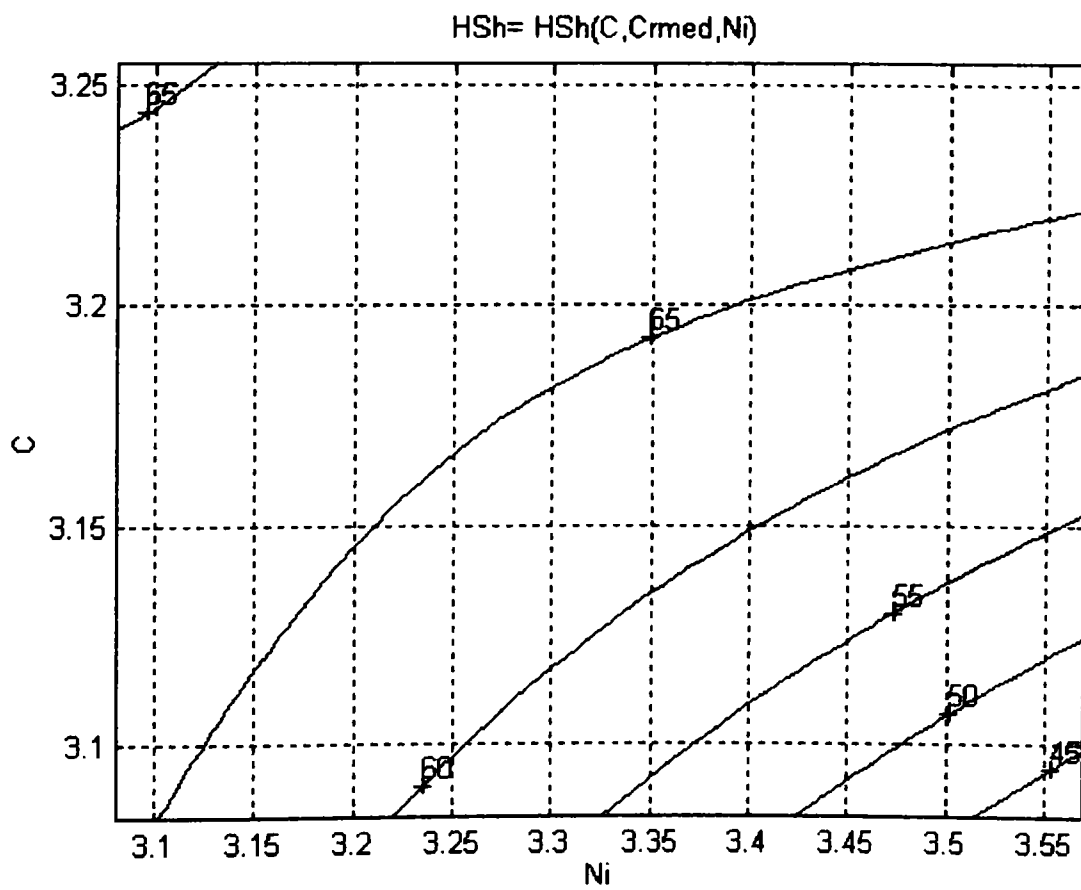


Fig. A.2.10. Curbele de nivel ale distribuției $HSh = HSh(C, Cr_{med}, Ni)$

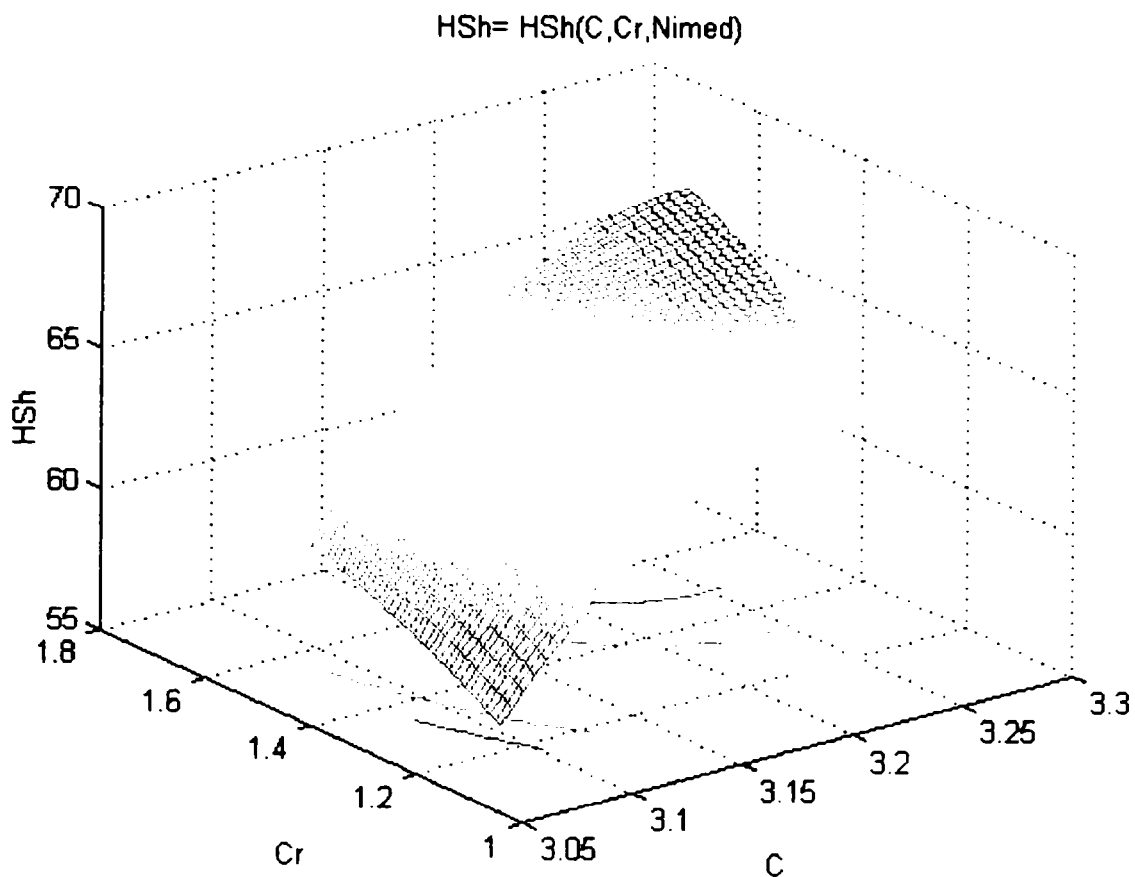


Fig. A.2.11. Suprafața HSh = HSh(C, Cr, Ni_{med})

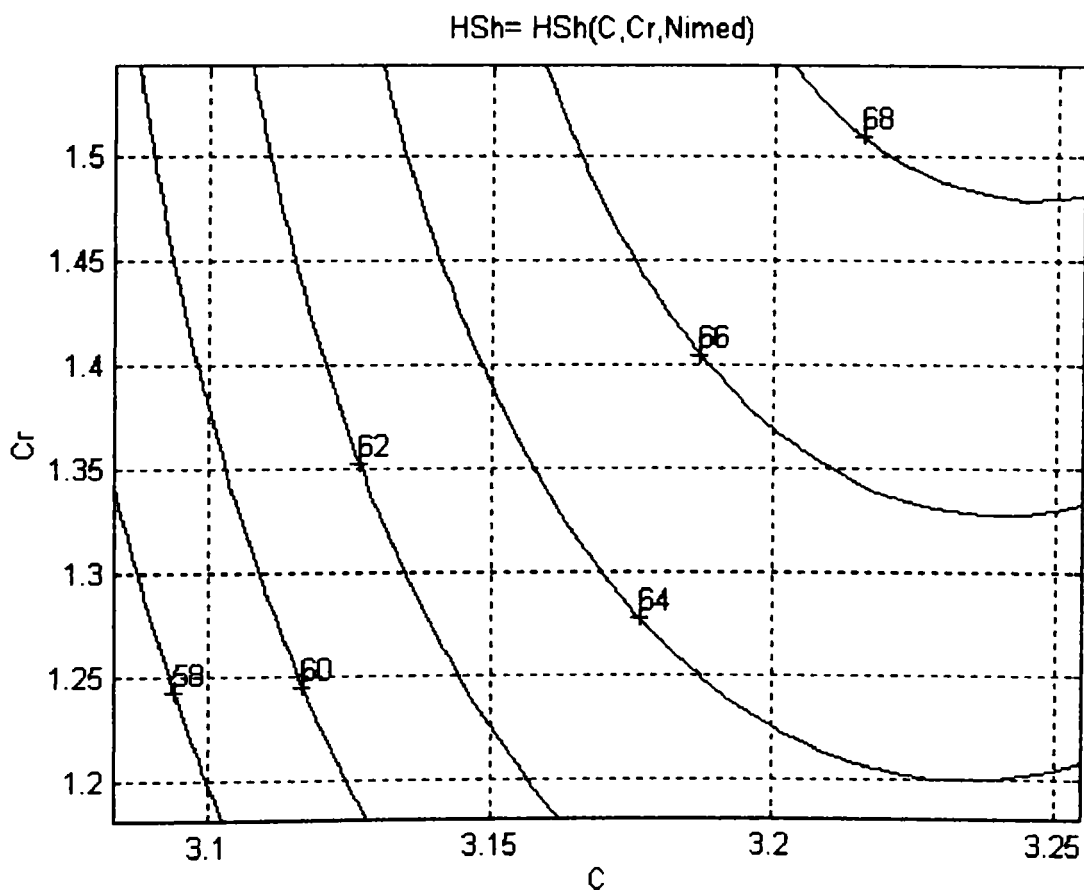


Fig. A.2.12. Curbele de nivel ale distribuției HSh = HSh(C, Cr, Ni_{med})

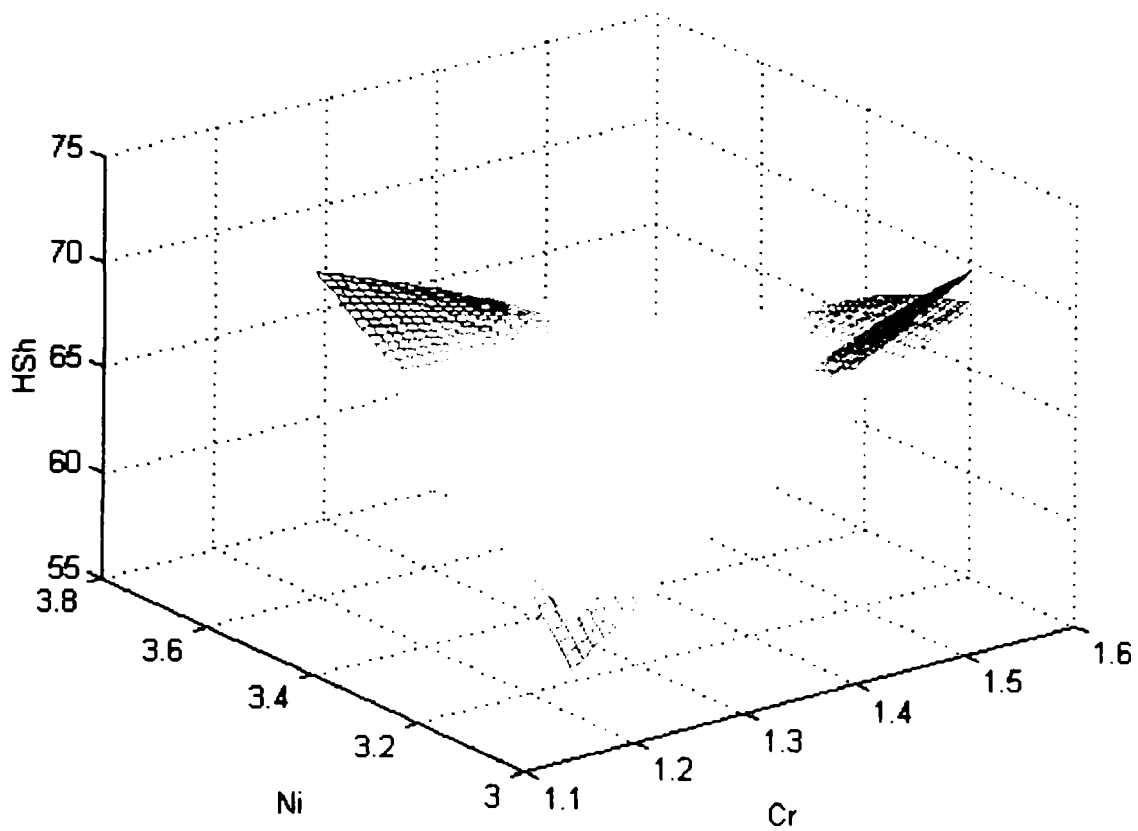


Fig. A.2.13. Suprafața $H_{Sh} = H_{Sh}(C_{med}, Cr, Ni)$

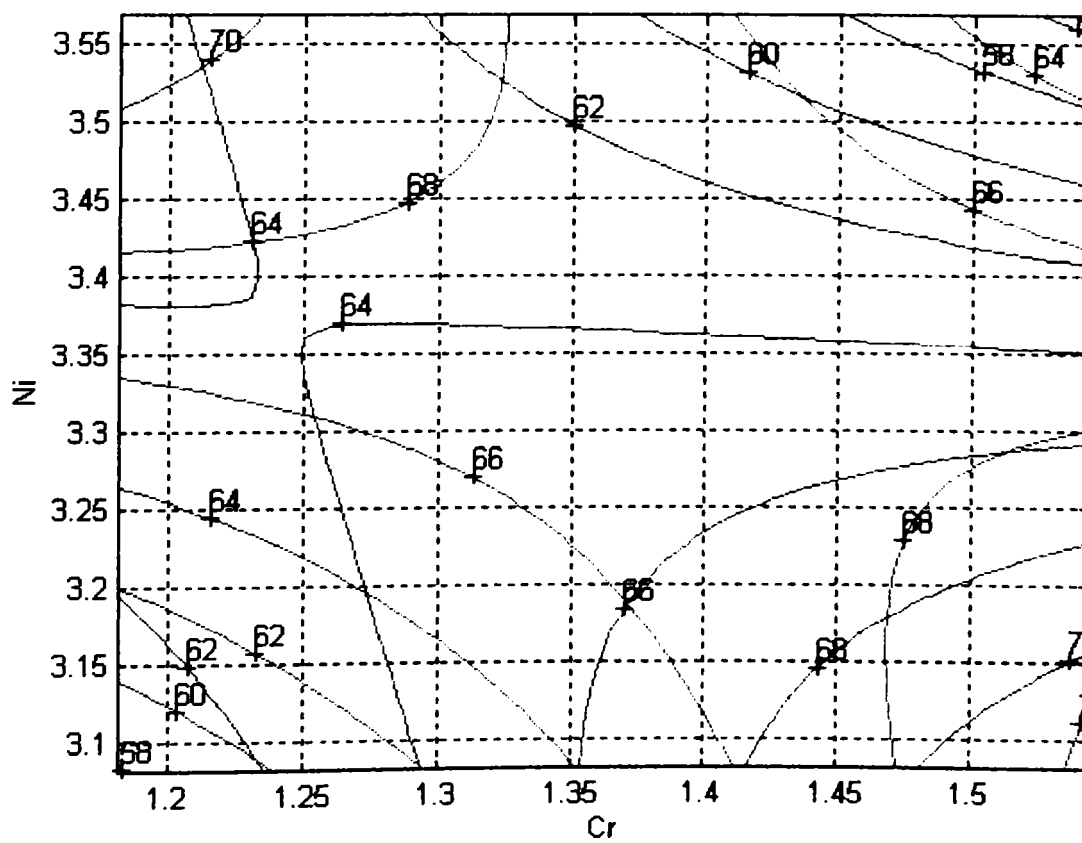


Fig. A.2.14. Curbele de nivel ale distribuției $H_{Sh} = H_{Sh}(C_{med}, Cr, Ni)$

