

# **CERCETĂRI ASUPRA CONCENTRATORILOR DE TENSIUNE LA RECIPIENTELE SUB PRESIUNE**

Teză destinată obținerii  
titlului științific de doctor inginer  
la  
Universitatea Politehnica Timișoara  
în domeniul INGINERIE MECANICĂ  
de către

**ing. Sergiu-Valentin Galațanu**

Conducător științific: prof.univ.dr.ing. Nicolae Faur  
Referenți științifici: prof.univ.dr.ing. Anton Hadăr  
prof.univ.dr.ing. Mircea Cristian Dudescu  
prof.univ.dr.ing. Liviu Marșavina

Ziua susținerii tezei: 24.04.2015

Seriile Teze de doctorat ale UPT sunt:

- |   |  |
|---|--|
| 1. Automatică                               | 10. Știința Calculatoarelor                |
| 2. Chimie                                   | 11. Știința și Ingineria Materialelor      |
| 3. Energetică                               | 12. Ingineria sistemelor                   |
| 4. Ingineria Chimică                        | 13. Inginerie energetică                   |
| 5. Inginerie Civilă                         | 14. Calculatoare și tehnologia informației |
| 6. Inginerie Electrică                      | 15. Ingineria materialelor                 |
| 7. Inginerie Electronică și Telecomunicații | 16. Inginerie și Management                |
| 8. Inginerie Industrială                    | 17. Arhitectură                            |
| 9. Inginerie Mecanică                       | 18. Inginerie civilă și instalații         |

Universitatea Politehnica Timișoara a inițiat seriile de mai sus în scopul diseminării expertizei, cunoștințelor și rezultatelor cercetărilor întreprinse în cadrul Școlii doctorale a universității. Seriile conțin, potrivit H.B.Ex.S Nr. 14 / 14.07.2006, tezele de doctorat susținute în universitate începând cu 1 octombrie 2006.

Copyright © Editura Politehnica – Timișoara, 2015

Această publicație este supusă prevederilor legii dreptului de autor. Multiplicarea acestei publicații, în mod integral sau în parte, traducerea, tipărirea, reutilizarea ilustrațiilor, expunerea, radiodifuzarea, reproducerea pe microfilme sau în orice altă formă este permisă numai cu respectarea prevederilor Legii române a dreptului de autor în vigoare și permisiunea pentru utilizare obținută în scris din partea Universității Politehnica Timișoara. Toate încălcările acestor drepturi vor fi penalizate potrivit Legii române a drepturilor de autor.

România, 300159 Timișoara, Bd. Republicii 9,  
Tel./fax 0256 403823  
e-mail: editura@edipol.upt.ro

## Cuvânt înainte

Teza de doctorat a fost elaborată pe parcursul activității mele în cadrul Departamentului de Mecanică și Rezistența Materialelor al Universității „Politehnica” din Timișoara.

Lucrarea aduce un aport în domeniul concentratorilor de tensiune la recipientele sub presiune; cuprinzând metode analitice cât și metode numerice de analiza a stării de tensiune și deformație în zona concentratorilor de tensiune, precum și cercetările experimentale efectuate asupra oțelului marca P355NH, folosit în construcția vaselor sub presiune.

Doresc să-mi exprim profunda recunoștință Domnului Prof.dr.ing. Nicolae FAUR, care, în calitate de conducător de doctorat, mi-a oferit cu generozitate și profesionalism mult sprijin și sfaturi prețioase, atât de necesare pentru finalizarea acestei teze.

Sunt recunoscător conducerii și membrilor Departamentului de Mecanică și Rezistența Materialelor, în frunte cu Domnul Ș.l.dr.ing. Mihai HLUȘCU, pentru asigurarea condițiilor optime de lucru, a accesului în laboratorul departamentului și pentru susținerea permanentă de care mi-au dat dovadă.

Adresez mulțumiri deosebite Domnului CSI.dr.ing. Doru Romulus PASCU, șef secție în cadrul Institutului Național de Cercetare – Dezvoltare în Sudură și Încercări de Materiale, pentru ajutorul competent și susținerea constantă pe parcursul perioadei de doctorat.

De asemenea, doresc să mulțumesc tuturor colegilor și prietenilor care mi-au fost alături, m-au ajutat și m-au susținut în acești trei ani ai stagiului doctoral.

Nu în ultimul rând, îmi manifest dragostea și recunoștința față de familia mea, care nu a conținut să-mi acorde atât sprijin moral și spiritual, cât și răbdare și înțelegere, ori de câte ori a fost nevoie.

Timișoara, Aprilie 2015

Sergiu-Valentin Galațanu

Familiei mele, cu multă recunoștință.

Teza de doctorat a fost realizată cu sprijin parțial din grantul strategic POSDRU/159/1.5/S/137070 (2014) al Ministerului Educației Naționale, România, co-finanțat de Fondul Social European - Investește în oameni în cadrul Programului Operațional Sectorial Dezvoltarea Resurselor Umane 2007-2013.

GALAȚANU, Sergiu-Valentin

**Cercetări asupra concentratorilor de tensiune la recipientele sub presiune**

Teze de doctorat ale UPT, Seria S9, Nr. 162, Editura Politehnica, 2015, 124 pagini, 135 figuri, 14 tabele.

ISSN: 1842-4937

ISBN: 978-606-554-947-0

Cuvinte cheie: concentratorilor de tensiune, recipiente sub presiune, sudură, elemente finite, încercări mecanice.

Rezumat,

Exploatarea la temperaturi și presiuni ridicate a recipientelor sub presiune duc la afectarea stării de tensiune și deformație, a acestora, ca urmare a mai multor factori, dar cel mai important este efectul de concentrare al tensiunilor. Pentru acesta este necesar un studiu al concentrării tensiunilor. Acesta se poate realiza prin metode experimentale folosind mașini de încercat atât statice cât și dinamice precum și metode de modelare cu elemente finite, programul ABAQUS fiind unul dintre cele mai folosite la modelarea recipientelor sub presiune.