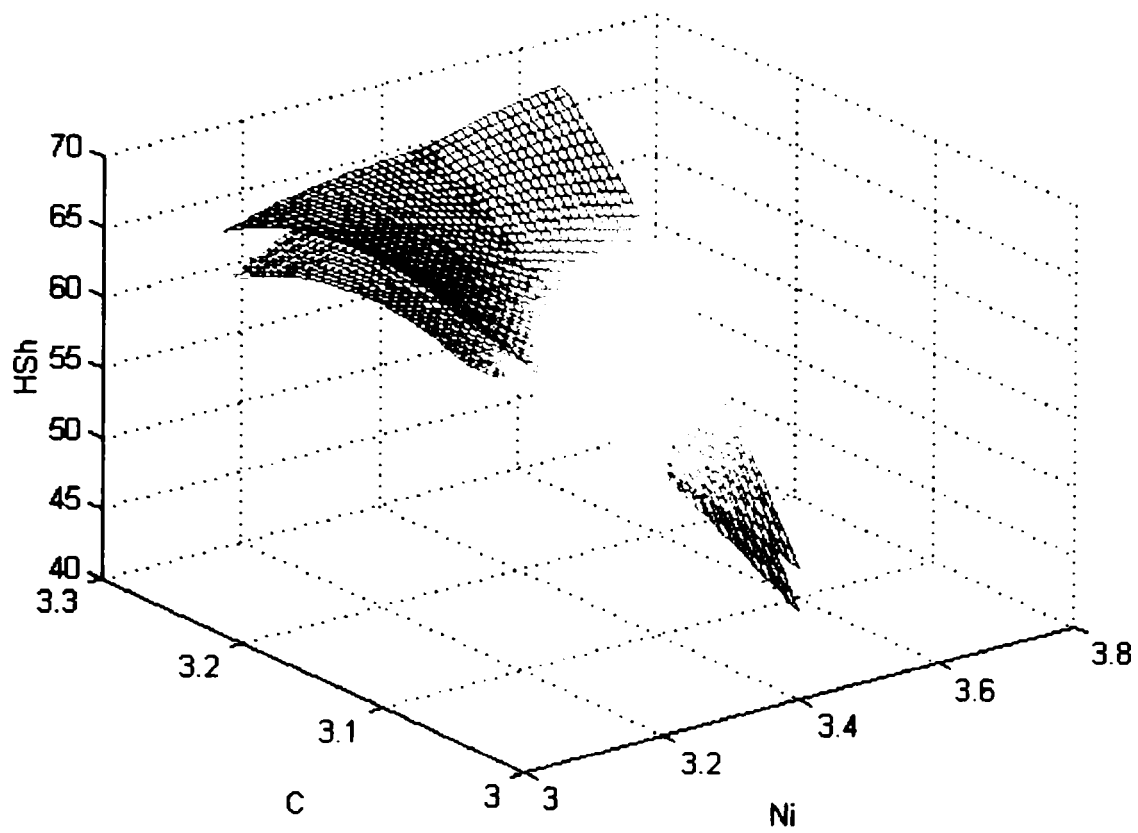


Fig. A.2.15. Suprafața $HSh = HSh(C, Cr_{med}, Ni)$

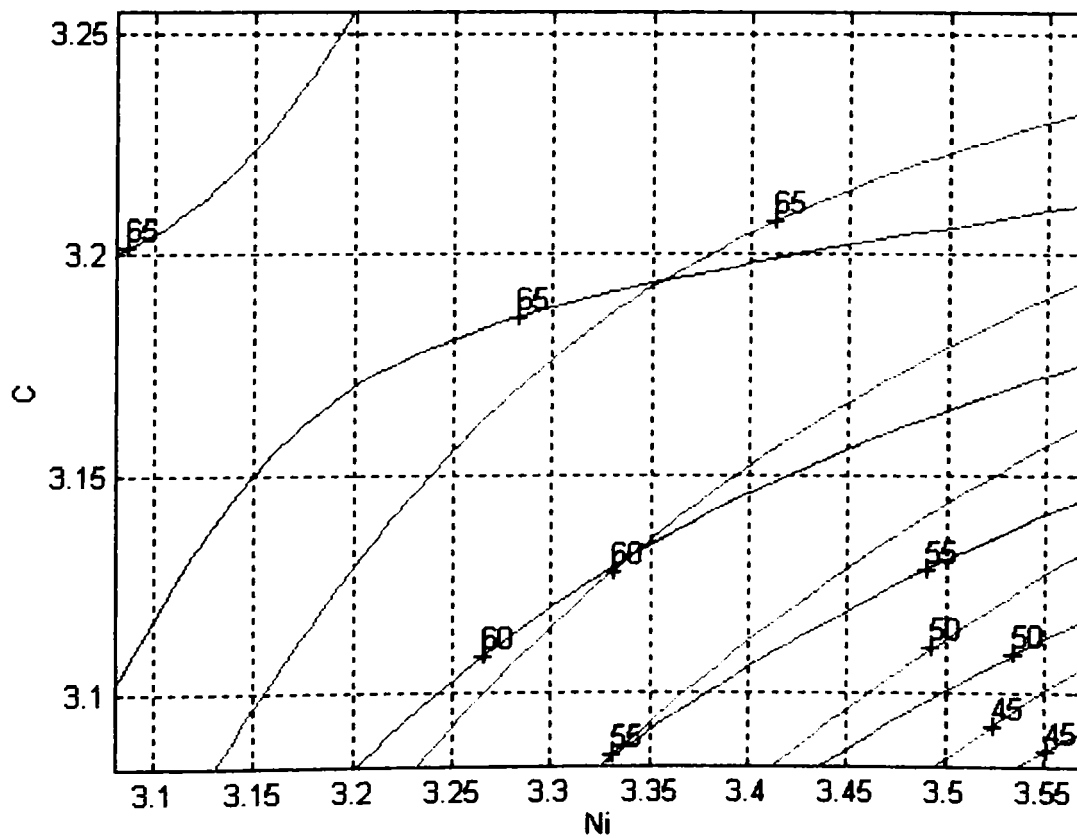


Fig. A.2.16. Curbele de nivel ale distribuției $HSh = HSh(C, Cr_{med}, Ni)$

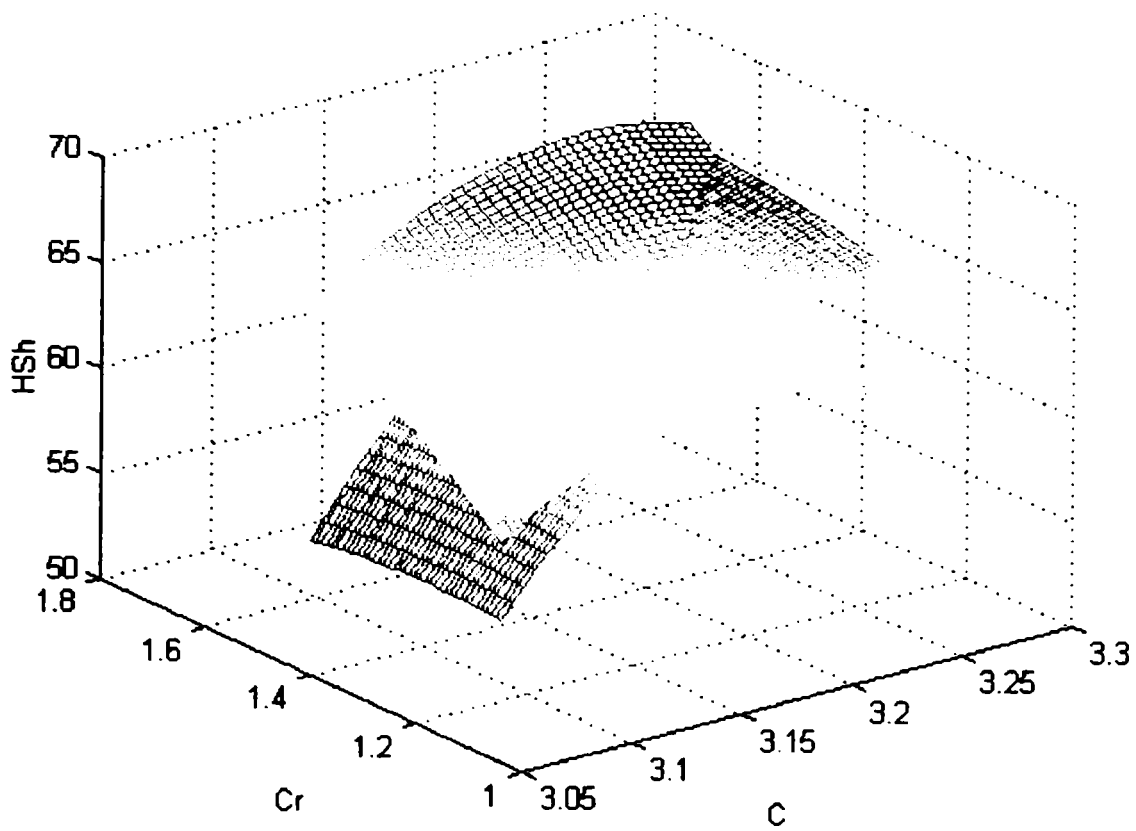


Fig. A.2.17. Suprafața $HSh = HSh(C, Cr, Ni_{med})$

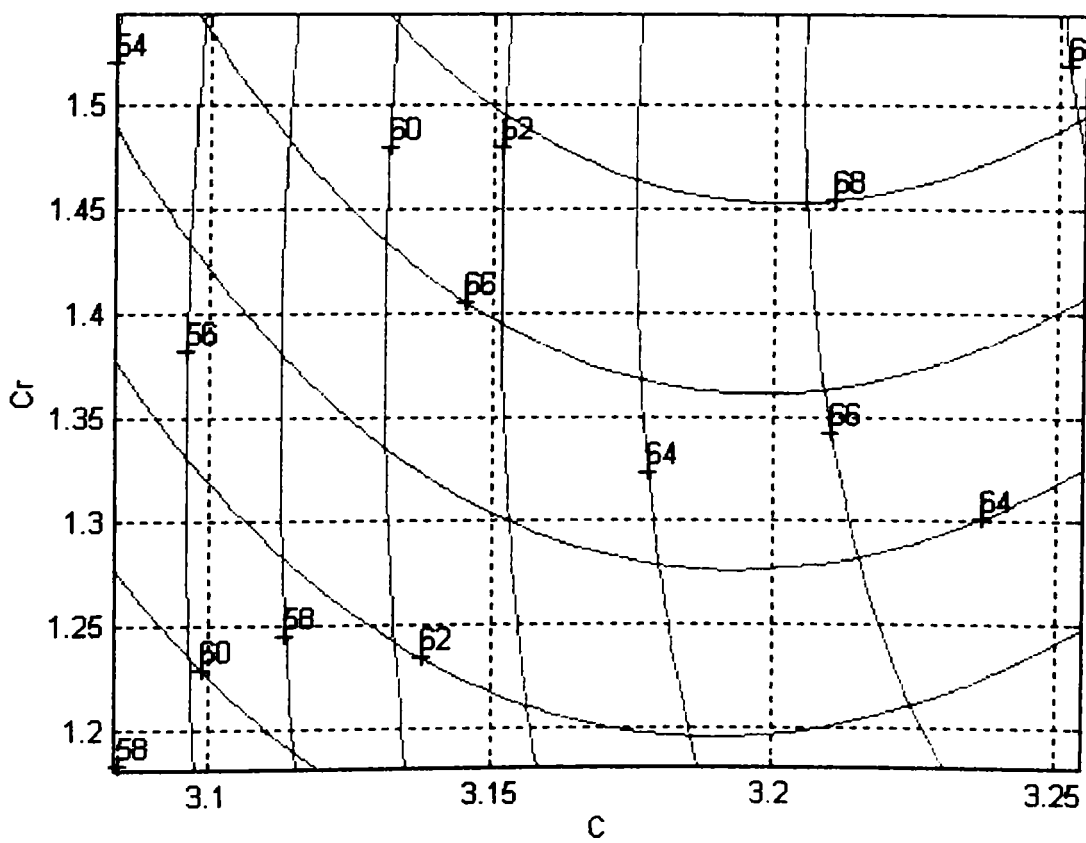


Fig. A.2.18. Curbele de nivel ale distribuției $HSh = HSh(C, Cr, Ni_{med})$

LIMITE DE VARIATIE ALE VARIABILELOR

C	3.04	3.3
Cr	1.12	1.61
Mo	0.15	0.43
HSh	60	72

VALORILE MEDII SI ABATERILE VARIABILELOR

C	3.2076	0.052364
Cr	1.3914	0.10584
Mo	0.35905	0.067182
HSh	66.143	3.6682

ECUATIA HIPERSUPRAFETEI DE REGRESIE

$$\text{HSh} = -81.5655 \cdot C^2 - 28.1888 \cdot Cr^2 + 300.1163 \cdot Mo^2 - 290.6853 \cdot C \cdot Cr - 247.2192 \cdot Cr \cdot Mo - 441.2408 \cdot Mo \cdot C + 1087.2708 \cdot C + 1117.7598 \cdot Cr + 1597.989 \cdot Mo - 2767.2681$$

COEFICIENTUL DE CORELATIE

$$r_f = 0.72437808149711$$

ABATEREA DE LA SUPRAFATA DE REGRESIE

$$s_f = 2.52887637305946$$

COORDONATELE PUNCTULUI SEA SUNT :

C	3.2941
Cr	1.3888
Mo	0.33131
HSh	64.4352

Deoarece aceasta hipersuprafata nu poate fi reprezentata in spatiul cu 4 dimensiuni, s-a recurs la inlocuirea, succesiv, a cate unei variabile independente cu valoarea ei medie. Aceste suprafete, care apartin spatiului cu 3 dimensiuni pot fi reprezentate si interpretate de tehnologi.

$$\text{HSh}_{C_{med}} = -28.1888 \cdot Cr^2 + 300.1163 \cdot Mo^2 - 47.2192 \cdot Cr \cdot Mo + 185.3521 \cdot Cr + 182.6566 \cdot Mo - 118.9304$$

$$\text{HSh}_{Cr_{med}} = 300.1163 \cdot Mo^2 - 81.5655 \cdot C^2 - 441.2408 \cdot Mo \cdot C + 1254.0012 \cdot Mo + 682.8029 \cdot C - 1266.5608$$

$$\text{Hsh}_{Mo_{med}} = -81.5655 \cdot C^2 - 28.1888 \cdot Cr^2 - 290.6853 \cdot C \cdot Cr + 928.8443 \cdot C + 1028.9963 \cdot Cr - 2154.8244$$

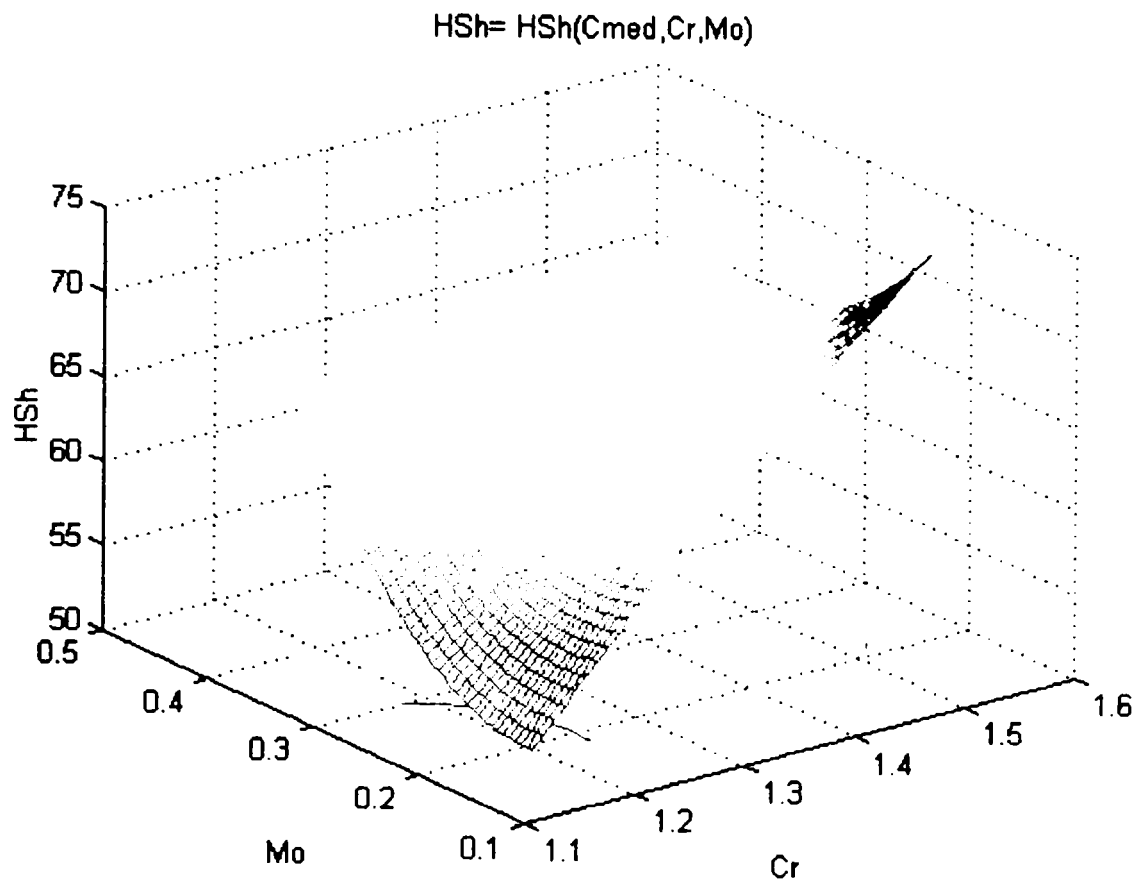


Fig. A.2.19. Suprafața $HSh = HSh(C_{med}, Cr, Mo)$

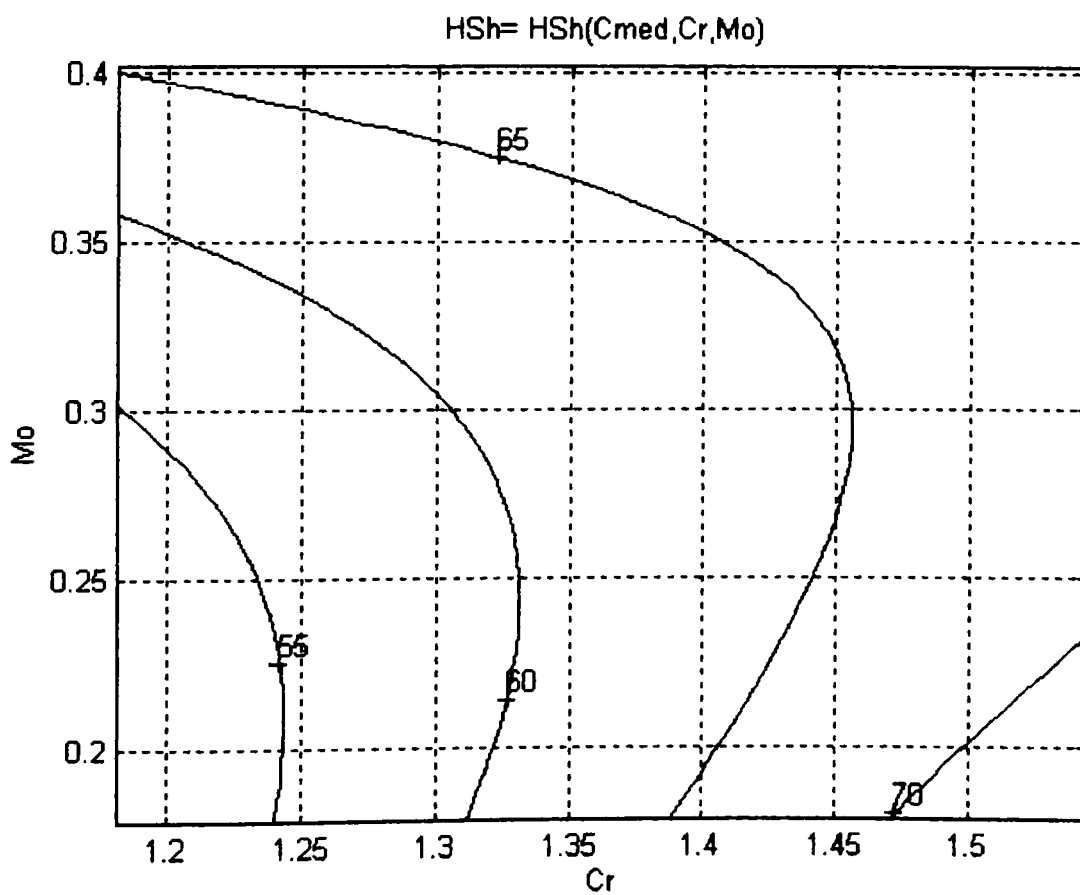


Fig. A.2.20. Curbele de nivel ale distribuției $HSh = HSh(C_{med}, Cr, Mo)$

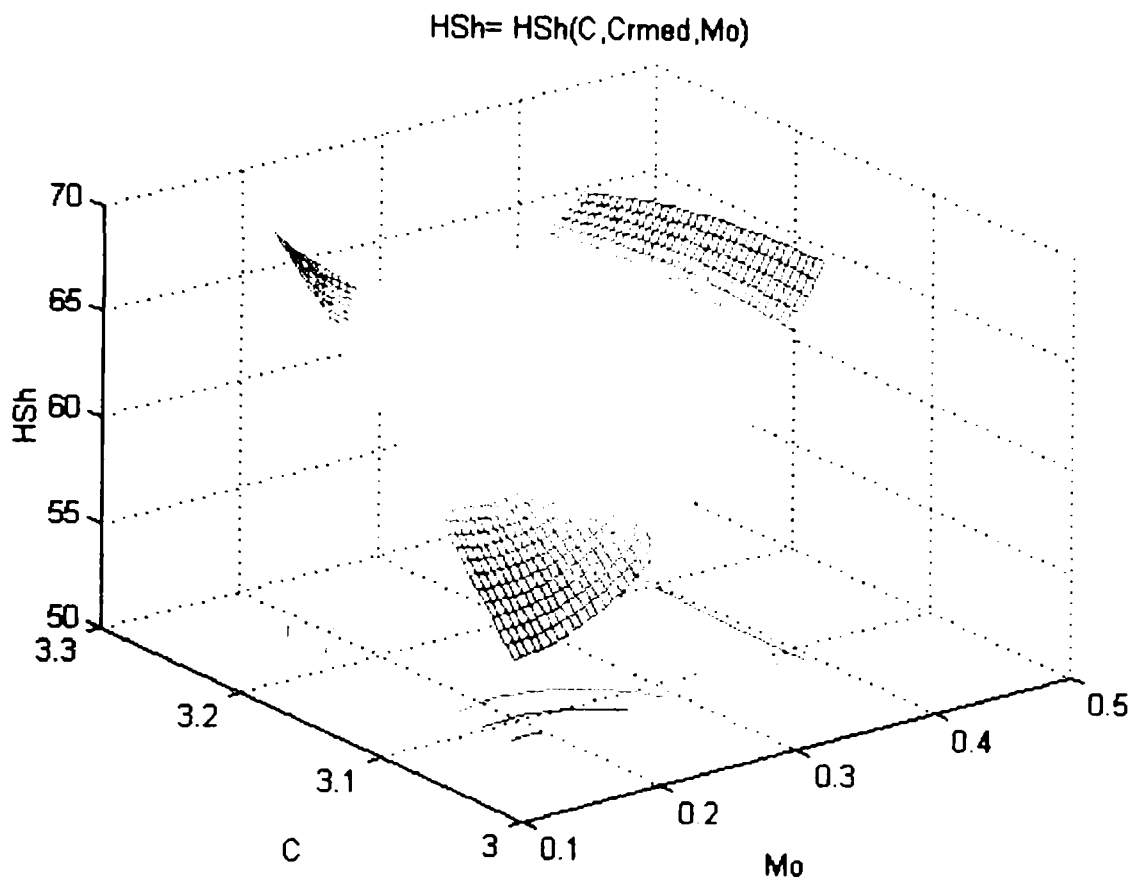


Fig. A.2.21. Suprafața $HSh = HSh(C, Cr_{med}, Mo)$

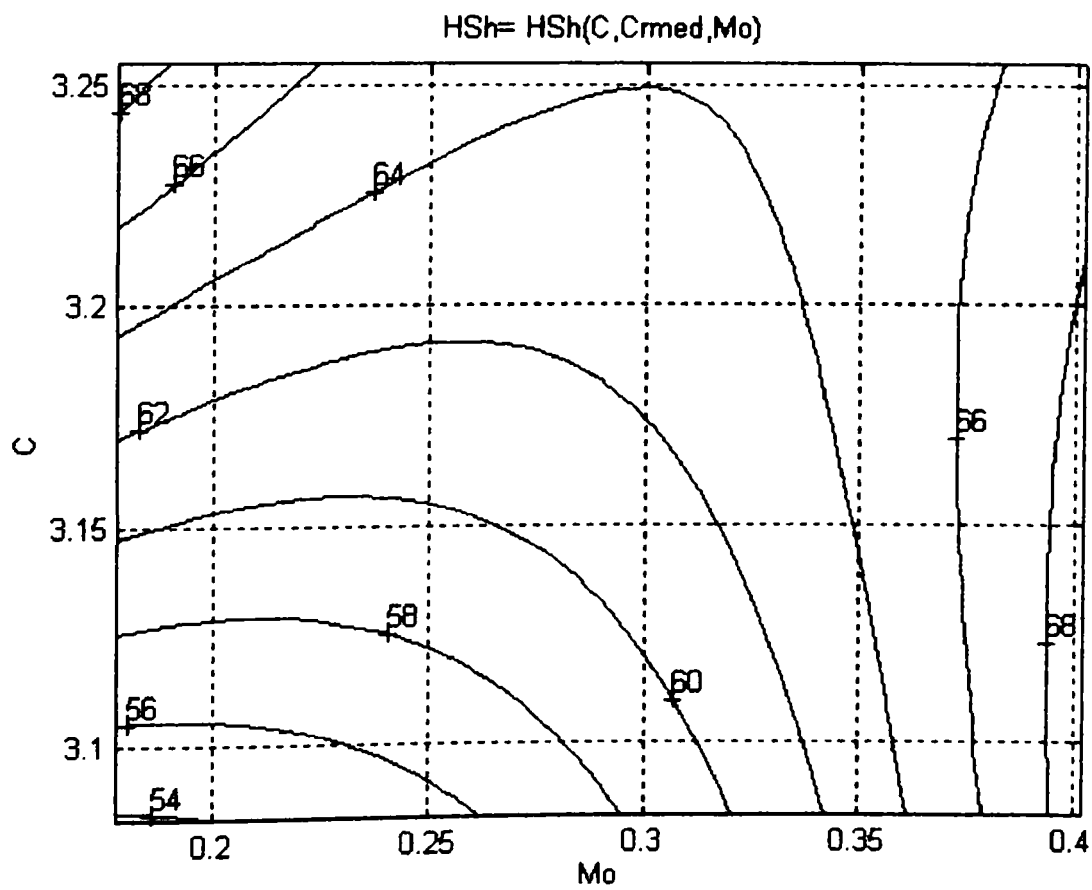


Fig. A.2.21. Curbele de nivel ale distribuției $HSh = HSh(C, Cr_{med}, Mo)$

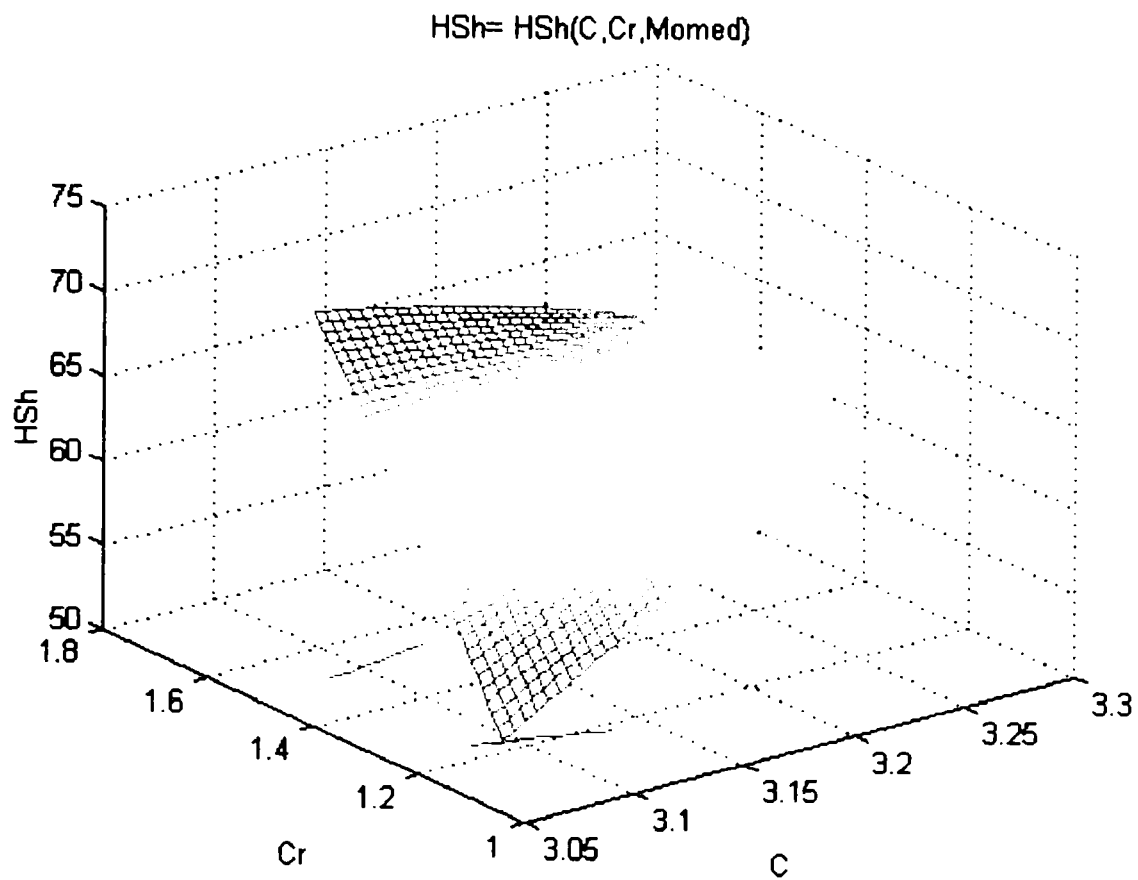


Fig. A.2.22. Suprafața $HSh = HSh(C, Cr, Mo_{med})$

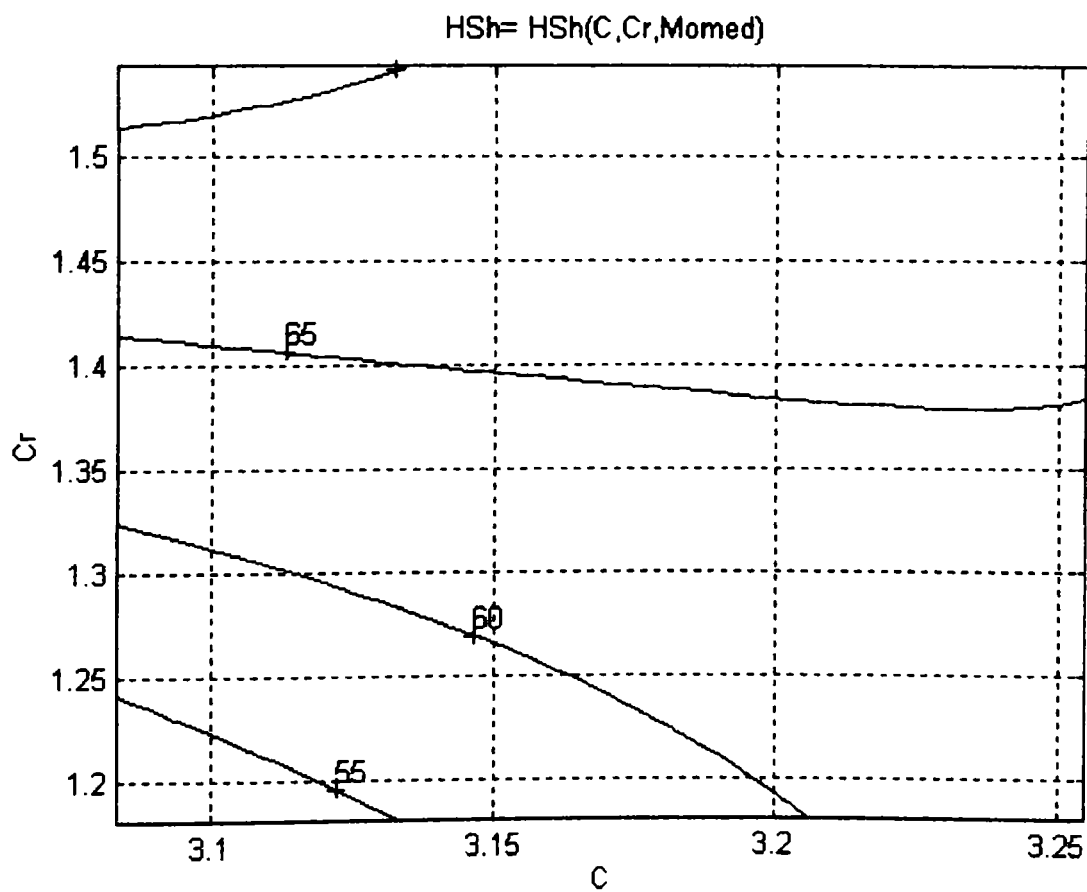


Fig. A.2.23. Curbele de nivel ale distribuției $HSh = HSh(C, Cr, Mo_{med})$

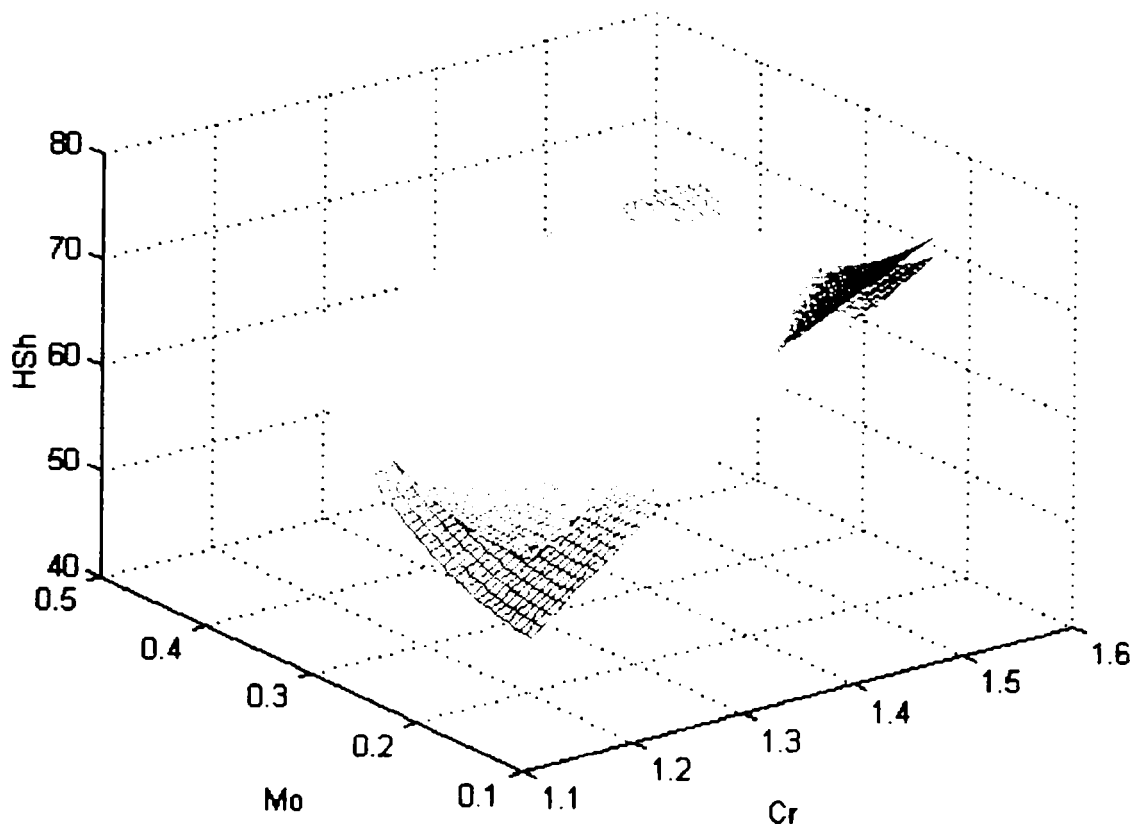


Fig. A.2.24. Suprafața HSh = HSh(C_{med} , Cr, Mo)

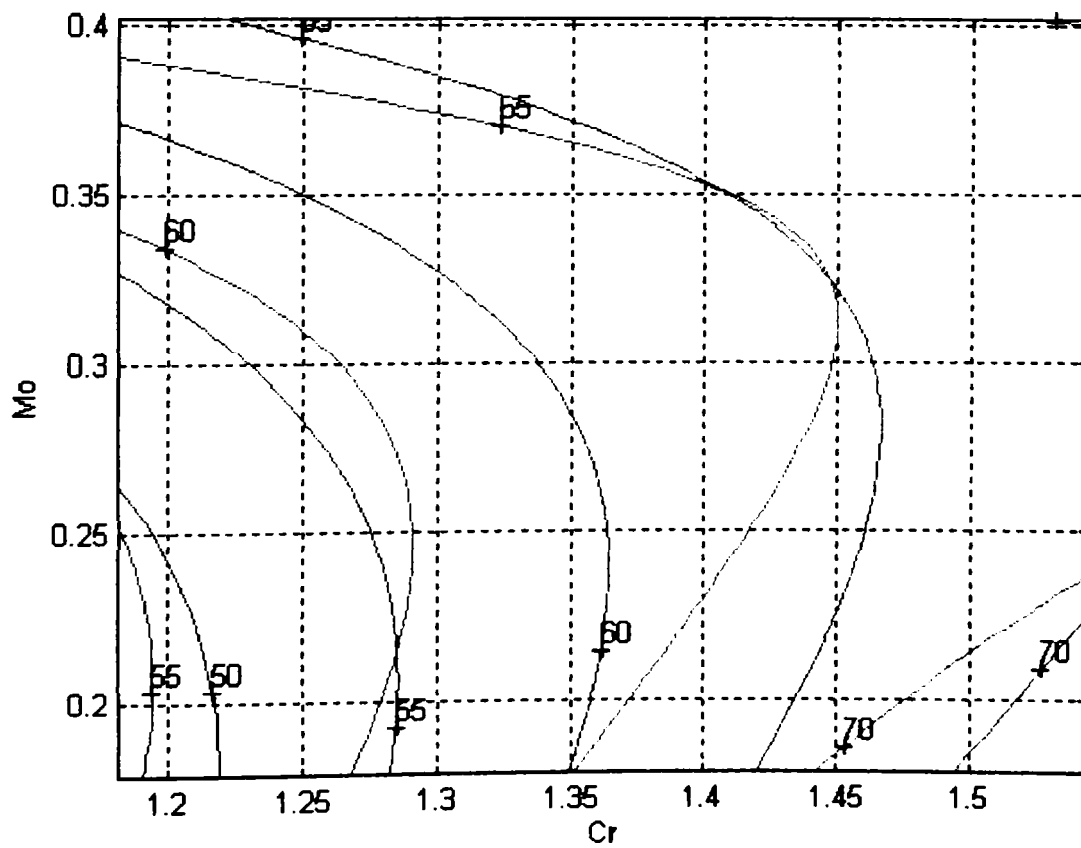


Fig. A.2.25. Curbele de nivel ale distribuției HSh = HSh(C_{med} , Cr, Mo)

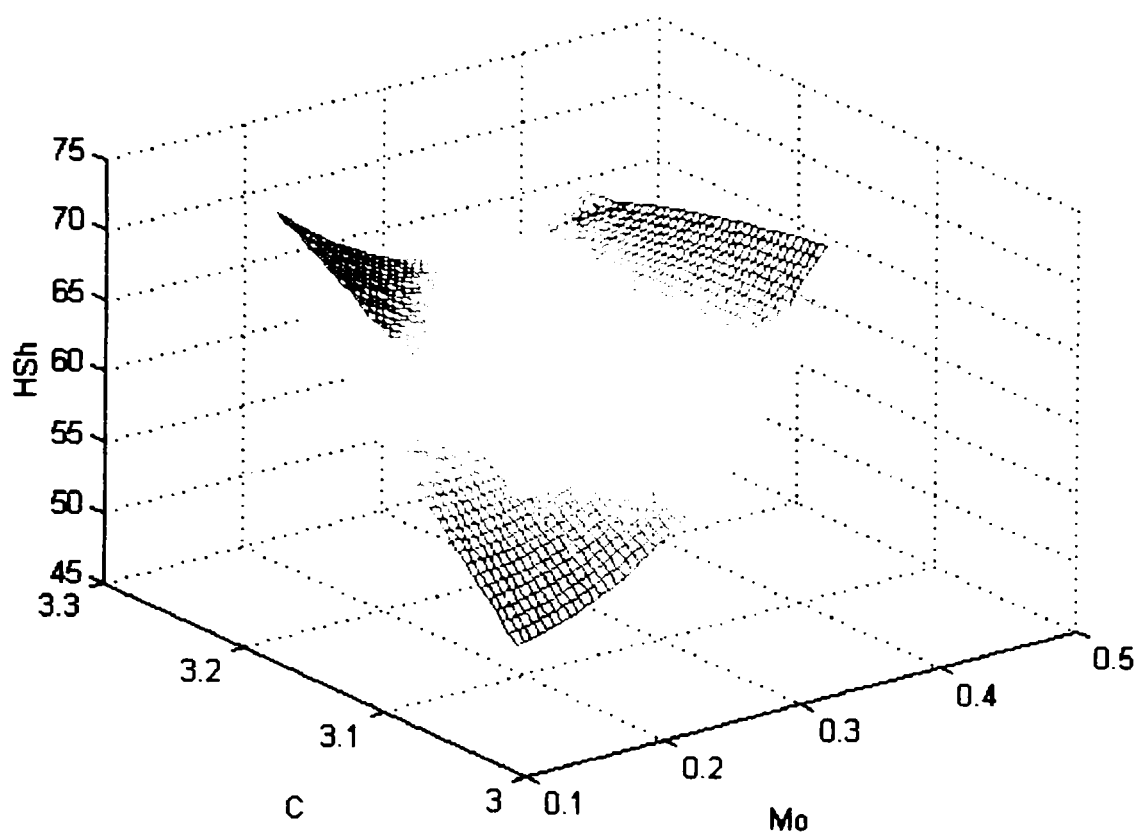


Fig. A.2.26. Suprafața $HSh = HSh(C, Cr_{med}, Mo)$

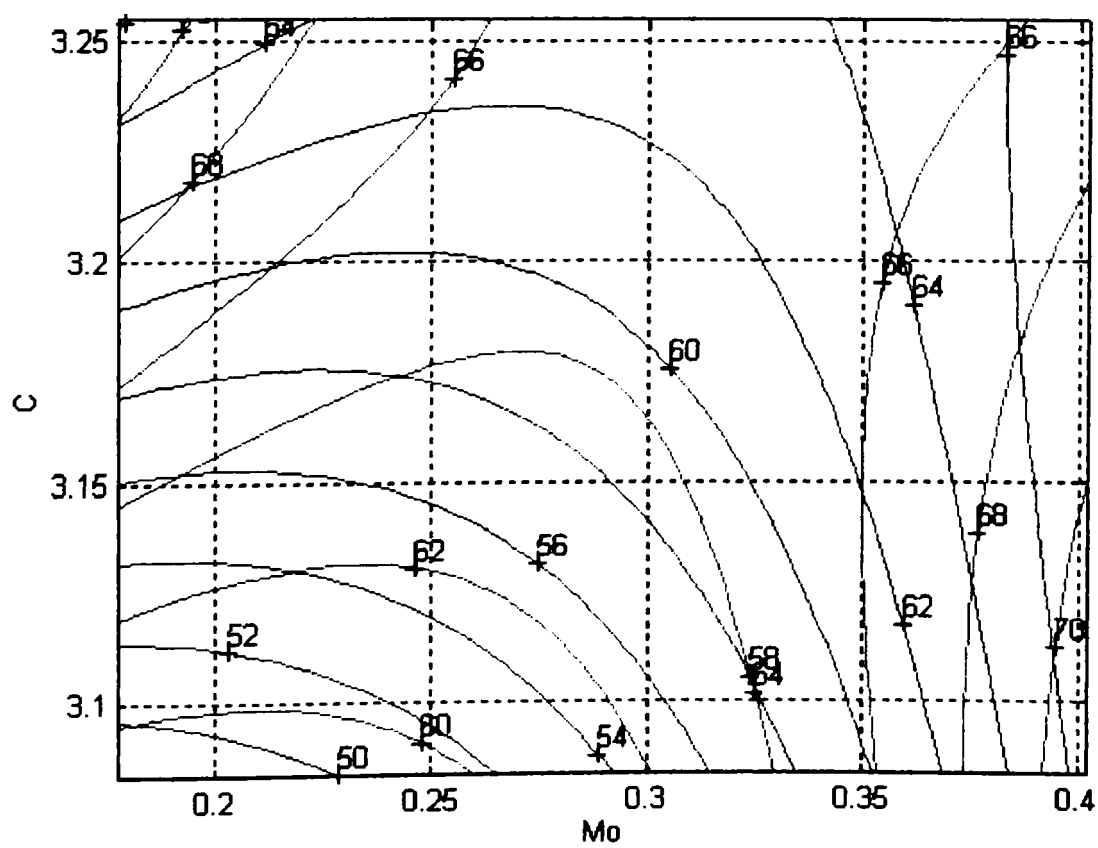


Fig. A.2.27. Curbele de nivel ale distribuției $HSh = HSh(C, Cr_{med}, Mo)$

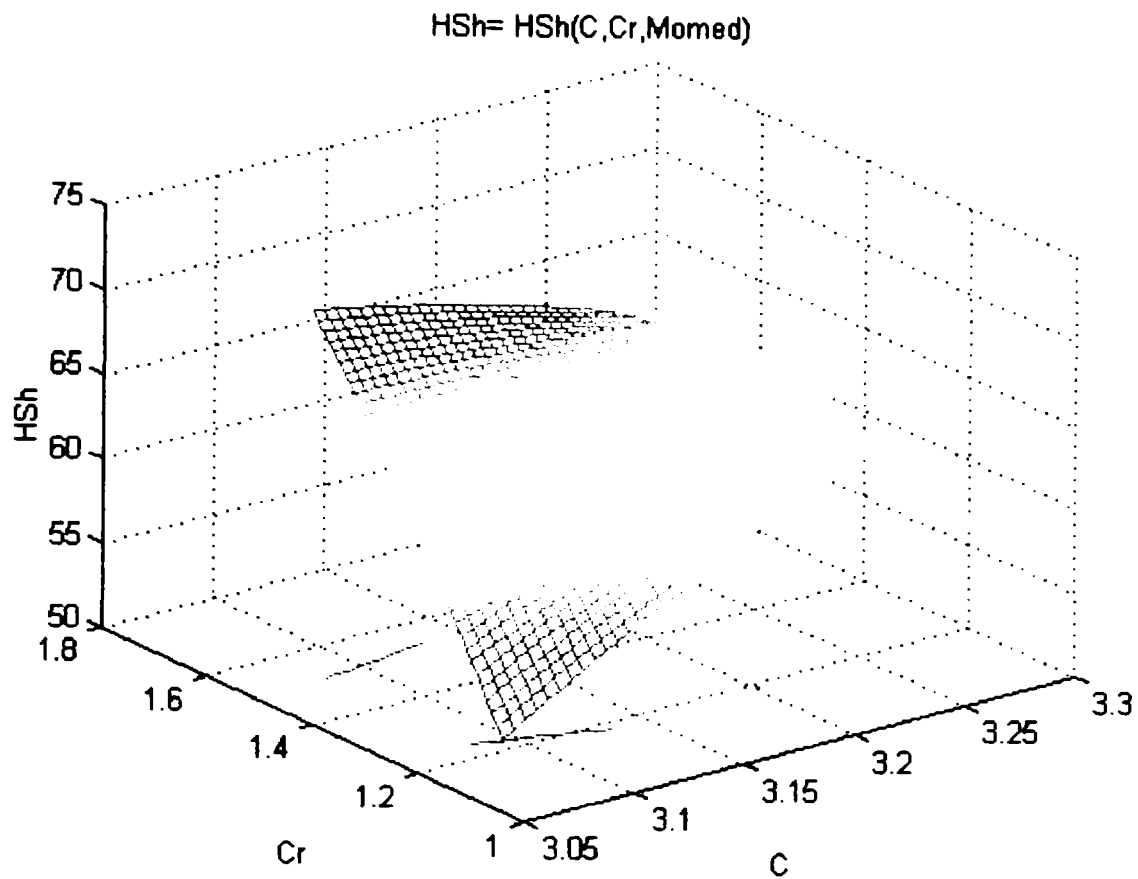


Fig. A.2.28. Suprafața $HSh = HSh(C, Cr, Mo_{med})$

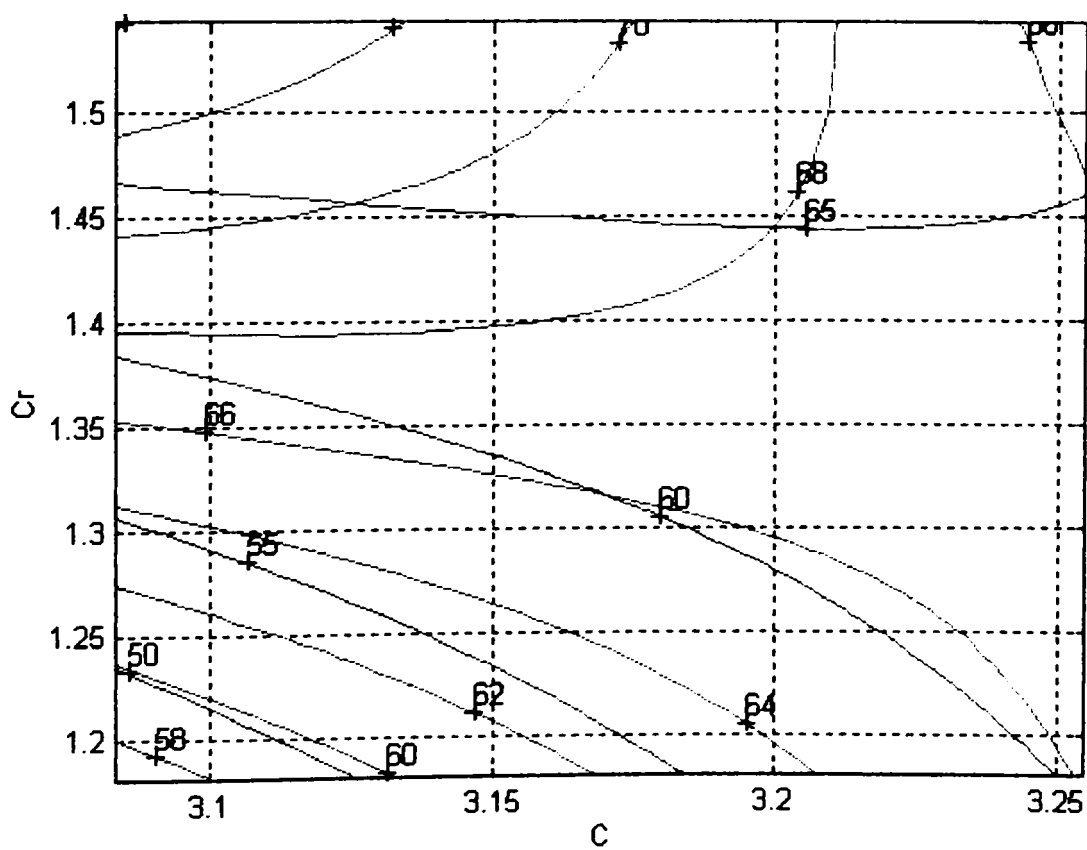


Fig. A.2.29. Curbele de nivel ale distribuției $HSh = HSh(C, Cr, Mo_{med})$

LIMITE DE VARIATIE ALE VARIABILELOR

C	3.04	3.3
Ni	3.02	3.63
Mo	0.15	0.43
HSh	60	72

VALORILE MEDII SI ABATERILE VARIABILELOR

C	3.2076	0.052364
Ni	3.2538	0.171
Mo	0.35905	0.067182
HSh	66.143	3.6682

ECUATIA HIPERSUPRAFETEI DE REGRESIE

$$\text{HSh} = -787.4032 \cdot C^2 - 64.8783 \cdot \text{Ni}^2 + 348.007 \cdot \text{Mo}^2 + 638.4408 \cdot C \cdot \text{Ni} + 60.4293 \cdot \text{Ni} \cdot \text{Mo} + 95.7382 \cdot \text{Mo} \cdot C + 2987.9051 \cdot C - 1664.8303 \cdot \text{Ni} - 684.9071 \cdot \text{Mo} - 1954.8162$$