Studiul efectului de concentrare al tensiunilor pentru recipiente sub presiune este un domeniu foarte important, actual și de interes crescut în cercetarea științifică, datorită importanței sale sub aspectul siguranței în exploatare și implicațiilor ce le pot avea în urma accidentelor produse în caz de avarie.

# CUPRINS

|                              |          |
|------------------------------|----------|
| <b>LISTA DE TABELE .....</b> | <b>7</b> |
| <b>LISTA DE FIGURI .....</b> | <b>8</b> |

|   |           |
|---|-----------|
| <b>1. IMPORTANȚA ȘI ACTUALITATEA TEMEI DE CERCETARE INTITULATĂ<br/>"CERCETĂRI ASUPRA CONCENTRATORILOR DE TENSIUNE LA RECIPIENTELE<br/>SUB PRESIUNE" .....</b> | <b>13</b> |
|---|-----------|

|   |           |
|---|-----------|
| <b>2. STADIUL ACTUAL AL CERCETĂRILOR PRIVIND STUDIUL<br/>CONCENTRATORILOR DE TENSIUNE LA RECIPIENTELE SUB PRESIUNE ....</b> | <b>15</b> |
|---|-----------|

|  |    |
|--|----|
| 2.1. Aspecte generale privind problematica recipientelor sub presiune .....                | 15 |
| 2.1.1. Introducere .....   | 15 |
| 2.1.2. Elemente generale privind recipientele sub presiune .....                           | 16 |
| 2.1.3. Elemente constructive ale recipientelor sub presiune .....                          | 18 |
| 2.1.4. Materiale folosite în construcția recipientelor sub presiune .....                  | 22 |
| 2.2. Aspecte generale privind fenomenul de concentrare al tensiunilor.....                 | 24 |
| 2.3. Concentratori de tensiune pentru recipiente sub presiune .....                        | 29 |
| 2.3.1. Cilindru cu presiune interioară .....   | 30 |
| 2.3.2. Cilindrul presurizat cu un concentrator de tensiune de tip gaură circulară<br>..... | 31 |
| 2.3.3. Recipient sub presiune cu pereți în trepte cu raze de racordare.....                | 32 |
| 2.3.4. Îmbinări sudate .....   | 34 |
| 2.3.5. Concluzii .....   | 35 |

|   |           |
|---|-----------|
| <b>3. CERCETĂRI EXPERIMENTALE ASUPRA PROPRIETĂȚILOR ELASTICE ȘI<br/>MECANICE CARE INFLUENȚEAZĂ FENOMENUL DE CONCENTRARE AL<br/>TENSIUNILOR LA RECIPIENTELE SUB PRESIUNE .....</b> | <b>36</b> |
|---|-----------|

|  |    |
|--|----|
| 3.1. Programul experimental pentru testarea îmbinărilor sudate la tablele din oțel<br>marca P355NH .....                                   | 36 |
| 3.2. Determinarea direcției de laminare .....  | 38 |
| 3.3. Determinarea compoziției chimice .....  | 39 |
| 3.4. Realizarea îmbinării sudate .....   | 40 |
| 3.5. Debitarea plăcii în vederea realizării epruvetelor .....  | 44 |
| 3.6. Metoda simulatoarelor de cicluri termice.....   | 46 |
| 3.7. Examinarea micro/macroscopică .....   | 49 |
| 3.7.1. Procedura experimentală .....   | 49 |
| 3.7.2. Rezultate și concluzii .....  | 52 |
| 3.8. Determinarea de durități HV10.....  | 52 |
| 3.8.1. Procedura experimentală .....   | 52 |
| 3.8.2. Rezultate și concluzii .....  | 55 |
| 3.9. Determinarea caracteristicilor de tracțiune .....   | 57 |
| 3.9.1. Determinarea caracteristicilor de tracțiune la temperatură ambiantă<br>pentru epruvete din material de bază, oțel marca P355NH..... | 57 |
| 3.9.1.1. Procedura experimentală .....   | 57 |
| 3.9.1.2. Rezultate și concluzii.....   | 59 |
| 3.9.2. Determinarea caracteristicilor de tracțiune la temperatură ambiantă<br>pentru îmbinarea sudată cap la cap .....                     | 60 |
| 3.9.2.1. Procedura experimentală .....   | 60 |
| 3.9.2.2. Rezultate și concluzii.....   | 61 |

## 6 Cuprins

---

|   |            |
|---|------------|
| 3.10. Determinarea energiei de rupere la încercarea de încovoiere prin șoc /<br>Determinarea tenacității la rupere.....                                     | 62         |
| 3.10.1. Procedura experimentală.....  | 62         |
| 3.10.2. Rezultate și concluzii .....  | 64         |
| 3.11. Evaluarea ductilității și imperfecțiunilor în zonele îmbinării sudate prin îndoiri<br>laterale.....   | 68         |
| 3.11.1. Procedura experimentală.....  | 68         |
| 3.11.2. Rezultate și concluzii .....  | 70         |
| 3.12. Determinarea modului de elasticitate longitudinal utilizând metoda excitării<br>prin impuls.....  | 70         |
| 3.12.1. Procedura experimentală.....  | 70         |
| 3.12.2. Rezultate și concluzii .....  | 73         |
| <b>4. CERCETĂRI TEORETICE PRIVIND STUDIUL CONCENTRATORILOR DE<br/>TENSIUNE LA RECIPIENTELE SUB PRESIUNE .....</b>   | <b>75</b>  |
| 4.1. Considerații generale privind calcul stării de tensiune și deformație din<br>elementele recipientelor sub presiune.....                                | 75         |
| 4.2. Studiul limitelor de aplicare a metodelor analitice și numerice pentru plăci de<br>grosime mică utilizate la capacele recipientelor sub presiune ..... | 75         |
| 4.2.1. Calculul analitic al stării de tensiune și deformație pentru plăcile de<br>grosime mică rigide .....   | 78         |
| 4.2.2. Analiza numerică a stării de tensiune și deformație pentru plăcile de<br>grosime mică rigide .....   | 82         |
| 4.2.3 Rezultate și discuții .....   | 83         |
| 4.2.5. Concluzii .....  | 93         |
| 4.3. Studiul influenței găurilor multiple asupra coeficientului teoretic de concentrare<br>a tensiunilor în cazul recipientelor sub presiune .....          | 94         |
| 4.3.1 Introducere .....   | 94         |
| 4.3.2. Selectarea și validarea modelului de calcul pentru tensiunea normală<br>maximă la vasele cilindrice cu găuri.....                                    | 95         |
| 4.3.3. Cazuri analizate pentru studiul coeficientului de concentrare<br>al tensiunilor.....   | 96         |
| 4.3.4. Rezultate și concluzii .....   | 98         |
| 4.4. Determinarea factorului de intensitate al tensiunii pentru un recipient sub<br>presiune cu două găuri dispuse longitudinal .....                       | 102        |
| 4.4.1 Modelul de calcul .....   | 102        |
| 4.4.2. Rezultate și concluzii .....   | 107        |
| <b>5. CONCLUZII ȘI CONTRIBUȚII PERSONALE .....</b>  | <b>109</b> |
| <b>6. BIBLIOGRAFIE .....</b>  | <b>114</b> |