COEFICIENTUL DE CORELATIE

$$r_f = 0.67664667169167$$

ABATEREA DE LA SUPRAFATA DE REGRESIE

$$s_f = 2.70093367477069$$

COORDONATELE PUNCTULUI SEA SUNT :

C	3.2597
Ni	3.3236
Mo	0.2471
HSh	63.8748

Deoarece aceasta hipersuprafata nu poate fi reprezentata in spatiul cu 4 dimensiuni, s-a recurs la inlocuirea, succesiv, a cate unei variabile independente cu valoarea ei medie. Aceste suprafete, care apartin spatiului cu 3 dimensiuni pot fi reprezentate si interpretate de tehnologi.

$$\text{HSh}_{C_{med}} = -64.8783 \cdot \text{Ni}^2 + 348.007 \cdot \text{Mo}^2 + 60.4293 \cdot \text{Ni} \cdot \text{Mo} + 383.0445 \cdot \text{Ni} - 377.8153 \cdot \text{Mo} - 472.2047$$

$$\text{HSh}_{\text{Ni}_{med}} = 348.007 \cdot \text{Mo}^2 - 787.4032 \cdot C^2 + 95.7382 \cdot \text{Mo} \cdot C - 488.2818 \cdot \text{Mo} + 5065.2698 \cdot C - 8058.7413$$

$$\text{HSh}_{\text{Mo}_{med}} = -787.4032 \cdot C^2 - 64.8783 \cdot \text{Ni}^2 + 638.4408 \cdot C \cdot \text{Ni} + 3022.2797 \cdot C - 1643.1333 \cdot \text{Ni} - 2155.8671$$

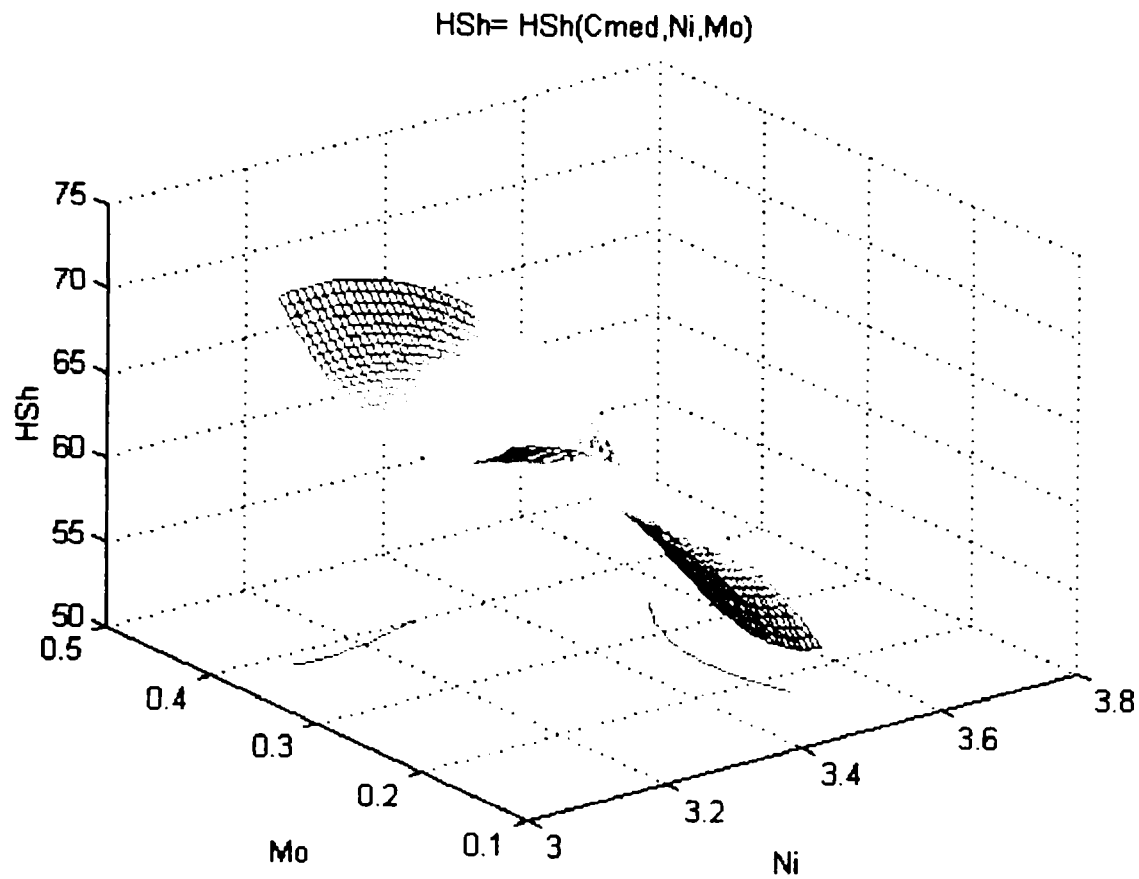


Fig. A.2.30. Suprafața $HSh = HSh(C_{med}, Mo, Ni)$

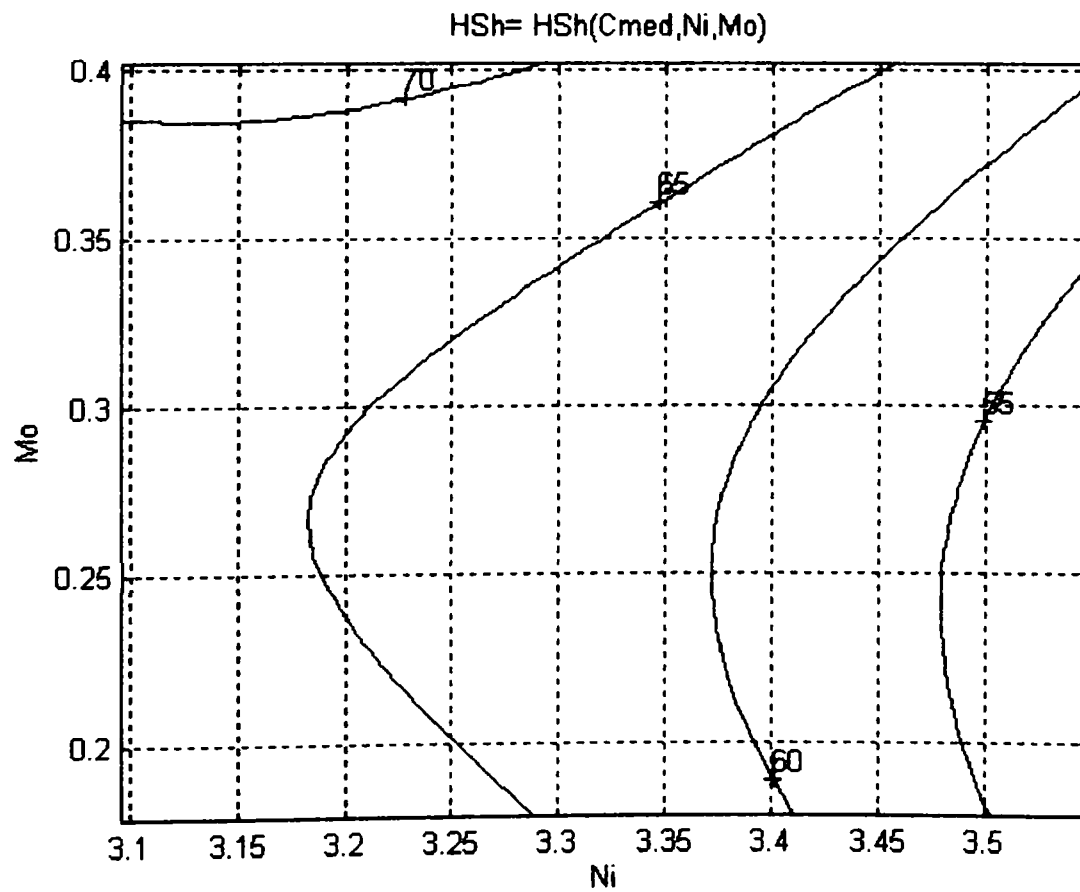


Fig. A.2.31. Curbele de nivel ale distribuției $HSh = HSh(C_{med}, Mo, Ni)$

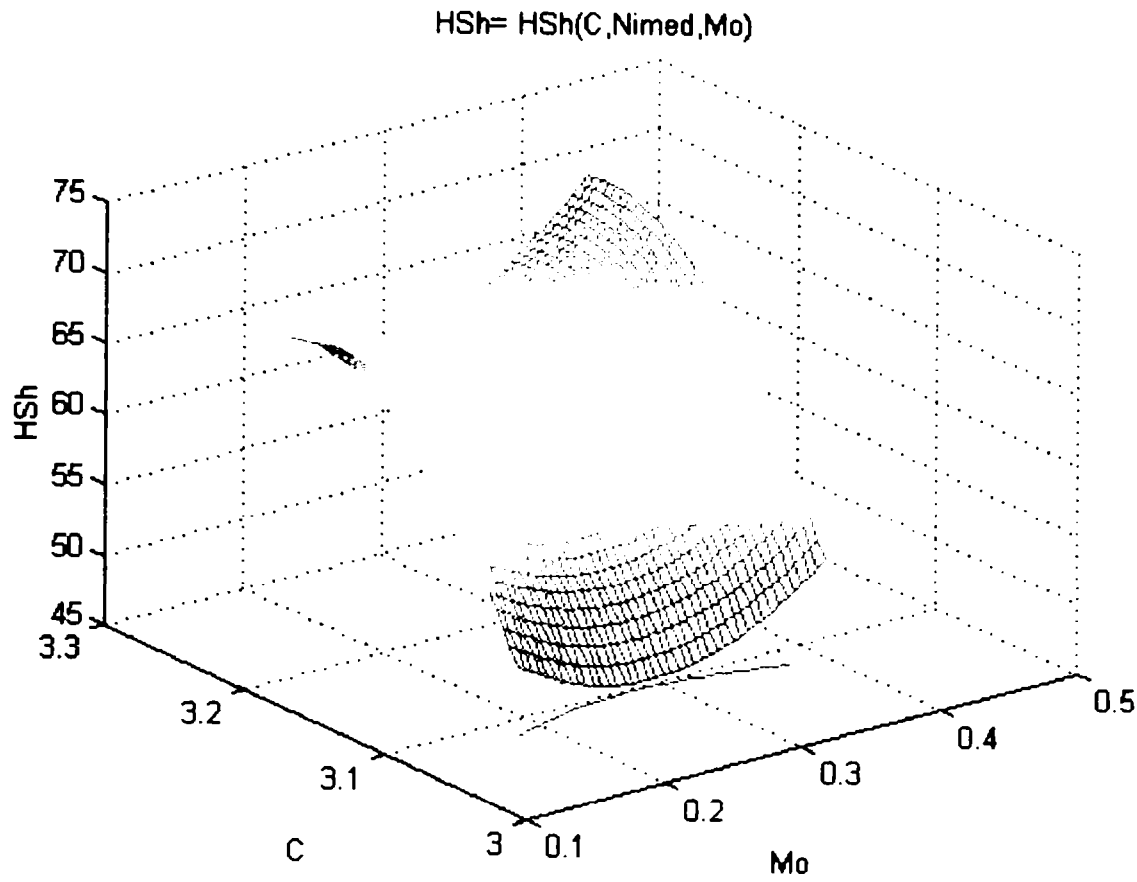


Fig. A.2.32. Suprafața $HSh = HSh(C, Ni_{med}, Mo)$

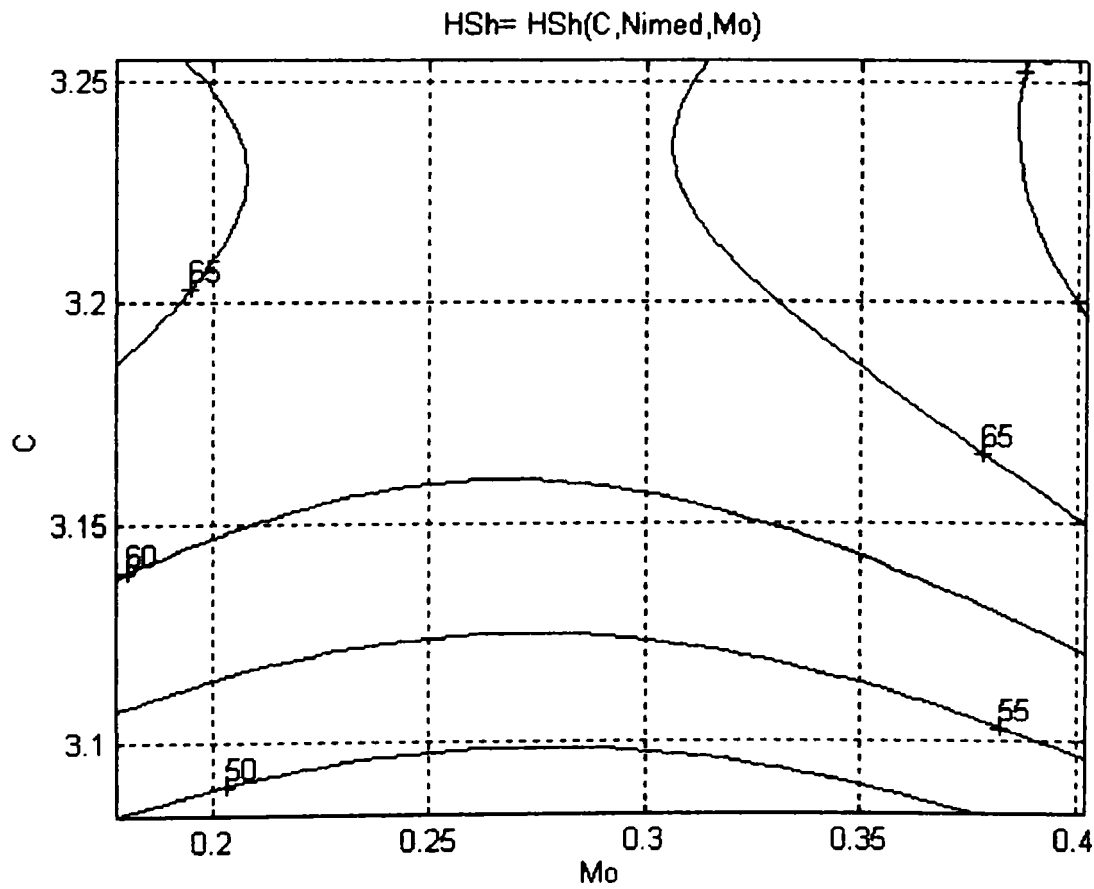


Fig. A.2.33. Curbele de nivel ale distribuției $HSh = HSh(C, Ni_{med}, Mo)$

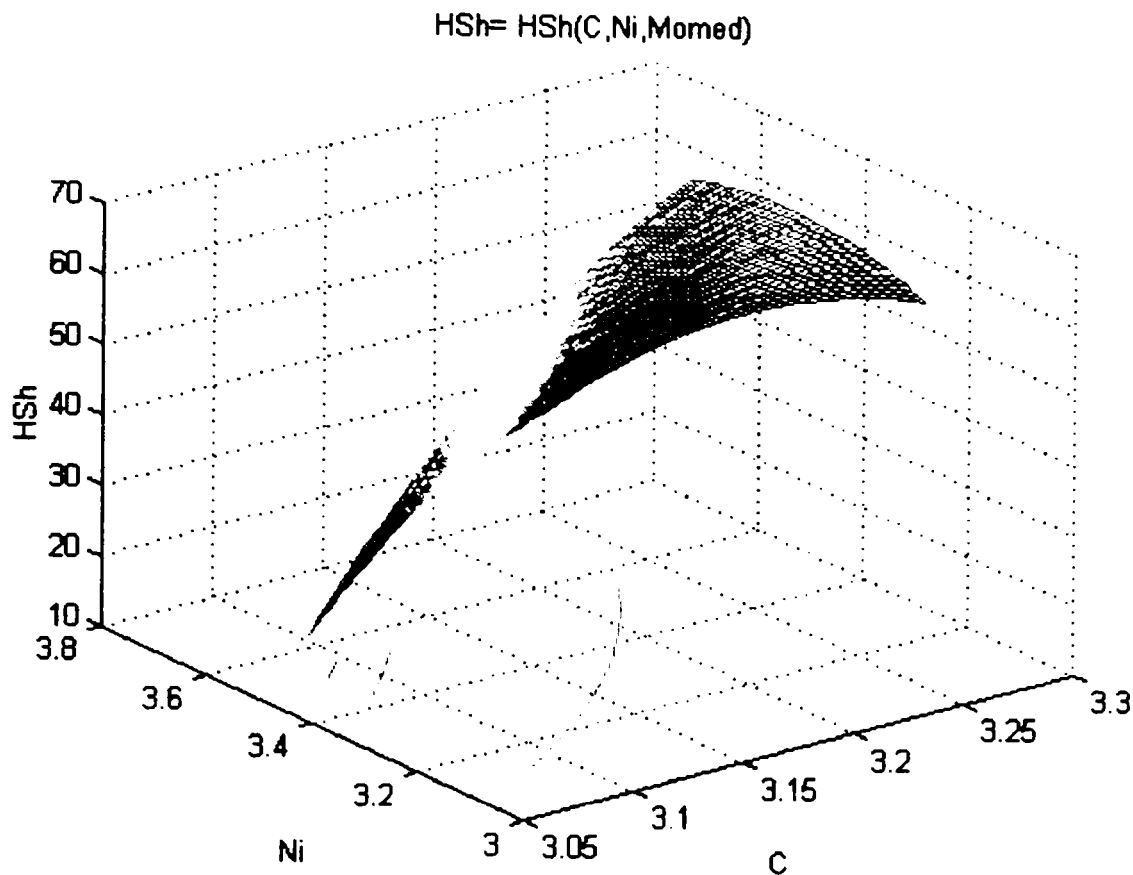


Fig. A.2.34. Suprafața $HSh = HSh(C, Ni, Mo_{med})$

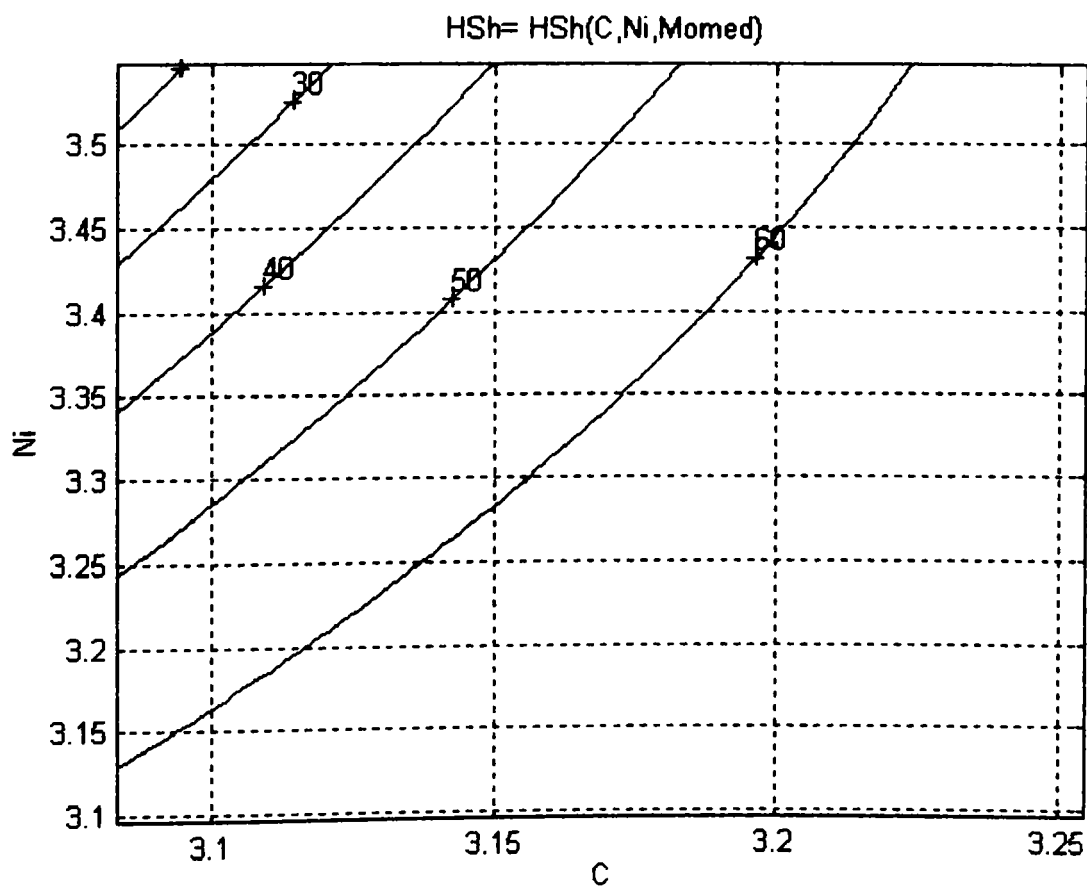


Fig. A.2.35. Curbele de nivel ale distribuției $HSh = HSh(C, Ni, Mo_{med})$

de'

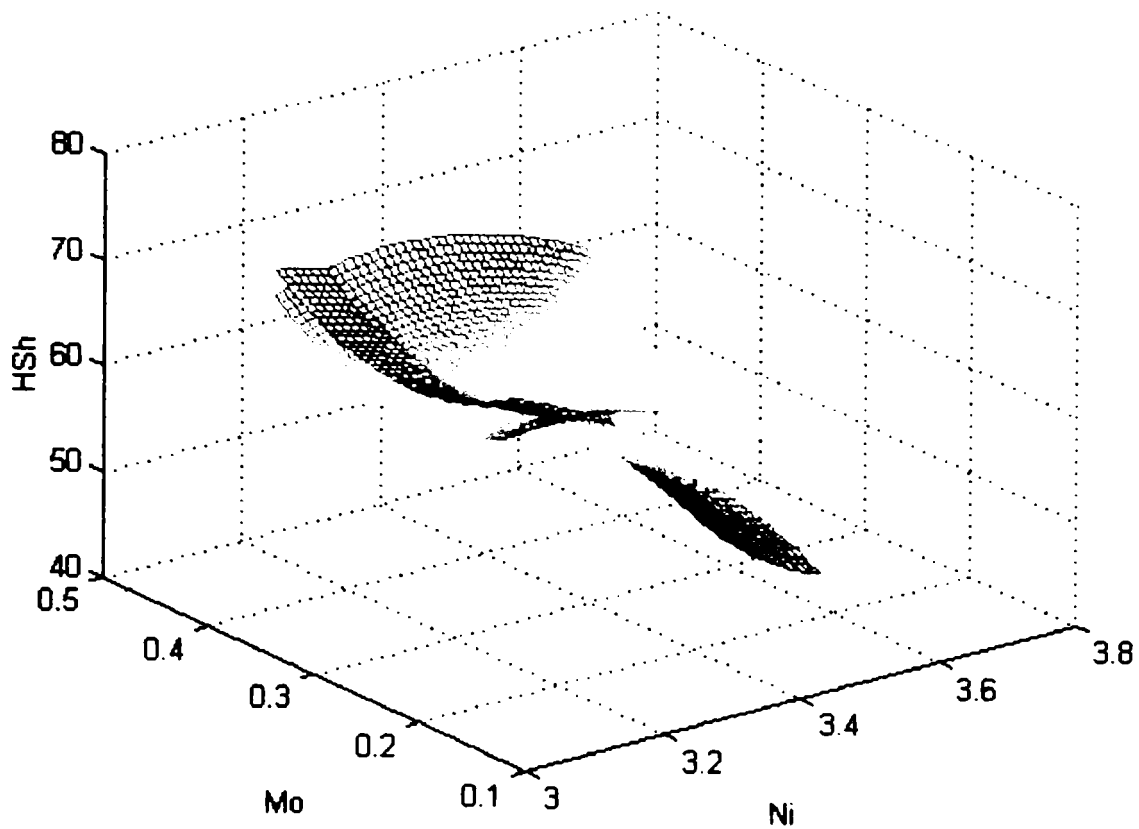


Fig. A.2.36. Suprafața $HSh = HSh(C_{med}, Ni, Mo)$

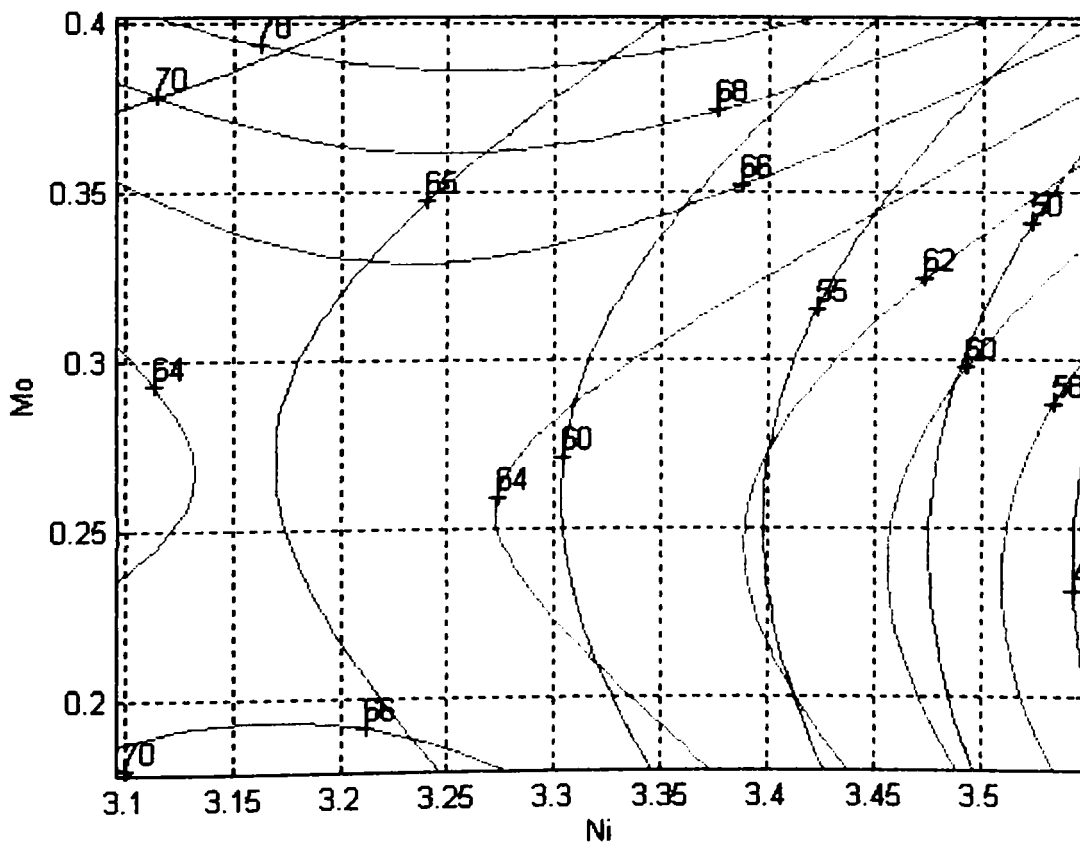


Fig. A.2.37. Curbele de nivel ale distribuției $HSh = HSh(C_{med}, Ni, Mo)$

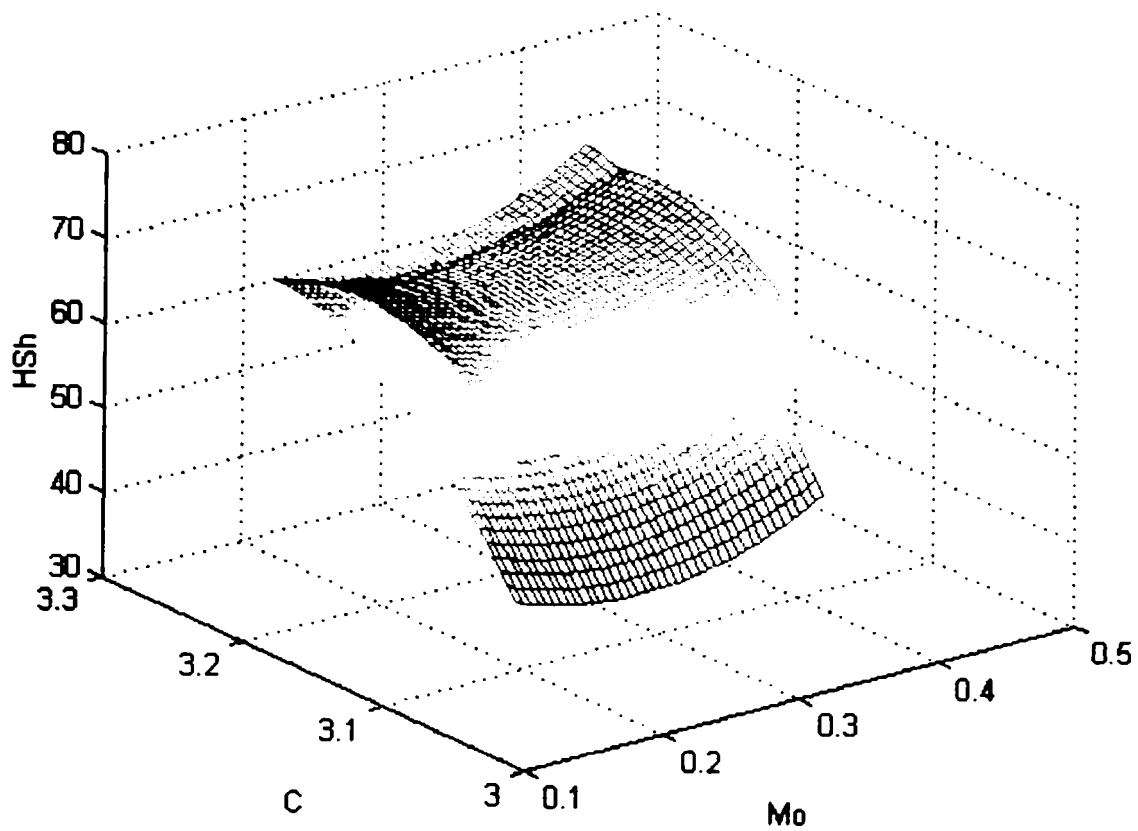


Fig. A.2.38. Suprafața $H_{Sh} = H_{Sh}(C, Ni_{med}, Mo)$

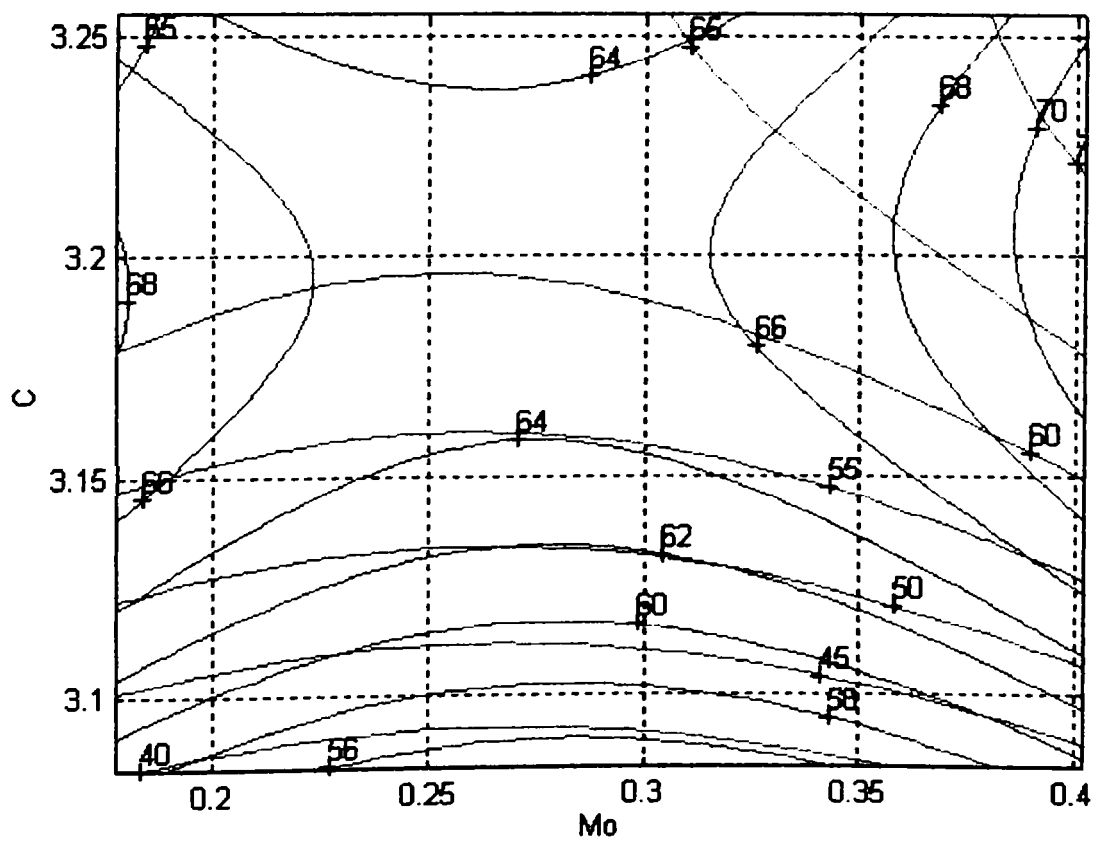


Fig. A.2.39. Curbele de nivel ale distribuției $H_{Sh} = H_{Sh}(C, Ni_{med}, Mo)$

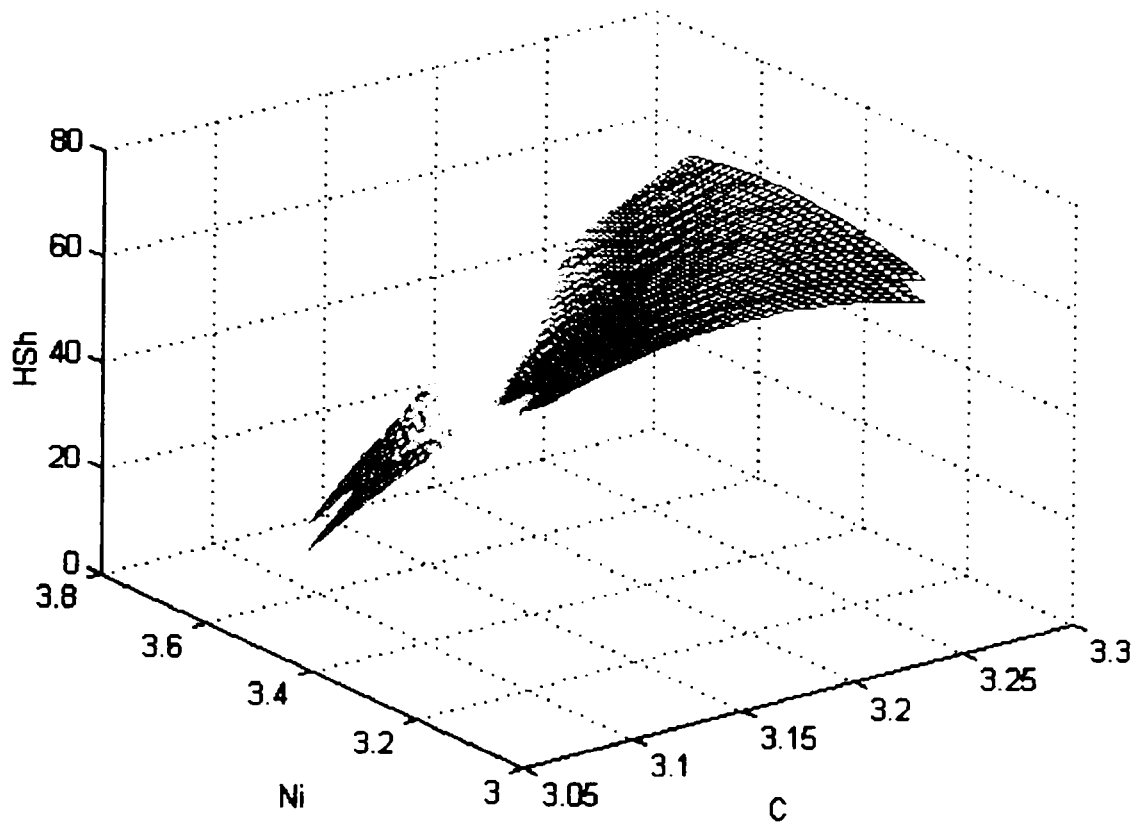


Fig. A.2.40. Suprafața $HSh = HSh(C, Ni, Mo_{med})$

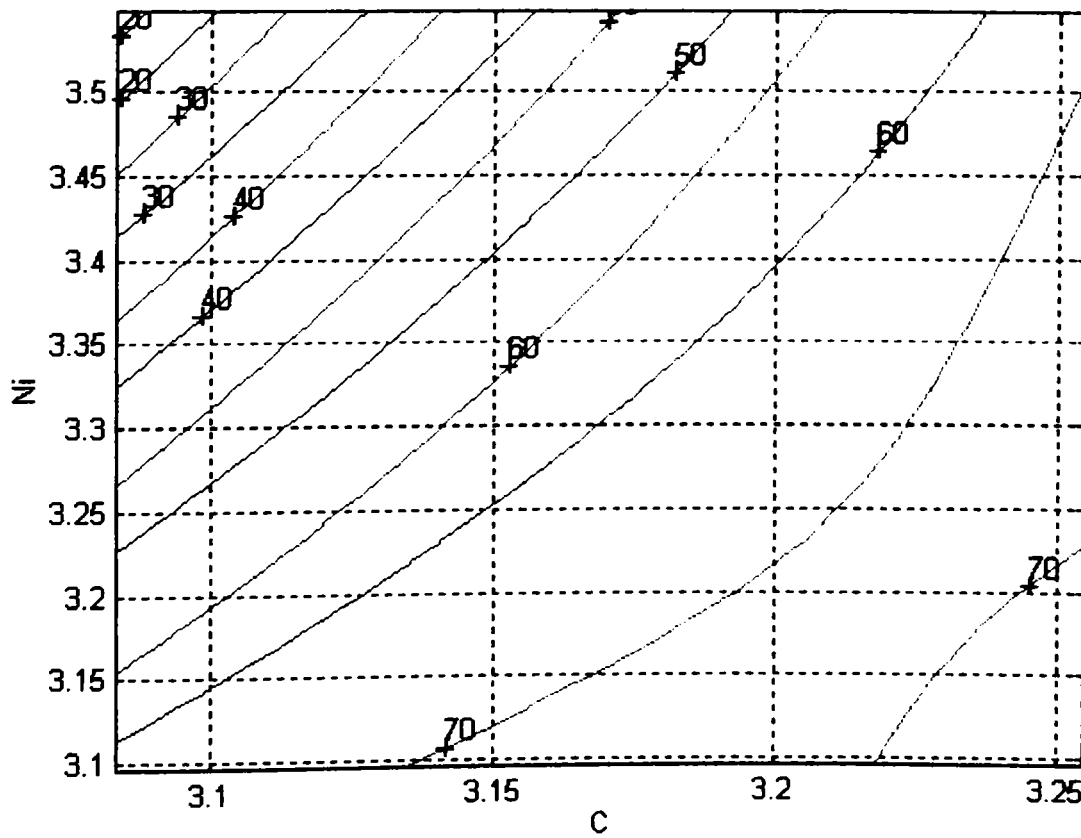


Fig. A.2.41. Curbele de nivel ale distribuției $HSh = HSh(C, Ni, Mo_{med})$

TABELUL 2. LIMITE DE VARIATIE ALE VARIABILELOR

Cr	1.12	1.61
Ni	3.02	3.63
Mo	0.15	0.43
HSh	60	72

limitele de reprezentare grafica

limxi =	1.20166666666667
limxs =	1.52833333333333
limyi =	3.09625000000000
limys =	3.55375000000000
limzi =	0.17800000000000
limzs =	0.40200000000000

TABELUL 3. VALORILE MEDII SI ABATERILE VARIABILELOR

Cr	1.3914	0.10584
Ni	3.2538	0.171
Mo	0.35905	0.067182
HSh	66.143	3.6682

ECUATIA HIPERSUPRAFETEI DE REGRESIE

$$\text{HSh} = - 59.1863 \cdot \text{Cr}^2 - 30.5444 \cdot \text{Ni}^2 + 257.8439 \cdot \text{Mo}^2 - 72.9866 \cdot \text{Cr} \cdot \text{Ni} + 5.9368 \cdot \text{Ni} \cdot \text{Mo} - 353.5611 \cdot \text{Mo} \cdot \text{Cr} + 554.9472 \cdot \text{Cr} + 296.7692 \cdot \text{Ni} + 336.0614 \cdot \text{Mo} - 887.8065$$

COEFICIENTUL DE CORELATIE

$$r_f = 0.70401942512877$$

ABATEREA DE LA SUPRAFATA DE REGRESIE

$$s_f = 2.60509371761880$$

TABELUL 4. COMPARAREA DATELOR EXPERIMENTALE CU CELE TEORETICE

1	1.61	3.46	0.32	65	65.181	-0.18077
2	1.52	3.21	0.35	69	68.533	0.46692
3	1.32	3.36	0.36	61	63.766	-2.7662
4	1.34	3.22	0.35	70	63.604	6.3959
5	1.49	3.02	0.3	66	68.268	-2.2679
6	1.42	3.04	0.4	72	67.783	4.2174
7	1.35	3.12	0.37	64	64.566	-0.56595
8	1.33	3.37	0.15	60	60.345	-0.34491
9	1.42	3.2	0.23	68	65.942	2.0579
10	1.39	3.24	0.35	61	65.336	-4.336
11	1.43	3.28	0.33	64	65.756	-1.7563
12	1.28	3.03	0.4	62	63.122	-1.1217
13	1.36	3.03	0.34	61	62.171	-1.1708

14	1.38	3.28	0.4	67	68.037	-1.0374
15	1.48	3.07	0.43	68	70.469	-2.4685
16	1.38	3.45	0.43	66	69.303	-3.3026
17	1.28	3.29	0.41	70	67.538	2.4624
18	1.39	3.63	0.42	66	65.012	0.98802
19	1.12	3.46	0.42	66	66.752	-0.75188
20	1.35	3.46	0.41	71	67.596	3.4038
21	1.58	3.11	0.37	72	69.921	2.0786

COORDONATELE PUNCTULUI SEA SUNT :

Cr	1.6081
Ni	2.9771
Mo	0.41661
HSh	70.1748

COMPORTAMENTUL HIPERSUPRAFETEI IN VECINATATEA PUNCTULUI STATIONAR

ans =

1.60813806339364	2.97714667126960	0.40660663073819	70.20062835054193
1.60813806339364	2.97714667126960	0.40660663073819	70.20062835054193
1.60813806339364	2.97714667126960	0.40660663073819	70.20062835054193
1.60813806339364	2.97714667126960	0.40660663073819	70.20062835054193
1.60813806339364	2.97714667126960	0.40660663073819	70.20062835054193
1.61520913120551	2.97714667126960	0.40953556292632	70.20245489571494
1.60813806339364	2.98421773908147	0.40953556292632	70.18591209738054
1.60106699558178	2.97714667126960	0.40953556292632	70.16709878468907
1.60813806339364	2.97007560345774	0.40953556292632	70.18650577906101
1.61520913120551	2.97714667126960	0.40953556292632	70.20245489571494
1.61813806339364	2.97714667126960	0.41660663073819	70.16892532986208
1.60813806339364	2.98714667126960	0.41660663073819	70.17178952589961
1.59813806339364	2.97714667126960	0.41660663073819	70.16892532986208
1.60813806339364	2.96714667126960	0.41660663073819	70.17178952589961
1.61813806339364	2.97714667126960	0.41660663073819	70.16892532986208
1.61520913120551	2.97714667126960	0.42367769855005	70.16709878468907
1.60813806339364	2.98421773908147	0.42367769855005	70.18650577906112
1.60106699558178	2.97714667126960	0.42367769855005	70.20245489571494
1.60813806339364	2.97007560345774	0.42367769855005	70.18591209738054
1.61520913120551	2.97714667126960	0.42367769855005	70.16709878468907
1.60813806339364	2.97714667126960	0.42660663073819	70.20062835054205
1.60813806339364	2.97714667126960	0.42660663073819	70.20062835054205
1.60813806339364	2.97714667126960	0.42660663073819	70.20062835054205
1.60813806339364	2.97714667126960	0.42660663073819	70.20062835054205
1.60813806339364	2.97714667126960	0.42660663073819	70.20062835054205
1.60813806339364	2.97714667126960	0.39660663073819	70.27798151792638
1.60813806339364	2.97714667126960	0.39660663073819	70.27798151792638
1.60813806339364	2.97714667126960	0.39660663073819	70.27798151792638
1.60813806339364	2.97714667126960	0.39660663073819	70.27798151792638
1.60813806339364	2.97714667126960	0.39660663073819	70.27798151792638
1.62228019901737	2.97714667126960	0.40246449511446	70.28528769861805
1.60813806339364	2.99128880689333	0.40246449511446	70.21911650528045
1.59399592776991	2.97714667126960	0.40246449511446	70.14386325451483
1.60813806339364	2.96300453564587	0.40246449511446	70.22149123200279

1.62228019901737	2.97714667126960	0.40246449511446	70.28528769861805
1.62813806339364	2.97714667126960	0.41660663073819	70.15116943520684
1.60813806339364	2.99714667126960	0.41660663073819	70.16262621935721
1.58813806339364	2.97714667126960	0.41660663073819	70.15116943520661
1.60813806339364	2.95714667126960	0.41660663073819	70.16262621935721
1.62813806339364	2.97714667126960	0.41660663073819	70.15116943520684
1.62228019901737	2.97714667126960	0.43074876636192	70.14386325451483
1.60813806339364	2.99128880689333	0.43074876636192	70.22149123200279
1.59399592776991	2.97714667126960	0.43074876636192	70.28528769861816
1.60813806339364	2.96300453564587	0.43074876636192	70.21911650528045
1.62228019901737	2.97714667126960	0.43074876636192	70.14386325451483
1.60813806339364	2.97714667126960	0.43660663073819	70.27798151792626
1.60813806339364	2.97714667126960	0.43660663073819	70.27798151792626
1.60813806339364	2.97714667126960	0.43660663073819	70.27798151792626
1.60813806339364	2.97714667126960	0.43660663073819	70.27798151792626
1.60813806339364	2.97714667126960	0.43660663073819	70.27798151792626