## LISTA DE TABELE

|   |    |
|---|----|
| Tabelul 2.1. Clasificarea recipientelor care lucrează sub presiune .....  | 17 |
| Tabelul 2.2. Influența elementelor de aliere asupra proprietăților oțelurilor<br>[Aldea (1972)].....  | 23 |
| Tabelul 3.1. Compoziția chimică pentru oțelul marca P355NH .....  | 39 |
| Tabelul 3.2. Parametrii de sudare .....   | 43 |
| Tabelul 3.3. - Valorile încercărilor de duritate Vickers HV10 pentru epruvetele<br>simulate cu cicluri termice cu și fără tratament post-simulare ..... | 53 |
| Tabelul 3.4. - Valorile încercărilor de duritate Vickers HV10 pentru proba sudată cap<br>la cap cu materialul de adaos: Mn3Ni1CrMo .....                | 54 |
| Tabelul 3.5. - Valuarea estimatorului de durificare locală $\Delta HV10$ între zonele<br>caracteristice. ....   | 55 |
| Tabelul 3.6. Principalele caracteristici ale mașinii universale de încercat<br>w+b LFV-100 HH.....  | 58 |
| Tabelul 3.7. Caracteristicile mecanice determinate experimental pentru<br>oțelul P355NH.....  | 60 |
| Tabelul 3.8 Forța maximă la tracțiune pentru îmbinarea sudată .....   | 61 |
| Tabelul 3.9. Energia de rupere pentru zonele caracteristice .....   | 64 |
| Tabelul 3.10. Tenacitatea la rupere pentru zonele caracteristice .....  | 64 |
| Tabelul 3.11. Dimensiuni măsurate .....   | 69 |
| Tabelul 3.12. Proprietățile elastice pentru epruvetele paralelipedice .....   | 73 |

## LISTA DE FIGURI

|   |    |
|---|----|
| Fig. 2.1. Recipient sub presiune de 69 MPa din 1919, învelit cu oțel de înaltă tracțiune lamelat și tije de oțel pentru a asigura capacele de capăt [http://en.wikipedia.org/wiki/Pressure_vessel]..... | 15 |
| Fig. 2.2 Recipientul sub presiune John Thompson care a cedat [http://www.twi-global.com/news-events/case-studies/john-thompson-pressure-vessel-183/] .....  | 16 |
| Fig. 2.3. Recipient sub presiune cilindric cu fund sferic [http://www.pressurevessel.propacktechnologies.com/] .....  | 18 |
| Fig. 2.4. Recipient sub presiune cilindric cu fund conic .....  | 18 |
| Fig. 2.5. Recipient sub presiune sferic [http://3d-labs.com/Pressure%20vessel%20e-book-Types.html] .....  | 18 |
| Fig. 2.6. Exemple de funduri [Aldea, (1972)].....   | 19 |
| Fig. 2.7. Coeficientul de formă pentru funduri [Aldea, (1972)] .....  | 20 |
| Fig. 2.8. Coeficientului de concentrare $\sigma_k$ , [Traicu, (2007)] .....   | 21 |
| Fig. 2.9. Distribuția tensiunilor într-o placă cu un concentrator de tip gaură circulară .....  | 25 |
| Fig. 2.10. Variația coeficientului de concentrare teoretic net $K_{tnr}$ , respectiv global $K_{tgr}$ , pentru concentratorul de tip gaură circulară [Peterson, (1974)].....                            | 26 |
| Fig. 2.11. Tensiunile elastice în vecinătatea vârfului fisurii [Negru, (2009)] .....  | 27 |
| Fig. 2.12 Coeficientul de concentrare al tensiunilor pentru un recipient cu presiune interioară (bazat pe soluția Lamé [Pikey, (1994)]) .....   | 31 |
| Fig. 2.13. Coeficientul de concentrare al tensiunii $K_t$ pentru un cilindru gros cu o gaură circulară în peretele cilindrului [Gerdeen (1972)] .....   | 32 |
| Fig. 2.14. Coeficientul de concentrare al tensiunii $K_t$ pentru un recipient sub presiune cu pereți în trepte cu raze de racordare $R/H = 10$ [(Griffin and Thurman (1967)].....                       | 33 |
| Fig. 2.15. Elementele unei îmbinări sudate (1 – sudură, 2 – zonă influențată termic, 3 – materialul de bază) .....  | 34 |
|   |    |
| Fig. 3.1. Schema logică a programului experimental utilizat în testarea zonelor influențate termic la îmbinarea plăcilor (tablelor) din oțel marca P355NH ...   | 37 |
| Fig. 3.2. Pregătirea suprafețelor utilizând polizorul unghiular cu hârtie abrazivă ...  | 38 |
| Fig. 3.3. Tipuri de hârtie abrazivă folosită pentru pregătirea suprafețelor .....   | 38 |
| Fig. 3.4. Replici metalografice aplicate pe direcția X și Y, ale plăcii din oțel marca P355NH. ....   | 38 |
| Fig. 3.5. Instalația de depunere în vid: B30.1 95.25 .....  | 38 |
| Fig. 3.6. Imagine microscopică de pe direcția y.....  | 39 |
| Fig. 3.7 Instalație de tăiere cu jet de apă Streamline SLV OEM 30HP .....   | 40 |
| Fig. 3.8. Desen de execuție rost de sudare în X .....   | 41 |
| Fig. 3.9. Imagine rost de sudare în X.....  | 41 |
| Fig. 3.10. Instalația de sudare MIG/MAG Fronis TransPlus Synergic 5000.....   | 41 |
| Fig. 3.11. Schița principiului de sudare MIG/MAG [Fronius] .....  | 42 |
| Fig. 3.12. Ordinea depunerii rândurilor de sudură .....   | 42 |
| Fig. 3.13. Placă sudată – vedere față.....  | 43 |
| Fig. 3.14. Placă sudată – vedere spate .....  | 43 |
| Fig. 3.15. Nivele de testare pentru îmbinări sudate cap la cap [ISO 17640:2010] ..  | 44 |
| Fig. 3.16. Tăierea cu jet de apă a plăcii din oțel marca P355NH .....   | 45 |
| Fig. 3.17. Placa din oțel marca P355NH tăiată cu jet de apă .....   | 45 |