COMPORTAMENTUL HIPERSUPRAFETEI IN VECINATATEA PUNCTULUI MEDIU

ans =

1.39142857142857	3.25380952380952	0.34904761904762	65.32280127194576
1.39142857142857	3.25380952380952	0.34904761904762	65.32280127194576
1.39142857142857	3.25380952380952	0.34904761904762	65.32280127194576
1.39142857142857	3.25380952380952	0.34904761904762	65.32280127194576
1.39142857142857	3.25380952380952	0.34904761904762	65.32280127194576
1.39849963924044	3.25380952380952	0.35197655123575	65.64942279737170
1.39142857142857	3.26088059162139	0.35197655123575	65.44029074850528
1.38435750361671	3.25380952380952	0.35197655123575	65.24905216473701
1.39142857142857	3.24673845599766	0.35197655123575	65.46104840964108
1.39849963924044	3.25380952380952	0.35197655123575	65.64942279737170
1.40142857142857	3.25380952380952	0.35904761904762	66.03500315622694
1.39142857142857	3.26380952380952	0.35904761904762	65.76550502219504
1.38142857142857	3.25380952380952	0.35904761904762	65.51879466930461
1.39142857142857	3.24380952380952	0.35904761904762	65.79402119541203
1.40142857142857	3.25380952380952	0.35904761904762	66.03500315622694
1.39849963924044	3.25380952380952	0.36611868685948	66.30109257044887
1.39142857142857	3.26088059162139	0.36611868685948	66.12791031428867
1.38435750361671	3.25380952380952	0.36611868685948	65.97143415986591
1.39142857142857	3.24673845599766	0.36611868685948	66.14748061206342
1.39849963924044	3.25380952380952	0.36611868685948	66.30109257044887
1.39142857142857	3.25380952380952	0.36904761904762	66.29440259494561
1.39142857142857	3.25380952380952	0.36904761904762	66.29440259494561
1.39142857142857	3.25380952380952	0.36904761904762	66.29440259494561
1.39142857142857	3.25380952380952	0.36904761904762	66.29440259494561
1.39142857142857	3.25380952380952	0.36904761904762	66.29440259494561
1.39142857142857	3.25380952380952	0.33904761904762	64.91435377783023
1.39142857142857	3.25380952380952	0.33904761904762	64.91435377783023
1.39142857142857	3.25380952380952	0.33904761904762	64.91435377783023
1.39142857142857	3.25380952380952	0.33904761904762	64.91435377783023
1.39142857142857	3.25380952380952	0.33904761904762	64.91435377783023
1.40557070705230	3.25380952380952	0.34490548342389	65.57124991902776
1.39142857142857	3.26795165943326	0.34490548342389	65.11990022462601
1.37728643580484	3.25380952380952	0.34490548342389	64.69979643170677

1.39142857142857	3.23966738818579	0.34490548342389	65.16260291025878
1.40557070705230	3.25380952380952	0.34490548342389	65.57124991902776
1.41142857142857	3.25380952380952	0.35904761904762	66.27535150503263
1.39142857142857	3.27380952380952	0.35904761904762	65.74208362904392
1.37142857142857	3.25380952380952	0.35904761904762	65.24293453118810
1.39142857142857	3.23380952380952	0.35904761904762	65.79911597547789
1.41142857142857	3.25380952380952	0.35904761904762	66.27535150503263
1.40557070705230	3.25380952380952	0.37318975467135	66.80387724313061
1.39142857142857	3.26795165943326	0.37318975467135	66.49632671955453
1.37728643580484	3.25380952380952	0.37318975467135	66.21527264401618
1.39142857142857	3.23966738818579	0.37318975467135	66.53427995174275
1.40557070705230	3.25380952380952	0.37318975467135	66.80387724313061
1.39142857142857	3.25380952380952	0.37904761904762	66.85755642383015
1.39142857142857	3.25380952380952	0.37904761904762	66.85755642383015
1.39142857142857	3.25380952380952	0.37904761904762	66.85755642383015
1.39142857142857	3.25380952380952	0.37904761904762	66.85755642383015
1.39142857142857	3.25380952380952	0.37904761904762	66.85755642383015

$$\text{HSh}_{\text{Crmed}} = -30.5444 \cdot \text{Ni}^2 + 257.8439 \cdot \text{Mo}^2 + 5.9368 \cdot \text{Ni} \cdot \text{Mo} + 195.2136 \cdot \text{Ni} - \\ - 155.8937 \cdot \text{Mo} - 230.2261$$

MATRICEA LINIILOR DE CONTUR C1:

HSh= HSh(Crmed, Ni, Mo)

C1=

$$\text{HSh}_{\text{Ni med}} = 257.8439 \cdot \text{Mo}^2 - 59.1863 \cdot \text{Cr}^2 - 353.5611 \cdot \text{Mo} \cdot \text{Cr} + 355.3786 \cdot \text{Mo} + \\ + 317.4628 \cdot \text{Cr} - 245.5574$$

MATRICEA LINIILOR DE CONTUR C2:

HSh= HSh(Cr, Ni med, Mo)

C2=

$$\text{HSh}_{\text{Mo med}} = -59.1863 \cdot \text{Cr}^2 - 30.5444 \cdot \text{Ni}^2 - 72.9866 \cdot \text{Cr} \cdot \text{Ni} + 428.0019 \cdot \text{Cr} + \\ + 298.9008 \cdot \text{Ni} - 733.9045$$

MATRICEA LINIILOR DE CONTUR C3:

HSh= HSh(Cr, Ni, Mo med)

C3=

Programul sursă C++

```

-
=
=
typedef (*ProgressCallback)(LPVOID, HeatFlowSequence*);

class MetalDataFile {
    friend class HeatFlowSequence;
    friend class SequenceInterpolator;
public:
    LPCTSTR fileSignature;
    int headerSize, seqSize;
    double tamb, tini;
    double tcast1, tcast3;
    double rg[ ], zg[ ];
    int rdivmin, rdenmin, rconc;

    double zdiv;
    double alpha, kalpha, eps;
    double max_dh;
    double max_dt;
    double fill_time;
    double cool_time;
    double save_time_step;
    Material mat[ ];
    double max_time;
    int steps, iterations;
public:
    DoubleBuffer rbuf;
    int *ridx, ridxsize;
    int irg[ ], jzg[ ];
    int zcount;
private:
    DataFile data;
    BOOL candraw, fileIsTemp;
    FloatBuffer timeBuffer;
    double currentTime, savedTime;
    int currentTimeStep;
    SequenceInterpolator seqInt1, seqInt2;
    HeatFlowSequence *prevhfs, *hfs;
private:
    int calculateSeqSize();
    void seekTime(float t);
    void seekSequence(int nseq);
    int *createIndex(double *val, int *size);
    void precalc();
public:
    MetalDataFile();
    ~MetalDataFile();
public:
    void close();
    void assign(LPCTSTR filename);
    void open();
    BOOL isOpen() {return data.isOpen();}
    Material *getMat(int k);
    CString getFileName() {return data.getName();}
    static void defaults(MetalDataFile *target);
    BOOL writeHeader(DataFile *df = NULL);
    BOOL readHeader(DataFile *df = NULL);
    BOOL isTemp() {return fileIsTemp;}
    void setTemp(BOOL t) {fileIsTemp = t;}
    BOOL canDraw() {return candraw;}
    BOOL copy(LPCTSTR name);
    void calculate(ProgressCallback pc, LPVOID param);
    float getValue(float r, float z, float t);
    double getRealtimeTemperature(double r, double z);
    double getCurrentTMin();
    double getCurrentTMax();
    BOOL pointIsInside(int i, int j);
    BOOL pointIsStrictlyInside(int i, int j);

```



```

    BOOL pointOnExternalFrontier(int i, int j);
    int getZone(int i, int j);
    double func_lambda_t(double t, int i, int j);
    double func_fi_t(double t, int i, int j);
    double func_t_fi(double fi, int i, int j);
    double func_h_t(double t, int i, int j);
    double func_t_h(double h, int i, int j);
};
MetalDataFile *getMDF();
Material *getMat(int k);

MetalDataFile metalDataFile;
MetalDataFile *getMDF() {return &metalDataFile;}
Material *getMat(int k) {
    return getMDF()->getMat(k);
}

MetalDataFile::MetalDataFile() {
    fileSignature= "MetalDataFile";
    currentTime = currentTimeStep = - ;
    candraw = FALSE; fileIsTemp = TRUE;
    ridx = NULL; hfs = prevhfs = NULL;
    defaults(this);
}
MetalDataFile::~MetalDataFile() {
    close();
    if (fileIsTemp) {
        data.remove();
    }
}
void MetalDataFile::defaults(MetalDataFile *target)
    int k;
    target->tamb = ;
    target->tini = ;
    target->tcast1 = ;
    target->tcast3 = ;
    target->rg[ ] = . ;
    target->rg[ ] = . ;
    target->rg[ ] = . ;
    target->rg[ ] = . ;
    target->rg[ ] = . ;
    target->rg[ ] = . ;
    target->rg[ ] = . ;
    target->rg[ ] = . ;
    target->rg[ ] = . ;
    target->rg[ ] = . ;
    target->zg[ ] = . ;
    target->zg[ ] = . ;
    target->zg[ ] = . ;
    target->zg[ ] = . ;
    target->rdivmin = ;
    target->rdenmin = ;
    target->rconc = . ;
    target->zdiv = . ;
    target->alpha = ;
    target->kalpha = . ;
    target->eps = . ;
    for (k = ; k <= ; k++) {
        target->mat[k].defaults(k);
    }
    target->max_dh = ;
    target->max_dt = ;
    target->max_time = target->steps = ;
    target->fill_time = * ;
    target->cool_time = * * ;
    target->save_time_step = ;
    target->precalc();
}
void MetalDataFile::close() {
    if (data.canWrite()) writeHeader();
    DEL(ridx);
}

```

```

    if (hfs) delete hfs;
    if (prevhfs && (prevhfs != hfs)) delete prevhfs;
    hfs = prevhfs = NULL;
    candraw = FALSE;
    data.close();
}
void MetalDataFile::assign(LPCTSTR filename) {
    close();
    fileIsTemp = (filename == NULL);
    data.assign(filename);
}
int MetalDataFile::calculateSeqSize() {
    return      * sizeof(double) +
               * sizeof(int) + rbuf.size() * zcount + sizeof(float);
}
Material *MetalDataFile::getMat(int k) {
    ASSERT((k > ) && (k < ));
    return mat + k;
}
void MetalDataFile::open() {
    close();
    data.openRead(); if (!data.isOpen()) return;
    if (!readHeader()) {data.close(); return;}
    precalc();
    timeBuffer.empty(); timeBuffer.setSize(steps);
    int k;
    for (k = ; k < steps; k++) {
        data.seek(headerSize + k*seqSize);
        timeBuffer[k] = data.readDouble();
    }
}
BOOL MetalDataFile::writeHeader(DataFile *df) {
    int k; bool full = (df == NULL);
    if (full) df = &(MetalDataFile::data);
    if (!df->isOpen()) df->openCreate();
    if (!df->isOpen()) return FALSE;
    df->seek( );
    df->writeString(fileSignature);
    long sizepos = df->tell();
    df->writeInt( );
    seqSize = calculateSeqSize();
    df->writeInt(seqSize);
    df->writeDouble(tamb);
    df->writeDouble(tini);
    df->writeDouble(tcast1);
    df->writeDouble(tcast3);
    df->write(rg, sizeof(rg));
    df->write(zg, sizeof(zg));
    df->writeDouble(alpha);
    df->writeDouble(kalpha);
    df->writeDouble(eps);
    df->writeDouble(max_dh);
    df->writeDouble(max_dt);
    df->writeDouble(fill_time);
    df->writeDouble(cool_time);
    df->writeDouble(save_time_step);
    df->writeDouble(full ? max_time : );
    df->writeInt(full ? steps : );
    df->writeInt(rdivmin);
    df->writeInt(rdenmin);
    df->writeDouble(rconc);
    df->writeDouble(zdiv);
    df->writeDouble(alpha);
    df->writeDouble(kalpha);
    df->writeDouble(eps);
    for (k = ; k <= ; k++) mat[k].writeToFile(df);
    headerSize = df->tell();
    df->seek(sizepos);
    df->writeInt(headerSize);
    df->seek(headerSize);
    df->flush(); return TRUE;
}
BOOL MetalDataFile::readHeader(DataFile *df) {
    int k;
    if (!df) df = &(MetalDataFile::data);
    if (!df->isOpen()) df->openRead();
    if (!df->isOpen()) return FALSE;
    df->seek( );
    CString signature = df->readString();
    if (signature != fileSignature) return FALSE;
}

```

```

headerSize = df->readInt(); seqSize = df->readInt();
tamb = df->readDouble();
tini = df->readDouble();
tcast1 = df->readDouble();
tcast3 = df->readDouble();
df->read(rg, sizeof(rg));
df->read(zg, sizeof(zg));
alpha = df->readDouble();
kalpha = df->readDouble();
eps = df->readDouble();
max_dh = df->readDouble();
max_dt = df->readDouble();
fill_time = df->readDouble();
cool_time = df->readDouble();
save_time_step = df->readDouble();
max_time = df->readDouble();
steps = df->readInt();
rdivmin = df->readInt();
rdenmin = df->readInt();
rconc = df->readDouble();
zdiv = df->readDouble();
alpha = df->readDouble();
kalpha = df->readDouble();
eps = df->readDouble();
for (k = ; k <= ; k++) mat[k].readFromFile(df);
if ((headerSize != df->tell()) ||
    (seqSize != calculateSeqSize()) ||
    (df->size() != headerSize + seqSize*steps)) {
    candraw = FALSE;
    df->close(); return FALSE;
}
precalc();
candraw = (steps > );
return TRUE;
}

int *MetalDataFile::createIndex(double *val, int *size) {
    int n = *size, j, k, aux, nsize;
    int *res = new int[n], *resx;
    for (k = ; k < n; k++) res[k] = k;
    BOOL done = FALSE;
    while (!done) {
        done = TRUE;
        for (k = ; k < n - ; k++) {
            if (val[res[k]] > val[res[k + ]]) {
                aux = res[k];
                res[k] = res[k + ];
                res[k + ] = aux;
                done = FALSE;
            }
        }
    }
    for (nsize = n, k = ; k < n - ; k++) {
        if (val[res[k]] == val[res[k + ]]) {
            res[k] = - ; nsize--;
        }
    }
    resx = new int[nsize];
    for (j = k = ; k < n; k++) {
        if (res[k] == - ) continue;
        resx[j++] = res[k];
    }
    *size = nsize;
    delete res; return resx;
}

void MetalDataFile::precalc() {
    int i, k, sz;
    double diff, x, u, num;
    ridxsize = sizeof(rg) / sizeof(rg[ ]);
    ridx = createIndex(rg, &ridxsize);

    double rden = (double)rdenmin / rg[ridx[ridxsize - ]];

    rbuf.empty();
    for (i = - ; i < ridxsize - ; i++) {
        if (i == - ) diff = rg[ridx[ ]];
        else diff = rg[ridx[i + ]] - rg[ridx[i]];
        sz = (int)(diff * rden);
        if (sz < rdivmin) sz = rdivmin;
        if (rconc == ) {
            for (k = ; k < sz; k++) {

```

```

        if (i == -) {
            rbuf.add(diff * k / sz);
        } else {
            rbuf.add(rg[ridx[i]] + diff * k / sz);
        }
    }
} else {
    for (k = ; k < sz; k++) {
        if (i == -) {
            num = - exp(- * rconc);
            x = . * rconc * k / sz;
            u = ( - exp(-x)) / num;
            u *= diff;
            rbuf.add(u);
        } else {
            num = - exp(-rconc);
            x = . * k / sz - .;
            u = ( - exp(-rconc * fabs(x))) / num;
            if (x < ) u = ( - u) / ;
            else u = ( + u) / ;
            u = rg[ridx[i]] + diff * u;
            rbuf.add(u);
        }
    }
}
}
rbuf.add(rg[ridx[ridxsize - ]]);

for (i = ; i < ; i++) {
    jzg[i] = iround(zg[i] / zdiv);
    zg[i] = zdiv * jzg[i];
}
zcount = + (int)(zg[ ] / zdiv);
double r;
for (i = ; i < rbuf.size(); i++) {
    r = rbuf[i];
    for (k = ; k < ; k++) {
        if (r == rg[k]) irg[k] = i;
    }
}
getMainWindow()->setCaption(Format(":", rbuf.size(), zcount));
}
BOOL MetalDataFile::pointIsInside(int i, int j) {
    double r = rbuf[i];
    if (j < jzg[ ]) return (r <= rg[ ]);
    else if (j <= jzg[ ]) return (r <= rg[ ]);
    else return (r <= rg[ ]);
}
BOOL MetalDataFile::pointIsStrictlyInside(int i, int j) {
    if ((i <= ) || (j <= ) || (i >= jzg[ ]) ||
        (j >= zcount - )) {
        return FALSE;
    }
    if (j < jzg[.]) return (i < irg[ ]);
    else if (j < jzg[ ]) return (i < irg[ ]);
    else if (j < jzg[.]) return (i < irg[ ]);
    else return FALSE;
}
BOOL MetalDataFile::pointOnExternalFrontier(int i, int j) {
    if (j <= jzg[ ]) return (i == irg[ ]);
    else if (j < jzg[ ]) return (i == irg[ ]);
    else if (j <= jzg[.]) return (i == irg[ ]);
    else return FALSE;
}
int MetalDataFile::getZone(int i, int j) {
    if ((i < ) || (i >= rbuf.size())) return ;
    if ((j < ) || (j >= zcount)) return ;
    if (j < jzg[ ]) {
        if (i <= irg[ ]) return ;
        else if (i <= irg[ ]) return ;
        else return ;
    } else if (j < jzg[ ]) {
        if (i <= irg[.]) return ;
        else if (i <= irg[.]) return ;
        else return ;
    } else if (j <= jzg[ ]) {
        if (i < irg[ ]) return ;
        else if (i <= irg[ ]) return ;
        else if (i <= irg[.]) return ;
    }
}

```

```

    else if (i <= irg[ ]) return ;
    else return ;
} else if (j <= jzg[ ]) {
    if (i <= irg[ ]) return ;
    else if (i <= irg[ ]) return ;
    else return ;
} else if (j <= jzg[ ]) {
    if (i <= irg[ ]) return ;
    else if (i <= irg[ ]) return ;
    else return ;
} else return ;
}
}
double MetalDataFile::func_lambda_t(double t, int i, int j) {
    int zone = getZone(i, j); if (!zone) return ;
    return mat[zone].lambda_t(t);
}
double MetalDataFile::func_fi_t(double t, int i, int j) {
    int zone = getZone(i, j); if (!zone) return ;
    return mat[zone].fi_t(t);
}
double MetalDataFile::func_t_fi(double fi, int i, int j) {
    int zone = getZone(i, j); if (!zone) return ;
    return mat[zone].t_fi(fi);
}
double MetalDataFile::func_h_t(double t, int i, int j) {
    int zone = getZone(i, j); if (!zone) return ;
    return mat[zone].h_t(t);
}
double MetalDataFile::func_t_h(double h, int i, int j) {
    int zone = getZone(i, j); if (!zone) return ;
    return mat[zone].t_h(h);
}

void MetalDataFile::seekTime(float t) {
    int tstep = timeBuffer.binarySearch(t);
    if (currentTimeStep != tstep) {
        seekSequence(tstep);
        currentTimeStep = tstep;
        seqInt1.readFromFile(&data);
        seqInt2.readFromFile(&data);
    }
}
void MetalDataFile::seekSequence(int nseq) {
    data.seek(headerSize + nseq*seqSize);
}
float MetalDataFile::getValue(float r, float z, float t) {
    ASSERT(candraw);
    seekTime(t);
    float th1 = seqInt1.interpolate(r, z);
    float t1 = timeBuffer[currentTimeStep];
    float th2 = seqInt2.interpolate(r, z);
    float t2 = timeBuffer[currentTimeStep + 1];
    return ((t - t1)*th2 + (t2 - t)*th1)/(t2 - t1);
}
double MetalDataFile::getRealtimeTemperature(double r, double z) {
    if (!hfs) return nand();
    int i = rbuf.binarySearch(r);
    int j = (int)(z / zdiv);
    if (j >= zcount) j = zcount - 1;
    return hfs->dat(i, j);
}
double MetalDataFile::getCurrentTMin() {
    return hfs->tmin;
}
double MetalDataFile::getCurrentTMax() {
    return hfs->tmax;
}

void MetalDataFile::calculate(ProgressCallback pc, LPVOID param) {
    iterations = 0; candraw = FALSE;
    close();
    if (fileIsTemp) data.remove();
    data.openCreate();
    writeHeader();
    DEL(prevhfs); DEL(hfs);
    hfs = new HeatFlowSequence(this, NULL);
    hfs->calculate(); hfs->writeToFile();

    prevhfs = hfs;
}

```

```

double savedTime = ;
int cmd = ;
steps = ;
DWORD callback_time, call_time;
callback_time = call_time = GetTickCount();
for (iterations = ; cmd != THREAD_COMMAND_STOP;) {
    switch(cmd) {
        case THREAD_COMMAND_PAUSE:
            setThreadCommand(THREAD_COMMAND_PAUSED);
        case THREAD_COMMAND_PAUSED:
            Sleep( );
            cmd = pc(param, NULL);
            continue;
    }
    hfs = new HeatFlowSequence(this, prevhfs);
    hfs->calculate();
    if (hfs->time - savedTime >= save_time_step) {
        steps++;
        hfs->writeToFile();
        max_time = savedTime = hfs->time;
    }
    call_time = GetTickCount();
    if (hfs->time > fill_time + cool_time) {
        cmd = THREAD_COMMAND_STOP;
        setThreadCommand(cmd);
    }
    if (call_time - callback_time > ) {
        callback_time = call_time;
        cmd = pc(param, hfs);
    }
    delete prevhfs; prevhfs = hfs;
    iterations++;
    double not = hfs->getTemperature( , );
    ASSERT(not == );
}
open();
if (cmd == THREAD_COMMAND_STOP) {
    setThreadCommand(THREAD_COMMAND_STOPPED);
}
pc(param, NULL);
}
BOOL MetalDataFile::copy(LPCTSTR name) {
    if (!candraw) return FALSE;
    if (!writeHeader()) return FALSE;
    return data.copy(name);
}

```

...
...

```

class HeatFlowSequence {
    friend class MetalDataFile;
    friend class CLcastDlg;
public:
    MetalDataFile *mdf;
    HeatFlowSequence *prev;
    double time, level;
    double tmin, tmax;
    DoubleArray daf, dat, dah;
private:
    double W, r1, r2, z;
    double dhdt, dhdtr, dhdtz, l0ro;
    bool filling;
    double dt, dz;
    int zone, tlevel;
    int zonerp, zonerm, zonezp, zonezm;
    int imdhdt, jmdhdt;
    double mdhdt, mdhdtz;
    int rtest, ztest, mrtest, mztest;

private:
    void init();
    double wout(double ts, double ta);
    double fdhdt(int i, int j);
    double fdhdt_r_internal(int i, int j);
}

```

```

double fdhdt_r_external_out(int i, int j);
double fdhdt_z_internal(int i, int j);
double fdhdt_z_external_top(int i, int j);
double fdhdt_z_external_down(int i, int j);
double fdhdt_z_external_bottom(int i, int j);
double fdhdt_z_external_level(int i, int j);
double fdhdt_lim(double dhdt);
void shift1(double dt, double dz, bool cross);
void shift3(double dz);
public:
HeatFlowSequence(MetalDataFile *mdf, HeatFlowSequence *prev);
void writeToFile();
void calculate();
double getTemperature(double rred, double zred);
};

=
=
=
=
=

HeatFlowSequence::HeatFlowSequence(MetalDataFile *mdf, HeatFlowSequence *prev) {
HeatFlowSequence::mdf = mdf;
HeatFlowSequence::prev = prev;
int rs = mdf->rbuf.size(), zs = mdf->zcount;
daf.alloc(rs, zs);
dat.alloc(rs, zs);
dah.alloc(rs, zs);
time = tmin = tmax = level = ;
}
void HeatFlowSequence::writeToFile() {
DataFile *df = &mdf->data;
df->writeDouble(time);
df->writeDouble(level);
df->writeDouble(tmin);
df->writeDouble(tmax);
dat.writeToFileAsFloatArray(df);
}
void HeatFlowSequence::init() {
double t;
time = level = ;
tmin = mdf->tini;
tmax = mdf->tcast1;
int i, j, zone;
= : : :
filling = false; level = mdf->zg[ ];
= : :
filling = true;
= : :
int rs = mdf->rbuf.size(), zs = mdf->zcount;
for (i = ; i < rs; i++) {
for (j = ; j < zs; j++) {
zone = mdf->getZone(i, j);
switch (zone) {
case : dat(i, j) = daf(i, j) = dah(i, j) = ; continue;
case :
= : : :
t = mdf->tcast1; break;
=
if (j != ) {
dat(i, j) = daf(i, j) = dah(i, j) = ; continue;
} else {
t = mdf->tcast1; break;
}
=
case .: t = mdf->tini; break;
case :
= : : :
}

```

```

t = mdf->tcast3; break;
}
dat(i, j) = daf(i, j) = dah(i, j) = ; continue;
}
case : t = mdf->tini; break;
}
dat(i, j) = t;
daf(i, j) = mdf->mat[zone].fi_t(t);
dah(i, j) = mdf->mat[zone].h_t(t);
}
}
}
double HeatFlowSequence::wout(double ts, double ta) {
double W = mdf->alpha * sgn(ts - ta) * pow(fabs(ts - ta), mdf->kalpha);
return W;
}
double HeatFlowSequence::fdhdt_r_internal(int i, int j) {
double r1 = mdf->rbuf[i] - mdf->rbuf[i - ];
double r2 = mdf->rbuf[i + ] - mdf->rbuf[i];
double pfp = prev->daf(i + , j);
double pfm = prev->daf(i - , j);
double pf = prev->daf(i, j);
dhdtr = * (r1 * pfp + r2 * pfm - (r1 + r2) * pf);
dhdtr += (sq(r1) * pfp - sq(r2) * pfm + (sq(r2) - sq(r1)) * pf)
/ mdf->rbuf[i];
dhdtr *= 10ro / (r1 * r2 * (r1 + r2));
if ((zone == ) && ((j < mdf->jzg[ ]) || (j > mdf->jzg[ ]))) {
dhdtr *= KSAND;
}
return dhdtr;
}
double HeatFlowSequence::fdhdt_r_external_out(int i, int j) {
double W = wout(prev->dat(i, j), mdf->tamb);
double r = mdf->rbuf[i] - mdf->rbuf[i - ];
double k = * 10ro / sq(r);
double pfm = prev->daf(i - , j);
double pf = prev->daf(i, j);
if ((j < mdf->jzg[ ]) || (j > mdf->jzg[ ])) {
pf *= KSAND; pfm *= KSAND;
}
return k * (pfm - pf - W * r / mdf->mat[zone].lambda_0() -
W / (mdf->mat[zone].ro() * mdf->rbuf[i]));
}
double HeatFlowSequence::fdhdt_z_internal(int i, int j) {
return (10ro / sq(z)) * (prev->daf(i, j + )
+ prev->daf(i, j - ) - * prev->daf(i, j));
}
double HeatFlowSequence::fdhdt_z_external_top(int i, int j) {
double W = wout(prev->dat(i, j), mdf->tamb)
* z / mdf->mat[zone].lambda_0();
W *= KTOPRED;
return 10ro * ( / sq(z)) * (prev->daf(i, j - )
- prev->daf(i, j) - W);
}
double HeatFlowSequence::fdhdt_z_external_down(int i, int j) {
double W = wout(prev->dat(i, j), mdf->tamb)
* z / mdf->mat[zone].lambda_0();
W *= KTOPRED;
return 10ro * ( / sq(z)) * (prev->daf(i, j + )
- prev->daf(i, j) - W);
}
double HeatFlowSequence::fdhdt_z_external_bottom(int i, int j) {
double W = wout(prev->dat(i, j), mdf->tamb)
* z / mdf->mat[zone].lambda_0();
return 10ro * ( / sq(z)) * (prev->daf(i, j + )
- prev->daf(i, j) - W);
}
double HeatFlowSequence::fdhdt_z_external_level(int i, int j) {
return 10ro * ( / sq(z)) * (prev->daf(i, j - )
- prev->daf(i, j));
}
}
double HeatFlowSequence::fdhdt(int i, int j) {
double aux; z = mdf->zdiv;
zone = mdf->getZone(i, j);
zonerp = mdf->getZone(i + , j);
zonerm = mdf->getZone(i - , j);
zonezp = mdf->getZone(i, j + );
zonezm = mdf->getZone(i, j - );
if (zone == ) return ;
10ro = mdf->mat[zone].lambda_0() / mdf->mat[zone].ro();
}

```



```

if (level == mdf->zg[ ]) tlevel = ;
else if (level < z * j) tlevel = ;
else if (level == z * j) tlevel = ;
else if (level < z * (j + )) tlevel = ;
else if (level == z * (j + )) tlevel = ;
else tlevel = ;
dhdtr = dhdtz = nand();
rtest = , ztest = ;

if (tlevel >= ) {
rtest = ;
if (i == ) {
rtest = ;
rl = mdf->rbuf[ ];
aux = prev->daf(i + , j) - prev->daf(i, j);
dhdtr = * (l0ro / sq(rl)) * aux;
} else if (zonerp != ) {
rtest = ;
dhdtr = fdhdt_r_internal(i, j);
} else {
rtest = ;
dhdtr = fdhdt_r_external_out(i, j);
}
} else {
rtest = ;
if (zone == ) {
rtest = ;
if (level < mdf->zg[ ]) {
rtest = ;
dhdtr = ;
} if (zonerp != zone) {
rtest = ;
rl = mdf->rbuf[i + ] - mdf->rbuf[i];
dhdtr = (l0ro * / sq(rl)) * (prev->daf(i + , j) -
prev->daf(i, j));
} else if (zonerp != zone) {
rtest = ;
rl = mdf->rbuf[i] - mdf->rbuf[i - ];
dhdtr = (l0ro * / sq(rl)) * (prev->daf(i - , j) -
prev->daf(i, j));
} else {
rtest = ;
dhdtr = fdhdt_r_internal(i, j);
}
} else if (zone == ) {
rtest = ;
if (mdf->getZone(i - , j) != zone) {
rtest = ;
rl = mdf->rbuf[i + ] - mdf->rbuf[i];
dhdtr = (l0ro * / sq(rl)) * (prev->daf(i + , j) -
prev->daf(i, j));
} else if (mdf->getZone(i + ., j) != zone) {
rtest = ;
dhdtr = fdhdt_r_external_out(i, j);
} else {
rtest = ;
dhdtr = fdhdt_r_internal(i, j);
}
} else {
rtest = ;
dhdtr = ;
}
}
}

if (tlevel >= ) {
ztest = ;
if (j == ) {
dhdtz = fdhdt_z_external_down(i, j);
} else if (mdf->getZone(i, j - ) == ) {
dhdtz = fdhdt_z_external_bottom(i, j);
} else if (mdf->getZone(i, j + ) == ) {
dhdtz = fdhdt_z_external_top(i, j);
} else {
dhdtz = fdhdt_z_internal(i, j);
}
} else if (tlevel > ) {
ztest = ;
if ((zone == ) || (zone == )) {

```

```

ztest = ;
if (j == ) {
    ztest = ;
    dhdtz = ;
} else if (mdf->rbuf[i] < mdf->zq[ ]) {
    ztest = ;
    dhdtz = fdhdt_z_external_level(i, j);
} else {
    ztest = ;
    dhdtz = fdhdt_z_external_top(i, j);
}
} else {
    ztest = ;
    if (j == ) {
        ztest = ;
        dhdtz = fdhdt_z_external_down(i, j);
    } else if (zonezm != zone) {
        ztest = ;
        if (zonezm == ) dhdtz = fdhdt_z_external_bottom(i, j);
        else dhdtz = fdhdt_z_external_level(i, j);
    } else if (zonezp != zone) {
        ztest = ;
        dhdtz = fdhdt_z_external_level(i, j);
    } else {
        ztest = ;
        dhdtz = fdhdt_z_internal(i, j);
    }
}
} else {
    ztest = ;
    if ((zone == ) || (zone == )) {
        ztest = ;
        dhdtz = ;
    } if (mdf->getZone(i, j - ) != zone)
        ztest = ;
        if (j == ) {
            ztest = ;
            dhdtz = fdhdt_z_external_down(i, j);
        } else {
            ztest = ;
            dhdtz = l0ro * ( / sq(z))
                * (prev->daf(i, j + ) - prev->daf(i, j));
        }
    } else if (zonezp != zone) {
        ztest = ;
        if (zone == ) {
            ztest = ;
            if (zonezp == ) {
                ztest = ;
                dhdtz = fdhdt_z_external_top(i, j);
            } else {
                ztest = ;
                dhdtz = fdhdt_z_external_level(i, j);
            }
        } else {
            ztest = ;
            dhdtz = fdhdt_z_external_level(i, j);
        }
    } else {
        ztest = ;
        dhdtz = fdhdt_z_internal(i, j);
    }
}
}
dhdt = dhdtr + dhdtz;
if (_isnan(dhdt) || (fabs(dhdt) > e15)) {
    log(Format("INF: led led rbuf[ ] z "
        " rtest ztest dhdt dhdtz",
        i, j, mdf->rbuf[i], z * j,
        zone, zonerp, zoner, zonezp, zonezm,
        rtest, ztest, dhdtr, dhdtz));
    return ;
}
if ((dhdt < ) && (prev->dat(i, j) < mdf->tamb)) {
    log(Format("ABE: led led rbuf[ ] z "
        " rtest ztest dhdt dhdtz",
        i, j, mdf->rbuf[i], z * j,
        zone, zonerp, zoner, zonezp, zonezm,
        rtest, ztest, dhdtr, dhdtz));
}
}

```

```

return dhdt;
}
void HeatFlowSequence::calculate() {
if (!prev) {init(); return;}
int i, j, im, jm, zone;
bool first, above, cross;
im = mdf->rbuf.size(); jm = mdf->zcount;
double t, dhdt, mdhdt = ;
level = prev->level;
filling = prev->filling;
cross = false; dz = ;
if (filling) {
dat.copy(prev->dat);
daf.copy(prev->daf);
dah.copy(prev->dah);
}

for (j = ; j < jm; j++) {
for (i = ; i < im; i++) {
if (!mdf->pointIsInside(i, j)) break;
daf(i, j) = dhdt = fdhdt(i, j);
dhdt = fabs(dhdt);
if (mdhdt < dhdt) {
mdhdt = dhdt;
imdht = i; jmdht = j;
mrtest = rtest; mztest = ztest;
mdhdt = dhdt; mdhdtz = dhdtz;
}
}
}

if (mdhdt != ) {
dt = mdf->max_dh / mdhdt;
if (dt > mdf->max_dt) dt = mdf->max_dt;
} else dt = mdf->max_dt;

if (prev->filling) {
dz = mdf->zg[ ] * dt / mdf->fill_time;
if (level + dz >= mdf->zg[ ]) {
filling = false; cross = true;
dz = mdf->zg[ ] - level;
dt = dz * mdf->fill_time / mdf->zg[ ];
} else if (floor(level / mdf->zdiv) !=
floor((level + dz) / mdf->zdiv)) {
cross = true;
dz = mdf->zdiv * floor((level + dz) / mdf->zdiv) - level;
dt = dz * mdf->fill_time / mdf->zg[ ];
}
if (dt + prev->time == prev->time) {
dz = . * mdf->zdiv;
dt = dz * mdf->fill_time / mdf->zg[ ];
}
}

for (first = true, j = ; j < jm; j++) {
above = (prev->dat( , j) == );
for (i = ; i < im; i++) {
if (!mdf->pointIsInside(i, j)) break;
if (above) {
zone = mdf->getZone(i, j);
if ((zone == .) || (zone == )) {
dat(i, j) = daf(i, j) = dah(i, j) = ;
continue;
}
}
t = prev->dah(i, j) + dt * daf(i, j);
dah(i, j) = t;
dat(i, j) = t = mdf->func_t_h(t, i, j);
daf(i, j) = mdf->func_fi_t(t, i, j);
if (first) {
tmin = tmax = t;
first = false;
} else {
if (tmin > t) tmin = t;
if (tmax < t) tmax = t;
}
}
}
time = prev->time + dt;
}

```

```

if (!prev->filling) return;
if (cross) {
    if ((level + dz >= mdf->zq[ ]) && (level < mdf->zq[ ])) {
        shift3(dz);
    }
    shift1(dt, dz, cross);
}
if (!filling) level = mdf->zq[ ];
else level += dz;
}

void HeatFlowSequence::shift3(double dz) {
    int i, j, imin, imax, jmin, jmax;
    for (i = ; mdf->rbuf[i] < mdf->rg[ ]; i++); imin = i;
    for (; mdf->rbuf[i] < mdf->rg[ ]; i++); imax = i;
    jmin = mdf->jzg[ ];
    jmax = + (int)(level / mdf->zdiv);
    if (jmax > mdf->jzg[ ]) jmax = mdf->jzg[ ];
    int ipmax, ipmin, ip, i3, i4;
    double t, r, rdiv, t1, t2;
    double t1s = (mdf->mat[ ].tLiq() + mdf->mat[ ].tSol()) / ;
    i3 = i4 = ; j = mdf->jzg[ ] + ;
    for (i = ; i++) {
        if ((i3 == ) && (mdf->getZone(i, j) == )) i3 = i;
        else if (mdf->getZone(i, j) == ) {
            i4 = i - ; break;
        }
    }
    i = (i3 + i4) / ;
    for (j = jmax - ; j > mdf->jzg[ ]; j--) {
        if (dat(i, j) < t1s) {jmin = j + ; break;}
    }
    for (j = jmax; j >= jmin; j--) {
        if (j == jmin) {
            t = mdf->tcast3;
            for (i = i3; i <= i4; i++) {
                dat(i, j) = t;
                daf(i, j) = mdf->mat[ ].f1_t(t);
                dah(i, j) = mdf->mat[ ].h_t(t);
            }
            continue;
        }
        ipmin = ipmax = ;
        for (i = i3; i <= i4; i++) {
            if (!ipmin && (dat(i, j - ) < t1s)) {ipmin = i; continue;}
            if (dat(i, j - ) > t1s) {ipmax = i; break;}
        }
        if (!ipmin) ipmin = i3; if (!ipmax) ipmax = i4;
        if (ipmin <= ipmax) {ipmin = i3; ipmax = i4;}
        imin = imax = ;
        if (j < jmax) for (i = i3; i <= i4; i++) {
            if (!imin && (dat(i, j) < t1s)) {imin = i; continue;}
            if (dat(i, j) >= t1s) {imax = i; break;}
        }
        if (!imin) imin = i3; if (!imax) imax = i4;
        if (imin <= imax) {imin = i3; imax = i4;}
        rdiv = (mdf->rbuf[ipmax] - mdf->rbuf[ipmin])
            / (mdf->rbuf[imax] - mdf->rbuf[imin]);
        for (i = imin; i <= imax; i++) {
            r = rdiv * mdf->rbuf[i];
            ip = mdf->rbuf.binarySearch(r);
            if (ip == ) ip++;
            t = / (mdf->rbuf[ip] - mdf->rbuf[ip - ]);
            t1 = dat(ip, j - ); t2 = dat(ip - , j - );
            t *= t1 * (r - mdf->rbuf[ip - ])
                + t2 * (mdf->rbuf[ip] - r);
            dat(i, j) = t;
            daf(i, j) = mdf->mat[ ].f1_t(t);
            dah(i, j) = mdf->mat[ ].h_t(t);
        }
    }
}

void HeatFlowSequence::shift1(double dt, double dz, bool cross) {
    if (!cross) return;
    int i, j, jmax, ipmax, imax, jp;
    jmax = (int)(level / mdf->zdiv);
    double t, t1s = (mdf->mat[ ].tLiq() + mdf->mat[ ].tSol()) / ;
    double r, rdiv; int ip;
    int il;
    for (i = ; i++) {

```

```

    if (mdf->getZone(i + , ) != ) {il = 1; break;}
}
for (j = jmax + ; j >= ; j--) {
    if (j == ) {
        if (jmax >= ) {
            jp = jmax; if (jp > mdf->jzq[ ] / ) jp = mdf->jzq[ ] / ;
            for (imax = il; imax-->0) {
                if (dat(imax, jp) > t1s) break;
            }
        } else imax = il;
        t = mdf->tcast1;
        for (i = ; i <= imax; i++) {
            dat(i, j) = t;
            daf(i, j) = mdf->mat[ ].fi_t(t);
            dah(i, j) = mdf->mat[ ].h_t(t);
        }
        continue;
    }
    for (ipmax = .; ipmax++>0) {
        if (dat(ipmax, j - ) < t1s) break;
        if (mdf->getZone(ipmax + , j) != ) break;
    }
    for (imax = ; imax++>0) {
        if ((j <= jmax) && (dat(imax, j) < t1s)) break;
        if (mdf->getZone(imax + , j) != ) break;
    }
    rdiv = mdf->rbuf[ipmax] / mdf->rbuf[imax];

    double t1, t2;

    for (i = ; i <= imax; i++) {
        if (i == ) t = dat( , j - );
        else {
            r = rdiv * mdf->rbuf[i];
            ip = mdf->rbuf.binarySearch(r);
            if (ip == ) ip++;
            t = / (mdf->rbuf[ip] - mdf->rbuf[ip - ]);
            t1 = dat(ip, j - ); t2 = dat(ip - , j - );
            t *= t1 * (r - mdf->rbuf[ip - ])
                + t2 * (mdf->rbuf[ip] - r);
        }
        dat(i, j) = t;
        daf(i, j) = mdf->mat[ ].fi_t(t);
        dah(i, j) = mdf->mat[ ].h_t(t);
    }
}
}
double HeatFlowSequence::getTemperature(double rred, double zred) {
    return dat.interpolate(rred, zred);
}

```

Abstract of thesis „*The optimization of bimetal casting technology of big diameters cylinders destined to rolling*”

- author: Lect.eng. Cornelia Gabriela MIHUȚ

- PhD coordinator: Prof.dr.eng. Ion SPOREA

SUMMARY

Introduction.....	3
Chapter 1. Actual stage regarding of casting-forming technologies of cylinders destined to rolling.....	5
1.1. Generals notions.....	5
1.2. Types of cylinders obtained by casting.....	7
1.3. Outfits and equipments destined forming and casting pig iron cylinders.....	9
1.4. Actual technology of bimetal forming-casting of cylinders for rolling.....	
1.4.1. Necessary materials of bimetal rolling cylinders.....	15
1.4.2. Execution of casting shapes.....	16
1.4.3. Shapes drying.....	18
1.4.4. Assembling and shapes mounting.....	21
1.4.5. Casting technologies of bimetals rolling cylinders.....	21
1.5. Partials conclusions.....	23
Chapter 2. The analysis of the influence factors over cylinders characteristics for bimetal casted rolling	29
2.1. The solicitations which are submitted the rolling cylinders in exploitation time	30
2.2. The influence of chemical composition and the structure over the hardness of cylinders paneling.....	33
2.3. The establish of the optimum field, by mathematical moulding, of the chemical composition of iron pig destined to obtain hard crust of bimetal cylinders.....	38
2.3.1. The hardness variation on bimetal cylinders crust depending on the C, Mn and Si.....	39
2.3.2. The hardness variation on bimetal cylinders crust depending on the Cr, Ni and Mo.....	44
2.4. Partials conclusions.....	48
Chapter 3. Studies regarding of optimization of manufacture technology of bimetals cylinders.....	50
3.1. The establishing of optimum method of bimetal casting (of the communication vessels) with a view to reduction of metal consumption and the increase of taking out value	53
3.1.1. The dimensioning of casted systems for the optimum variant proposed	59
3.1.2. Reasons regarding the analytical moulding of bimetals cylinders solidification in case of micro-coolers use	66
3.2. The numerical moulding of solidification process of bimetals casted cylinders, using the method of finite differences	72
3.2.1. The method of finite differences for resolving differential equation characteristic to the heat transfer processes.....	72
3.2.2. Numerical mould with finite differences of solidification process of bimetals cylinders.....	77
3.2.3. The results presentation.....	89
3.3. Partials conclusions.....	97

Chapter 4. The numerical simulation of the solidification and flowing process of bimetals casted cylinders, using finite element method.....	99
4.1. The finite elements method. Basic motions.....	103
4.1.1. Work ipothesis.....	104
4.1.2. The establish of analysis field	104
4.1.3. The discretion of analysis field.....	105
4.1.4. The obtaining of numerical mould with finite elements	106
4.2. The obtaining of numerical mould of the solidification and flowing phenomenon for the case of bimetal casted technology by the communications vessels system	108
4.2.1. The simulation stages of solidification and filling up processes of the bimetals cylinders.....	108
4.2.2. The evolution of the alloys speeds field during fill up the shape of bimetals rolling cylinders.....	120
4.2.3. The distribution analysis of thermal fields in bimetals cylinders during the casting.....	127
4.2.4. The distribution analysis of liquid phase during the solidification of bimetals cylinders.....	135
4.3. Partials conclusions.....	150
Chapter 5. Finals conclusions, personal contributions, perspectives.....	152
5.1. Finals conclusions.....	152
5.2. Personal contributions.....	154
5.3. Perspectives.....	156
Bibliography.....	157
Appendices.....	162
Abstract.....	205

KEY WORDS

bimetal casting, rolling cylinders, numerical simulation, speeds field, thermal field, liquid phase, solidification-cooling

The synthesis of the thesis main parts

The doctorate thesis, named „*The optimizations of bimetal casting technology of big diameters cylinders destined to rolling*” contains a whole of 204 pages in which are included 5 chapters (without introduction, annexes and bibliography), 144 figures, 16 tables, 119 mathematical relations; 41 annexes pages, in which are contained 41 figures and 4 tables.