|  |    |
|--|----|
| Fig. 3.18. Schița de debitare a epruvetelor de pe placă.....   | 46 |
| Fig. 3.19. Simulator de sudură Smitweld LS 14o2 .....  | 47 |
| Fig. 3.20. Ciclul termic de la simulare (a) și suprapunerea ciclului de<br>tratament TD (b) .....  | 47 |
| Fig. 3.21. Tip de probă pentru simulator. Epruvetă prismatică (Reziliență) .....   | 48 |
| Fig. 3.22. Probă din îmbinarea sudată cap la cap [Atac nital 10%] .....  | 50 |
| Fig. 3.23. Epruvetă simulată cu cicluri termice fără tratament post simulare<br>[Atac nital 10%] .....   | 50 |
| Fig. 3.24. Epruvetă simulată cu cicluri termice cu tratament post simulare<br>[Atac nital 10%] .....   | 50 |
| Fig. 3.25. Examinarea microscopică a îmbinării sudate cap la cap, în MB<br>[Atac Nital 2%, 100X] .....   | 50 |
| Fig. 3.26. Examinarea microscopică a îmbinării sudate cap la cap, în ZIT<br>[Atac Nital 2%, 100X] .....  | 50 |
| Fig. 3.27. Examinarea microscopică a îmbinării sudate cap la cap, în SUD<br>[Atac Nital 2%, 100X] .....  | 51 |
| Fig. 3.28. Examinarea microscopică a probei simulate cu cicluri termice fără<br>tratament post-simulare, în ZITS [Atac Nital 2%, 100X] .....   | 51 |
| Fig. 3.29. Examinarea microscopică a probei simulate cu cicluri termice fără<br>tratament post-simulare, în ZITS [Atac Nital 2%, 500X] .....   | 51 |
| Fig. 3.30. Examinarea microscopică a probei simulate cu cicluri termice cu tratament<br>post-simulare, în ZITS [Atac Nital 2%, 100X] .....   | 52 |
| Fig. 3.31. Examinarea microscopică a probei simulate cu cicluri termice cu tratament<br>post-simulare, în ZITS [Atac Nital 2%, 500X] .....   | 52 |
| Fig. 3.32. Imagine macroscopică cu urmele din zonele caracteristice îmbinării<br>sudate, după realizarea încercării de duritate HV10 .....   | 54 |
| Fig. 3.33. Variația estimatorului de durificare locală $\Delta HV10$ în funcție de zonele<br>caracteristice .....  | 56 |
| Fig. 3.34. Variația durității HV10 funcție de zonele caracteristice.....   | 56 |
| Fig. 3.35. Mașina universală de încercat la tracțiune-compresiune model<br>w+b LFV-100 HH .....  | 57 |
| Fig. 3.36. Dispozitiv pentru prinderea probei de tracțiune statică .....   | 58 |
| Fig. 3.37. Schiță epruvetă cu capete filetate pentru încercări de tracțiune statică ..   | 58 |
| Fig. 3.38. Curbele caracteristice obținute în urma încercării la tracțiune statică a<br>oțelului P355NH.....   | 59 |
| Fig. 3.39. Curbele Forță/Deplasare pentru oțelului P355NH .....  | 59 |
| Fig. 3.40 Pulsator 1000 KN .....   | 60 |
| Fig. 3.41. Epruvete plate pentru încercarea de tracțiune .....   | 61 |
| Fig. 3.42 Imagine epruvete după încercarea de tracțiune .....  | 61 |
| Fig. 3.43. Probe utilizate la simularea cu cicluri termice .....   | 62 |
| Fig. 3.44. Simularea cu cicluri termice a unei epruvete .....  | 63 |
| Fig. 3.45. Ciocan pendul tip Charpy PSW30 .....  | 63 |
| Fig. 3.46. Energia de rupere pentru epruvetele prelevate din îmbinarea sudată ...  | 65 |
| Fig. 3.47. Tenacitatea la rupere pentru epruvetele prelevate din<br>îmbinarea sudată.....  | 65 |
| Fig. 3.48. Energia de rupere pentru epruvetele simulate cu cicluri termice .....   | 66 |
| Fig. 3.49. Tenacitatea la rupere pentru epruvetele simulate cu cicluri termice.....  | 66 |
| Fig. 3.50. Valoarea medie a energia de rupere pentru epruvetele din zona<br>influențată termic (ZIT) și pentru epruvetele simulate cu cicluri termice cu<br>tratament post-simulare (ZITS+T) ..... | 67 |

|   |    |
|---|----|
| Fig. 3.51. Valoarea medie a tenacității la rupere pentru epruvetele din zona influențată termic (ZIT) și pentru epruvetele simulate cu cicluri termice cu tratament post-simulare (ZITS+T)..... | 67 |
| Fig. 3.52. Epruvetă cu sudură cap la cap pentru încercarea la îndoire transversală laterală (SBB) (SR EN ISO 5173:2010).....  | 68 |
| Fig. 3.53. Epruvete prelevate din îmbinarea cap la cap .....  | 68 |
| Fig. 3.54. Încercarea de îndoire transversală laterală .....  | 69 |
| Fig. 3.55. Imagini ale epruvetelor supuse la îndoire transversală laterală .....  | 70 |
| Fig. 3.56. Principiul de lucru [RFDA MF basic MANUAL] .....   | 71 |
| Fig. 3.57. Stand experimental .....   | 72 |
| Fig. 3.58. $E_{med}$ pentru zonele îmbinării .....  | 74 |
| <br>  |    |
| Fig. 4.1. Capac de rezervor sub acțiunea forței interioare p .....  | 78 |
| Fig. 4.2. Schema de calcul și reprezentarea razei curente r .....   | 78 |
| Fig. 4.3. Diagrama momentelor încovoietoare .....   | 79 |
| Fig. 4.4. Modelul de calcul.....  | 80 |
| Fig. 4.5. Starea de tensiune în placă .....   | 81 |
| Fig. 4.6. Model 2D folosit pentru simulare în Abaqus .....  | 82 |
| Fig. 4.7. Modul de discretizare folosit .....   | 82 |
| Fig. 4.8. Tensiunea normală circumferențială pentru punctul A .....   | 83 |
| Fig. 4.8.1. Tensiunea normală circumferențială pentru punctul A - Zona 1 .....  | 83 |
| Fig. 4.8.2. Tensiunea normală circumferențială pentru punctul A - Zona 2 .....  | 83 |
| Fig. 4.8.3. Tensiunea normală circumferențială pentru punctul A - Zona 3 .....  | 84 |
| Fig. 4.8.4. Tensiunea normală circumferențială pentru punctul A - Zona 4 .....  | 84 |
| Fig. 4.9. Tensiunea normală radială pentru punctul A .....  | 85 |
| Fig. 4.9.1. Tensiunea normală radială pentru punctul A - Zona 1 .....   | 85 |
| Fig. 4.9.2. Tensiunea normală radială pentru punctul A - Zona 2 .....   | 85 |
| Fig. 4.9.3. Tensiunea normală radială pentru punctul A - Zona 3 .....   | 86 |
| Fig. 4.9.4. Tensiunea normală radială pentru punctul A - Zona 4 .....   | 86 |
| Fig. 4.10. Tensiunea normală circumferențială pentru punctul B .....  | 86 |
| Fig. 4.11. Tensiunea normală radială pentru punctul B .....   | 87 |
| Fig. 4.12. Tensiunea normală circumferențială pentru punctul C .....  | 87 |
| Fig. 4.12.1. Tensiunea normală circumferențială pentru punctul C - Zona 1 .....   | 88 |
| Fig. 4.12.2. Tensiunea normală circumferențială pentru punctul C - Zona 2 .....   | 88 |
| Fig. 4.12.3. Tensiunea normală circumferențială pentru punctul C - Zona 3 .....   | 88 |
| Fig. 4.12.4. Tensiunea normală circumferențială pentru punctul C - Zona 4 .....   | 88 |
| Fig. 4.13. Tensiunea normală radială pentru punctul C .....   | 89 |
| Fig. 4.13.1. Tensiunea normală radială pentru punctul C - Zona 1 .....  | 89 |
| Fig. 4.13.2. Tensiunea normală radială pentru punctul C - Zona 2 .....  | 89 |
| Fig. 4.13.3. Tensiunea normală radială pentru punctul C - Zona 3 .....  | 90 |
| Fig. 4.13.4. Tensiunea normală radială pentru punctul C - Zona 4 .....  | 90 |
| Fig. 4.14. Tensiunea normală circumferențială pentru punctul D .....  | 90 |
| Fig. 4.14.1. Tensiunea normală circumferențială pentru punctul C - Zona 1 .....   | 91 |
| Fig. 4.14.2. Tensiunea normală circumferențială pentru punctul C - Zona 2 .....   | 91 |
| Fig. 4.14.3. Tensiunea normală circumferențială pentru punctul C - Zona 3 .....   | 91 |
| Fig. 4.14.4. Tensiunea normală circumferențială pentru punctul C - Zona 4 .....   | 91 |
| Fig. 4.15. Tensiunea normală radială pentru punctul D .....   | 91 |
| Fig. 4.15.1. Tensiunea normală radială pentru punctul D - Zona 1 .....  | 92 |
| Fig. 4.15.2. Tensiunea normală radială pentru punctul D - Zona 2 .....  | 92 |
| Fig. 4.15.3. Tensiunea normală radială pentru punctul D - Zona 3 .....  | 92 |
| Fig. 4.15.4. Tensiunea normală radială pentru punctul D - Zona 4 .....  | 92 |

---

|  |     |
|--|-----|
| Fig. 4.16. Săgeata în funcție de raportul $h/D$ .....  | 93  |
| Fig. 4.17. Secțiune longitudinală pentru modelul fizic .....   | 95  |
| Fig. 4.18. Modelul de calcul discretizat.....  | 96  |
| Fig. 4.19. Cazul 1 și Cazul 3 analizat .....   | 97  |
| Fig. 4.20. Cazul 2 analizat.....   | 97  |
| Fig. 4.21. Cazul 1 – atunci când variază distanța dintre două găuri succesive, $m$ , dispuse longitudinal .....                              | 98  |
| Fig. 4.22. Distribuția tensiunilor în modelul de calcul pentru Cazul 1 ( $m/r=0.4$ ) ...   | 99  |
| Fig. 4.23. Cazul 2 – atunci când variază distanța dintre trei găuri succesive, $m$ , dispuse longitudinal .....                              | 99  |
| Fig. 4.24. Distribuția tensiunilor în modelul de calcul pentru Cazul 2 ( $m/r=0.4$ )   | 100 |
| Fig. 4.25. Cazul 3 – atunci când variază raza, $r$ , a două găuri dispuse longitudinal și se păstrează constantă distanța dintre găuri ..... | 101 |
| Fig. 4.26. Distribuția tensiunilor în modelul de calcul pentru Cazul 3 ( $m/r=10$ ) .  | 101 |
| Fig. 4.27. Model propus .....  | 102 |
| Fig. 4.28. Schiță model 2D.....  | 103 |
| Fig. 4.29. Realizarea găurilor în modelul extrudat .....   | 103 |
| Fig. 4.30. Aplicarea condiției de simetrie pe modelul analizat.....  | 104 |
| Fig. 4.31. Condițiile de simetrie și încărcările modelului .....   | 104 |
| Fig. 4.32. Imagine a recipientului discretizat, vedere spre interior .....   | 105 |
| Fig. 4.33. Imagine a recipientului discretizat, vedere spre exterior .....   | 105 |
| Fig. 4.34. Imagine cu frontul fisurii pentru o lungime a fisurii de 5 mm.....  | 106 |
| Fig. 4.35 Imagine cu direcția de propagare a fisurii cu lungimea de 5 mm.....  | 106 |
| Fig. 4.36. Aplicarea condiției de simetrie în zona de propagare a fisurii de lungime 5 mm.....   | 107 |
| Fig. 4.37. Variația tensiunii echivalente von Mises pentru recipientul analizat, având lungimea fisurii de 30 mm .....                       | 107 |
| Fig. 4.38 Variația factorului de intensitate al tensiunilor funcție de lungimea fisurii .....  | 108 |