In thesis it’s proposes, in main, to obtain of a model of numerical simulation, valid general and applicable the whole peculiars cases of bimetal casting, model with which help can be studied through the computer, the optimization possibility of flowing working condition of liquid alloy of the distribution of temperatures field, of the liquid phase and contraction during the solidification, with the minimum price (necessary reimbursement of the software and calculus equipment) in very short time etc.

To touching the mentioned objective leaded to the achievement of a logical structure of the thesis in three parts.

First part, including 1 and 2 chapters, presents the actual study regarding the casting-moulding technologies of the cylinders rolling, destined and analysis of the different factors which influence bimetals cylinders characteristics, in view of optimization of chemical composition and of their structure.

In the second part, represented by the 3 chapter, it was followed to establish the optimum method of manufacture, both from the point of view technologic (the optimum system projection of casting, of the metallic shape configuration and micro-cooling membrane utilization) and especially by establishing the mathematic model of bimetal cylinders solidification with the help of the finite differences method.

The third part of thesis, in species 4 chapter, present the results of numerical simulation of solidification and flowing phenomenon, through a numerical model, based on the analysis with finite element build with professional packet help: **NovaFlow&Solid**. A synthesis of partial conclusions is effected in 5 chapter of thesis, here also is presented the personal contribution of the author.

In **Chapter 1. Actual stage regarding of casting-forming technologies of cylinders destined to rolling** was effected:

- The criterions making evident of the general classification of the rolling cylinders, especially of the casted ones in different types of pig iron, depending on the utilization field, the hardness of work surface (exploitation and mechanical characteristics) and, not in the last line, by the dimensions;

- The equipments and outfits destined to formatting and casting rolling cylinders, with the purpose to point out their diversity and, in the same time, to mark the fact that their rational projection leads, on the one hand, to the growing of their durability in exploitation, on the other hand, to the obtaining the without defects cylinders on surface and with good mechanical characteristics.

- The description of actual technology flood of bimetal casting of rolling cylinders, on execution phases on different variants aproched by the country producers;

- The analysis of the real technical conditions of casting which most been solved, in view of the resistance growing at the usance of cylinders, manual labour decreasing and reject reduction, manufacture prices lowing by consumption reduction high alloy pig iron with Ni, Cr and Mo.

To establish of an organic link between actual stage of the bimetal rolling cylinders and the proposed manufacture, in **Chapter 2. The analysis of the influence factors over cylinders characteristics for bimetal casted rolling**, put in evidence the following:

- Durability in the cylinders exploitation is determined by their resistance of usance, which depends not only on the alloy quality from which they are made, but also from the steel brand which are rolling also by the way and the conditions in which they work. Usually, the cylinders usance to the assembling, after minimum thickness of the work crust, which are put away by relating (soldering and relating, rectification etc.) for the re-establishment of initial profile of their surface. Even the usance during the rolling process is an normal phenomenon; this can be directed by creation of some conditions, which leads to their reduction. The highest is the work crust hardness of cylinders, the usance is more reduce, but is not exist a direct dependence between two characteristics.

- In the rolling process, the cylinders are submitted of the mechanical stress and thermal stress. The cause of fast usance of cylinders (especially of those with hard and white crust of work surface), except for rubbing, is exfoliation, which can be mechanical, because of ununiforme presions applied on cylinder and thermal caused by the oscillations of temperature in their work crust. As a result of the thermal and mechanical oscillation, the cylinders must to fulfill, high resistance to tearing caused by thermal choks, resistance to exfoliation, good link of the rolling half-finished products.

- A personal contribution in this chapter is refer to the mathematical-statistical remaking with the help of MATLAB calculus program, registered data to the brand elaboration of pig iron FDId2, destined to the hard crust casting of bimetal cylinders of big diameters. This study had as purpose the chemical composition optimization, as influence factor over the panel hardness of rolling cylinders, so implicit their durability in exploitation. As a result of analysis of optimization result, it's can be tell that, for favorable orientation of elaboration process, it's

indicated to be known the preference or maximum or minimum values of each alloy or concomitant element, at the same time, it's can be establish an optimum technological field in view of obtaining the maximum values for hardness.

In **Chapter 3. Studies regarding of optimization of manufacture technology of bimetal cylinders**, the author proceeds to the technology optimization of bimetal casting of rolling cylinders, using static variant (after the communication vessels principe) with the use a cooling membrane, wich assure:

- the rationale use of secondary and primary alloy, making economy to the deficit and expensive metals Ni, Mo and Cr etc;
- the checking and realization of the wished thickness of the hard crust and passing stratum (from the crust to cylinder middle);
- The reduction of cracks apperances danger and the cylinder relathing, on account of obtaining of some wished properties of hard crust and passing zone.

In this chapter, are brought originals personals contributions, to the casting ensemble. It's can be marked the conclusions:

- As a result of critical analysis of actual technology of bimetal casting, in static regime, of the big diameters cylinders, destined pane rolling, it were proposed three variants (author own conception) of technology improving, final, establishing as optimum the vessels communication, which use a dissolvable micro-cooler membrane and of ranged casting nets.

- Beginning from filling up principle of the two cavity of chill mould (A – destined to the tenacious middle obtaining of the cylinder pane and B – destined the hard crust realization, of equal thickness on pane generatrix) at the same level, on filling up whole way, it was dimensioned casting system, compose from the independent alimentary two nets.

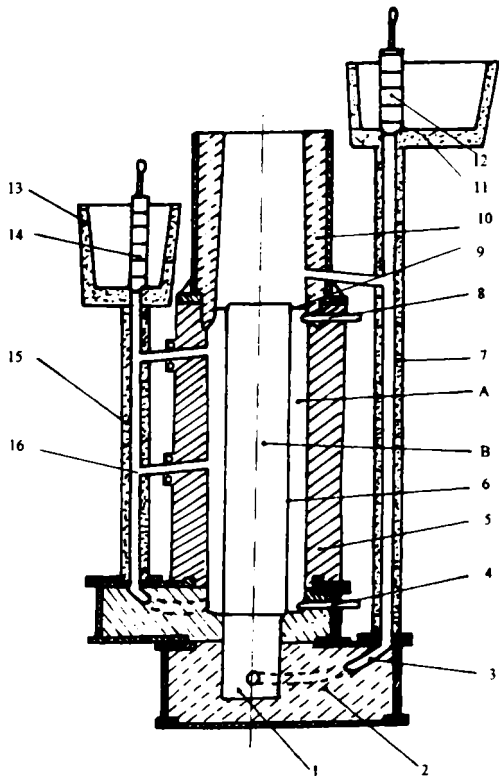


Fig.3.2. Proceeding and plant for casting of bimetal rolling cylinders, with the possibility of primary alloy casting on ranged net:
 1 – inferior axle shape; 2 – inferior frame;
 3 – alimentary channel; 4 and 8 – level signaling device; 5 – metallic shape (chill mould); 6 – dissolvable membrane;
 7 and 15 the foot of casting net; 9 – membrane supports;
 10 – superior frame (for making of superior axle); 11 and 13 – casting reservoir; 12 and 14 – stopper; 16 – the alimentaries of ranged net.

- Taking account of micro-cooler effect played by the dissolvable membrane, introduced in chill mould, was effectuated a moulding study of solidification process of bimetal cylinders (casting from A and B fusions), in this ipothesis.

- It's realization a model of numerical simulation, using finite differences method, of solidification method of bimetalcylindersdestinated rolling. In this purpouse, the analysis field, reprezented by a continuous medium is transformed in a discontinuous medium (discret) formed by a points net (discretionary net), of which density is given by the choosen steps for each coordinats axe.

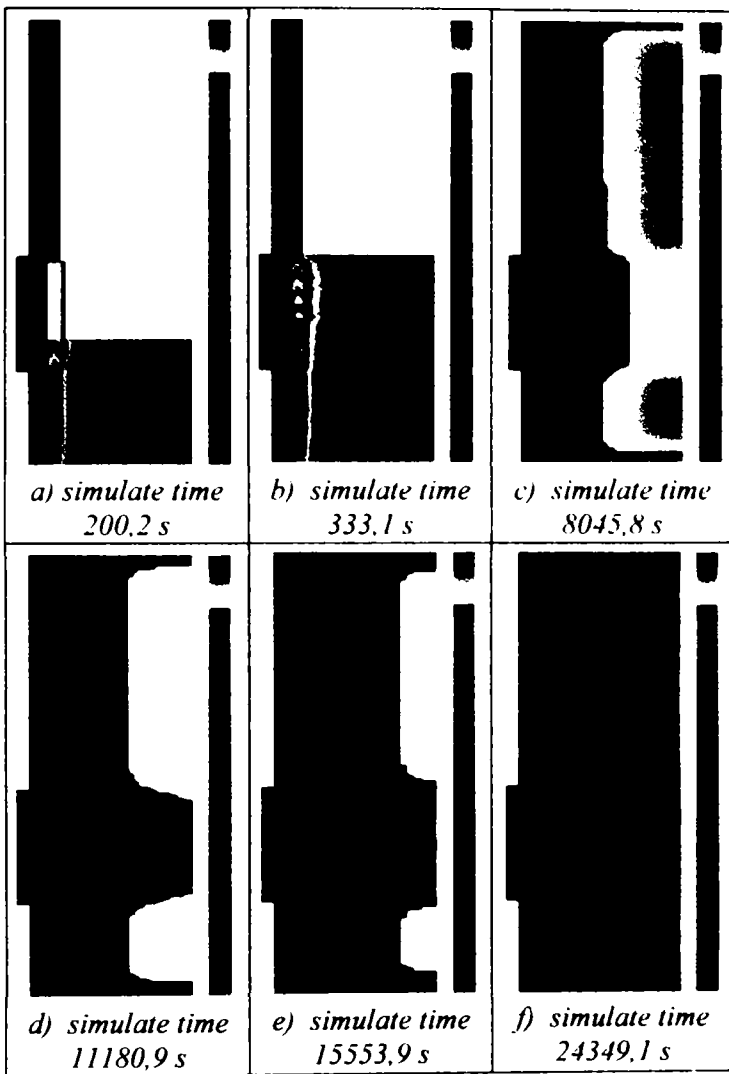


Fig. 3.19. The liquid phase distribution on filling up way of the shape and during the solidification of bimetally casted cylinders.

- The results and the obtained conclusions after numerical moulding with the help of finite differences method can be extrapolated with a high veracity at the industrial processes which take place at the solidification conduction of bimetal cylinders of big diameters, in porous of their quality improving in exploitation.

- In the presented context, one of the main objectives of this thesis (the quality improving of big diameters bimetal cylinders) was realized by solidification research and the links establishment regarding to technologic parameters various (casting temperature, specific consume of micro-coolers and those dimensions) depending on operational variables specific of solidification processes, to determinate the influence modalities of those in view of obtaining of some pieces (bimetals rolling cylinders) of superior quality, reproducibility conditions and maximum economic – technical efficiency.

In Chapter 4. The numerical simulation of the solidification and flowing processes of bimetal casting cylinders, using the finite element method it's propose the analysis and resolving of some problems linked of the speeds field distribution during pieces filling up, of the temperature field in shape piece system as well as the liquid phase distribution during the piece solidification. At the base of this study are the registered results in industrial practice.

Going from this concrete data, it was build a analytic model of studied phenomns, on base which realized a numerical simulation, with the help of finite element method, of the registered temperatures distribution in the cylinders, during the solidification and filling up process of those, in hard crust of pane. membrane and pane middle. The simulation was realized by the help of Nova Flow&Solid programs package.

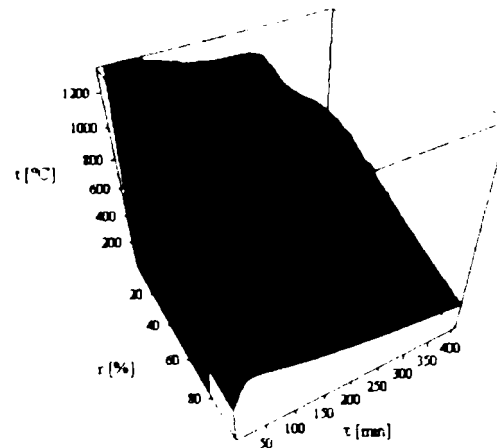


Fig. 3.24. The temperature var at on n t me, determinated at the quotation $z_2/2 = 2675$, after .00utes from t.e s.mul.....n b.g.nn.ng

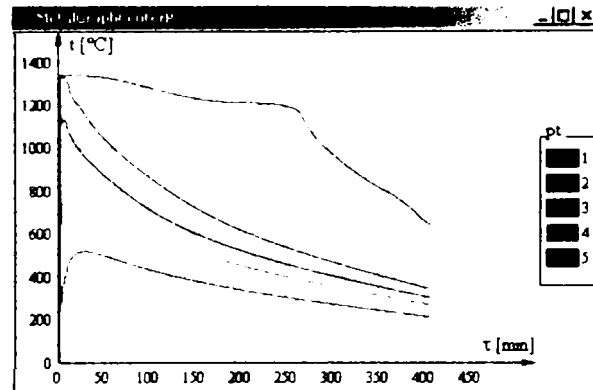
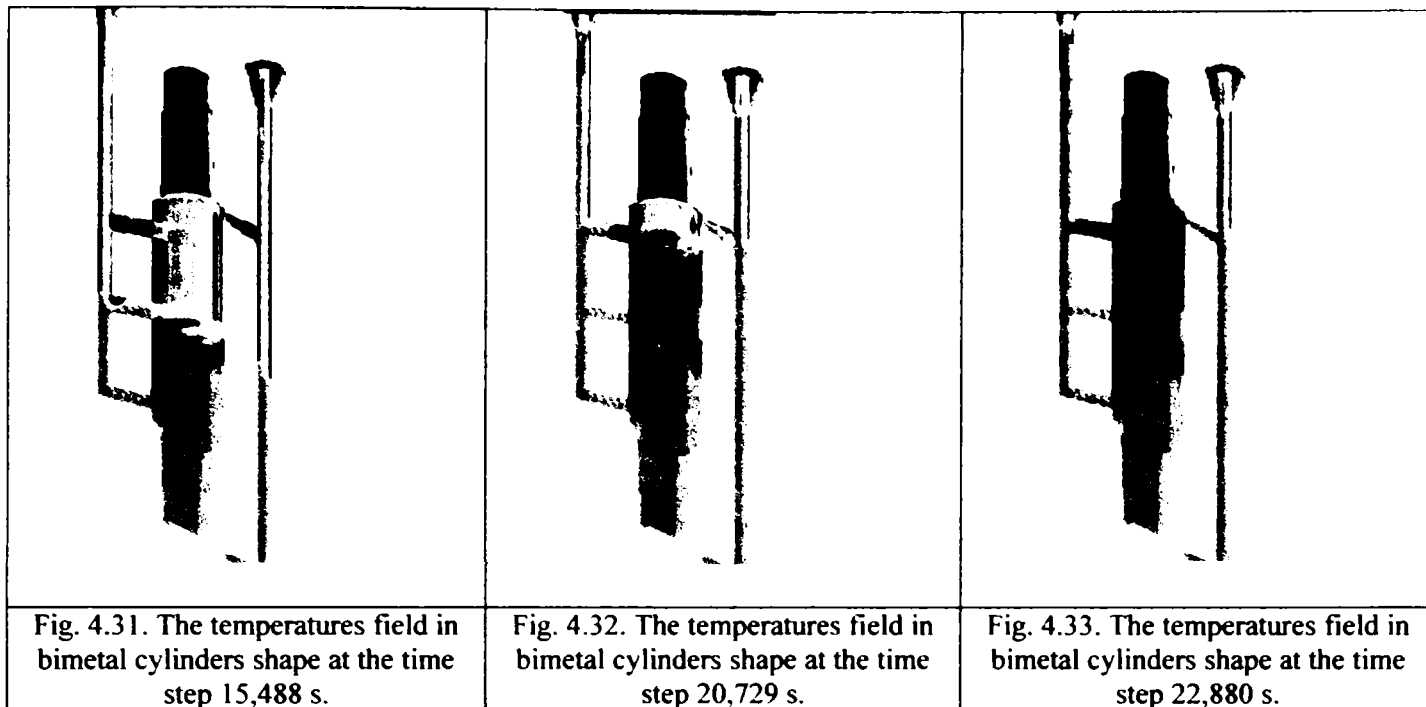


Fig. 3.27. The graphic presentation of temperature evolution at the chill mould middle ($z_2/2 = 2675$), after 400 minutes from the simulation beginning



The purpose of this study consists in the obtaining of a numerical simulation model general valid and applied to whole particulars cases of obtaining by bimetal casting of rolling destined cylinders, model which help can be studied, through the computer, the optimization possibility of speeds regime during, the flowing of secondary and primary alloys piece filling up, the distribution of temperature field in any point from shape alloy system, the evolution of liquid fraction during the solidification and flowing, the count of solidification time, as well as the visualization of appearance place and the size contraction defaults.

The Chapter 5. Finals conclusions, personals contributions, expectations

- The realization of a critical analysis of manufacture actual technology by bimetal casting cylinders destined to rolling the pane at warm, as well as the clear exposition of the theoretic fundaments regarding to complex phenomenon's which appear in bimetals rolling cylinders, during alloys solidification and filling up, either in the "classic" variants, or in those proposed by the author.

- The mathematic-statistic remaking, with the help of MATLAB calculus program, the registered data at the FDI2 pig iron brand elaboration, destined to the hard crust casting of the big diameters bimetals cylinders. This study had as purpose the chemical composition optimization as the influence factor over the pane hardness of rolling cylinders, so as well over their hardness in exploitation. After the optimization results analysis, it's can be told that for the favourable orientation of the elaboration process, is indicated to be known the preferences for the maximum or minimum values of each alloy or concomitant element and, also, it's can be establish an optimum technologic field in view of the maximum values obtaining for hardness. So, after the effectuate study it's recommends the follow chemicals composition for the pig iron destined to the hard crust casting of bimetals cylinders:

C = 3,15 ... 3,25%; Si = 1,6 ... 1,7%; Mn = 0,45 ... 0,55.
 Cr = 1,45 ... 1,55%; Ni = 3,25 ... 3,35%; Mo = 0,25 ... 0,35%.

- It's were propose tree improving variants of the bimetal casting technology, in the end, establishing as optimum the communicants vessels, which use a dissolvable micro-cooler membrane and arranged casting nets. The optimization of the bimetal casting technology has as purpose the durability growing in exploitation of the cylinders and owing of the manufacture prices by consumption reduction pig iron reach alloyed with Ni, Cr and Mo.

- Taking account of the micro-cooler effect played by the dissolvable membrane, introduced in chill it was effected an analytic moulding study of the solidification process of the bimetals cylinders in this ipothesis. The equation application of the thermal balance for pig iron solidification study in the cylinder with micro-cooler membrane, leads to the obtaining of a

production for determination of pig iron temperature after the ending of the micro-coolers smelting. Based on the mathematical remaking and analyzed data, results a useful relation for the determination of the optimum quantity of the micro-coolers depending on the casting temperature and liquid temperature of the pig iron brand use for the realization of the hard crust. The correlation of the technologic factors, the casting temperature of the pig iron, the thickness of the hard crust, the dimension of the micro-cooler membrane and the specific quantity of the micro-coolers give the obtaining guarantee of the compacts bimetal cylinders and without defaults.

- The conception, in C++ simulations medium, of a numerical simulation model, with the finite differences method, of the shape fulfilling (in the casting variant of the bimetal cylinder after the communication vessels system) and of the thermal transfer established in the shape ensemble interior – bimetal cylinder.

- The realization of the numerical simulation model, using finite element method, in view of the advance determination of the two alloys (grey pig iron and reach alloyed pig iron), in the chill mould cavities, with the same ascension speeds, being verified in this way the correctness of the dimensionation calculus of the supplying two nets. For the fulfill period of the cylinder chill mould with the two liquids alloys, is necessary to analyses the temperature distribution as in the middle and crust, but especially in the dividing membrane, just to prove that it not smelting before of the chill mould cavity fulfilling either the two alloys types. The quantity analysis of the simulation results suppose the furnishing of the temperatures values in table shape, allowing next the tracing of the temperature distribution simulation and of the liquid phase during the bimetal cylinder solidification makes possible the determination of solidification time in any point of the discretisation net and/or the solidification total time in the bimetal cylinder.

Casting an ensemble place an obtained results with the two simulations methods, it's can be observe a sensible difference between values, explainable thing by different conceptual way, which was stand at the base of the those two numerical models can be compare with the eventual results determinated in the industrial conditions (sometimes difficult or even impossible of realizing on the real models). The results validity of the numerical results by the experimental data, will lead to use of those in the optimization study of the cooling, solidification, casting and elaboration process, depending on the specific of each case partly.

The present thesis as register in the modern tendencies of gradual replacement of the physic experiments with the numerical ones in projection field and the optimization of the solidification and flowing process from foundry industry. The choose research method – the numerical simulation – is one of the most moderns ones and more used at the present moment in work of engineer research, with a great perspective in the future.

CURRICULUM VITAE

- First and last name: **Cornelia Gabriela MIHUT**
- Date and place of birth: 10.01.1971, Călan, Hunedoara county
- Address: Al. Parcului, nr. 18/c., Deva/Hunedoara; phone: 0254-217141
- Civil status: married.

Studies:

- Physic-Mathematic Highschool from Hunedoara, 1989;
- “Polytechnic” University from Timișoara, Faculty of Engineering from Hunedoara, Technologic outfit of warm remaking, 1995 (engineer diploma);
- “Polytechnic” University from Timișoara, Faculty of Engineering from Hunedoara, The Optimization of the metallurgies processes, 2000 (master diploma);
- Candidate for a doctor’s degree, at “Polytechnic” University from Timișoara, Faculty of Mechanic, in doctor’s domain „The science and materials engineering”, with the theme: “*The technology optimization of bimetal casting of the big diameters cylinders destined to rolling*”, under the scientific coordination of mister Prof.dr.eng. Ion SPOREA, 1998-present.

Professional activity:

- engineer within S.C. SIDERMET S.A. Călan, august – september 1995;
- engineer preparer at Faculty of Engineering from Hunedoara, Department of Metallurgy, october 1995 – 1997;
- engineer assistant at Faculty of Engineering from Hunedoara, Department of Metallurgy, 1997 – 2000;
- lecturer engineer at Faculty of Engineering from Hunedoara, Department of Metallurgy, 2000 – present.

Scientific activity:

Guide laboratory and project: 2;

Courses (in the way of publishing): 2;

Scientific research contracts: 8;

Scientifics works (papers): 56;

- 12 main / unique author - presented in international and national sessions of scientific dissertation;
- 44 co-author - presented in international and national sessions of scientific dissertation.

Member in scientific associations:

Technical Association of foundry of Romania (ATTR) - membership card Nr. TRC – 60 / 2000
Association for multidiscipline research in the west region of Romania (ACMV) -- Card Nr. 345
Engineers 'General Association of Romania (AGIR)- Card Nr. 58841.

Foreign languages known:

- English – sufficient;
- French – sufficient.

Timișoara.

03.02.2005

Lecturer eng.. **Cornelia Gabriela MIHUȚ**