# **1. IMPORTANȚA ȘI ACTUALITATEA TEMEI DE CERCETARE INTITULATĂ "CERCETĂRI ASUPRA CONCENTRATORILOR DE TENSIUNE LA RECIPIENTE SUB PRESIUNE"**

Un recipient sub presiune este un recipient închis, proiectat pentru a depozita gaze sau lichide la o presiune diferită substanțial față de presiune mediului ambiant.

În istoria dezvoltării și funcționării recipientelor sub presiune au avut loc accidente mortale datorită diferenței de presiune. În consecință, proiectarea, construcția, exploatarea, repararea și verificarea recipientelor care lucrează la presiuni mai mari decât 0,07 MPa sunt supuse unor instrucțiuni obligatorii cuprinse în prescripțiile tehnice C4-83 și se află sub controlul Inspectoratului de Stat pentru Cazane, Recipiente sub presiune și Instalații de Ridicat (ISCIR) [*Directiva 97/23/CE*]. Din aceste motive, definiția unui recipient sub presiune variază de la țară la alta, dar implică parametri, cum ar fi presiunea maximă de funcționare în condiții de siguranță și temperatură, și sunt proiectate cu un factor de siguranță, toleranță la coroziune, temperatura minimă de proiectare (pentru rupere fragilă), și include controlul nedistructiv, cum ar fi: controlul cu ultrasunete, radiografie, și teste de presiune, care implică de obicei apă, acesta fiind cunoscut ca test de probă hidraulic, dar ar putea implica de asemenea testarea cu aer sau un alt gaz.

Recipientele sub presiune sunt folosite într-o varietate de aplicații, atât în industrie cât și în sectorul privat. Le găsim în aceste sectoare atât sub forma unor receptoare de aer comprimat cât și de rezervoare interne pentru depozitarea apei calde. Alte exemple de vase sub presiune sunt cilindrii pentru scufundări, camere de recompresie, turnuri de distilare, autoclave, vase folosite în operațiunile miniere, rafinării de petrol și uzine petrochimice, recipiente pentru reactoare nucleare, submarine și habitatele navelor spațiale, rezervoare pneumatice și hidraulice sub presiune, rezervoarele de frânare cu aer a vehiculelor feroviare, rezervoarele de frânare cu aer a vehiculelor rutiere, precum și vase de stocare pentru gaze lichefiate, cum ar fi amoniac, clor, propan, butan și GPL.

Datorită varietății de aplicații în care sunt utilizate, recipientele sub presiune fac parte dintr-un domeniu foarte important, actual și de interes crescut, în cercetarea științifică.

Exploatarea la temperaturi și presiuni ridicate a recipientelor sub presiune duce la afectarea stării de tensiune și deformație a acestora, ca urmare a mai multor factori, dar cel mai important este efectul de concentrare al tensiunilor. Pentru acesta este necesar un studiu al concentrării tensiunilor. Acesta se poate realiza prin metode experimentale folosind mașini de încercat atât statice cât și dinamice precum și metode de modelare cu elemente finite, programul ABAQUS fiind unul dintre cele mai folosite la modelarea recipientelor sub presiune.

Conform *Directivei 97/23/CE* recipientele sub presiune trebuie să îndeplinească anumite cerințe tehnice în funcție de creșterea potențialului de pericol.

Pentru a stabili rezistența recipientului sub presiune, trebuie să fie efectuate calcule de proiectare adecvate [Inspekția de Stat pentru Controlul Cazanelor, (2003)].

Studiul efectului de concentrare al tensiunilor pentru recipiente sub presiune este un domeniu foarte important, actual și de interes crescut în cercetarea științifică, datorită importanței sale sub aspectul siguranței în exploatare și implicațiilor ce survin în urma accidentelor produse în caz de avarie.

Aproape inevitabil, în oricare componentă din structurile ingineresti, tensiunile variază de la un punct la altul, cedările producându-se în zonele unde tensiunile sunt relativ mari. Condițiile care pot determina o creștere a nivelului tensiunii într-un punct sunt foarte variate [Negru, (2009); Boresi, (1993)]:

- modificările bruște de secțiune, de exemplu cele produse în secțiunea unei bare de prezența unei găuri sau în secțiunea unui arbore de prezența unui canal de pană;
- tensiunile de contact în punctele de aplicare a forțelor exterioare, de exemplu la contactul dintre dinții a două roți aflate în angrenare, la contactul roată-șină sau la contactul dintre bilele de rulment și căile de rulare;
- defecte de material, de exemplu incluziunile nemetalice dintr-un oțel, sau variațiile de rezistență și rigiditate ale constituenților structurali;
- tensiunile reziduale dintr-o piesă, rezultatul unor prelucrări mecanice (extrudare, laminare, forjare, turnare), al tratamentelor termice aplicate piesei sau al operațiilor tehnologice de sudare;
- fisurile existente într-o structură, din diverse cauze (oboseală, sudare, prelucrare prin așchiere);
- interfața dintre două materiale, de exemplu în cazul îmbinărilor lipite caracteristicile mecanice diferite ale adezivului și aderenților conduc la o concentrare locală a tensiunilor.

Toate aceste condiții, care produc valori și distribuții ale tensiunilor și deformațiilor specifice diferite în mod esențial de cele calculate cu formulele simple ale rezistenței materialelor, sunt denumite concentratori de tensiune sau discontinuități.

Dintre acestea un loc tot mai important îl ocupă îmbinările sudate. Îmbinările sudate reprezintă factori importanți de concentrare a tensiunilor atât din punct de vedere constructiv precum și din punct de vedere al proprietăților materialului de bază și a materialului de adaos, care datorită temperaturilor înalte și a zonelor de tranziție pot prezenta modificări importante cum ar fi apariția zonelor cu fragilitate ridicată, defecte de structură, micro-fisuri, etc.

Se constată pe plan mondial că noile tehnologii de fabricație utilizează tot mai mult îmbinările sudate în realizarea recipientelor sub presiune. Acest lucru a devenit posibil datorită tehnologiilor de control nedistructiv integrat în procesul tehnologic de fabricație. Cu toate acestea îmbinările sudate reprezintă un factor important de concentrare al tensiunilor atât prin forma constructivă cât și prin modificările ce apar la nivelul proprietăților de material datorită zonei influențate termic.

Datorită acestor considerente există în momentul de față un interes crescut din partea proiectanților și producătorilor din industrie privind eliminarea riscurilor în exploatare pentru zonele îmbinate prin sudură.

## 2. STADIUL ACTUAL AL CERCETĂRILOR PRIVIND STUDIUL CONCENTRATORILOR DE TENSIUNE LA RECIPIENTELE SUB PRESIUNE

### 2.1. Aspecte generale privind problematica recipientelor sub presiune

#### 2.1.1. Introducere

Prin „recipiente metalice stabile sub presiune” denumite în continuare „recipiente sub presiune” sau „recipiente” se înțeleg recipientele sub presiune instalate pe fundații sau alte reazeme fixe. Se asimilează cu recipientele stabile și recipientele sub presiune fixate pe platforme deplasabile sau pe sisteme mobile proprii [Directiva 97/23/CE].

Recipientele sub presiune mari au fost inventate în timpul revoluției industriale (în per. 1750-1850), în Marea Britanie ca și cazane de abur, cu scopul de a pune în funcțiune motoarele cu aburi.

În Fig. 2.1. este prezentat un rezervor de combustibil de înaltă presiune timpuriu pentru stocarea gazelor inflamabile.

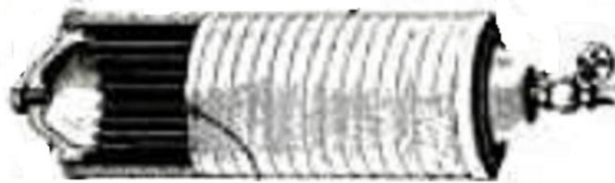


Fig. 2.1 Recipient sub presiune de 69 MPa din 1919, învelit cu oțel de înaltă tracțiune lamelat și tije de oțel pentru a asigura capacele de capăt [W2]

La 13 iunie 1858, Pennsylvania, care era un vapor cu aburi cu roți laterale, a suferit o explozie a cazanului în râul Mississippi și ca urmare a acesteia s-a scufundat la Ship Island aproape Memphis, Tennessee. Din cei 450 pasageri aflați la bord mai mult de 250 au murit, inclusiv Henry Clemens, fratele mai mic al autorului Mark Twain.

SS Ada Hancock, era un vapor mic cu aburi utilizat pentru a transfera pasageri și mărfuri către și de la vapoare mari de coastă care opreau în San Pedro Harbor la începutul anilor 1860. Cazanele acestui vapor au explodat violent în San Pedro Bay, portul din Los Angeles, în apropiere de Wilmington, California, pe 27 aprilie 1863. În urma exploziei au fost ucise douăzeci și șase de persoane și au fost rănite multe alte persoane din cele cincizeci și trei aflate la bord.

În 22 decembrie 1965, un recipient sub presiune fabricat de John Thompson, a cedat în urma unui test de probă hidraulic la 10°C. Recipientul avea lungimea de 18.2 m, grosimea peretelui de 150 mm și era confecționat din Cr-Mo-V.

Cedarea s-a realizat datorită ruperii fragile inițiate de la defecte pre-existente. Cauza a fost datorată tenacității scăzute și a tensiunilor remanente din cauza unor tratamente termice inadecvate. Accidentul a fost minor, pierderile fiind numai de natură financiară [W1].



Fig. 2.2 Recipientul sub presiune John Thompson care a cedat [W1]

Datorită exploziilor fatale și a cedărilor ce au avut loc de-a lungul istoriei au apărut standardele de testare și proiectare și un sistem de certificare.

### **2.1.2. Elemente generale privind recipientele sub presiune**

Recipientele sub presiune sunt învelișuri care pot conține un fluid (abur, apă fierbinte la peste 100°C, vapori, gaze diferite) la o presiune mai mare decât presiunea atmosferică, în condiții sigure de rezistență și etanșeitate [Palade, (2000)].

În recipientele propriu-zise au loc fie operații fizice (amestecare, transfer termic sau transfer de substanță, separarea amestecurilor în fazele componente etc.), fie operații fizice însoțite sau urmate de reacții chimice. În acest al doilea caz utilajul este denumit și reactor chimic.

În general, recipientele lucrează nu numai la presiuni foarte diferite ci și la temperaturi foarte variate, de la temperaturi foarte scăzute (recipiente pentru depozitarea și transportul gazelor lichefiate) până la temperaturi ridicate. În numeroase cazuri, acestea lucrează și în condiții de coroziune [Palade, (2000)].

Clasificarea recipientelor care lucrează sub presiune se poate face după mai multe criterii. Conform prescripțiilor oficiale, [Aldea, (1972)], recipientele sunt clasificate după temperatura și presiunea la care lucrează în cinci categorii (Tabelul 2.1).



Tabelul 2.1. Clasificarea recipientelor care lucrează sub presiune

| Categoria recipientului | Presiunea nominala admisa [MPa] | Temperatura nominala admisa pentru perete [°C] | Materiale admise   |
|-------------------------|---------------------------------|--|--|
| I                       | Până la 83                      | Până la 750                                    | Oțeluri aliate   |
| II                      | Până la 83                      | Până la 550                                    | Oțeluri aliate   |
| III                     | Până la 83                      | Până la 475                                    | Oțeluri-carbon de calitate pentru cazane de abur   |
| IV                      | Până la 5                       | Până la 350                                    | Oțeluri-carbon de calitate pentru cazane de abur<br>Oțeluri-carbon cu prescripții de calitate sau oțeluri sudabile pentru construcții sudate |
| V                       | Până la 1,5                     | Până la 200                                    | Oțeluri-carbon cu prescripții de calitate sau oțeluri sudabile pentru construcții sudate<br>Idem, fără prescripții de calitate               |

În funcție de grosimea peretelui, recipientele sub presiune se pot clasifica după cum urmează, [[Palade, (2000), Traicu (2007)]:

- Recipiente sub presiune cu pereți subțiri, atunci când:

$$\frac{D_e}{D_i} < 1,2 \quad (2.1)$$

- Recipiente sub presiune cu pereți groși, atunci când:

$$\frac{D_e}{D_i} > 1,2 \quad (2.2)$$

unde:  $D_e$  - este diametrul exterior al recipientului sub presiune,

$D_i$  - este diametrul interior al recipientului sub presiune.

În funcție de necesitatea lor din industrie, [[Palade (2000), Traicu (2007)], tipurile constructive de recipiente sub presiune, se pot clasifica astfel: după forma corpului recipientului (cilindrice, sferice), după forma capacelor sau a fundurilor recipientelor (eliptice, sferice, conice), după modul de rezemare (lateral sau pe fund), după modul de încălzire (cu manta sau serpentină) etc. In Fig. 2.3., Fig. 2.4., Fig. 2.5. sunt prezentate câteva tipuri constructive de recipiente sub presiune.

De asemenea din categoria recipientelor sub presiune fac parte și: coloanele (de distilare, de rectificare, de absorbție), aparatele aferente acestora (scrubere, tunuri), precum și aparatele tubulare (schimbătoare de căldura).

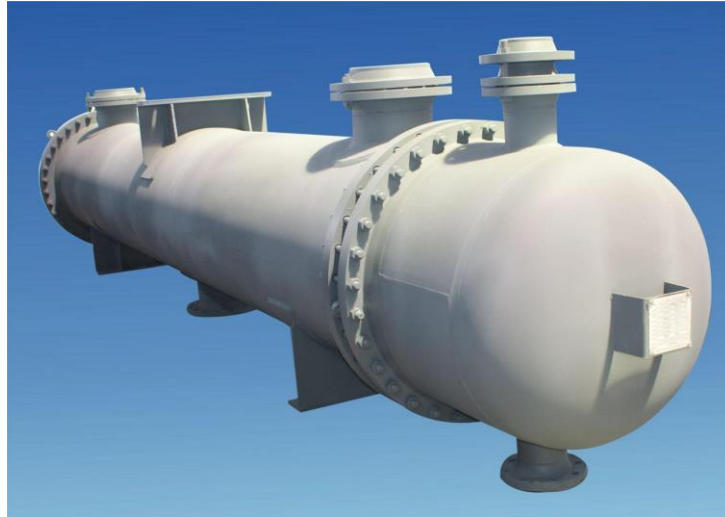


Fig. 2.3. Recipient sub presiune cilindric cu fund sferic  
[<http://www.pressurevessel.propacktechnologies.com/>]



Fig. 2.4. Recipient sub presiune cilindric cu fund conic



Fig. 2.5. Recipient sub presiune sferic  
[<http://3d-labs.com/Pressure%20vessel%20e-book-Types.html>]

### 2.1.3. Elemente constructive ale recipientelor sub presiune

În continuare sunt prezentate principalele elementele constructive ale recipientelor sub presiune și anume: corpul recipientului, funduri și capace, orificii și racorduri.

#### **Corpuri pentru recipiente sub presiune**

Corpul recipientelor sub presiune se poate realiza din virele sau table curbate îmbinate prin suduri circulare și longitudinale [Traicu, (2007)].

Grosimea minimă a corpului recipientului sub presiune, supus la presiune interioară se calculează cu relațiile [Aldea, (1972)]:

- Pentru corp cilindric:

$$s = \frac{pD_i}{200\sigma_a - p} + \varphi \quad (2.3)$$

- Pentru corp sferic:

$$s = \frac{pD_i}{400\sigma_a - 1,2p} + \varphi \quad (2.4)$$

în care  $\varphi$  este un coeficient de slăbire ( $\leq 1$ ) pentru partea cea mai slabă, datorită îmbinărilor sudate sau orificiilor din perete.

### Funduri și capace pentru recipiente sub presiune

Fundurile (Fig. 2.6.) sau capacele pot fi fixe, sudate de corp sau demontabile. Legătura cu corpul recipientului se face prin flanșe. Prezentarea pe larg a acestor tipuri cu utilizarea lor este făcută în STAS 6733 - 83.

Pentru a calcula grosimea minimă a peretelui unui fund bombat se utilizează relația (2.5).

$$s = \frac{pD_e}{2\sigma_{ar}} \cdot K + C \quad (2.5)$$

în care:  $s$  - este grosimea minimă a fundului după ambutisare;  
 $K$  - coeficient de forma.

Această relație este valabilă pentru construcțiile și în condițiile următoare:

- Raportul  $s/D_e$  are valorile  $0,003 \leq s/D_e \leq 0,16$  pentru orice construcție;
- Funduri semisferice, în orice condiții;
- Funduri eliptice dacă  $H/D_e \geq 0,18$ ;  $d/D_e \leq 0,5$ , conform Fig. 2.6, a și c;
- Funduri mâner de coș, dacă  $R \leq D_e$ ;  $r \geq 0,1D_e$ ,  $r_1 \geq 3s$ ,  $H \geq 0,18D_e$ , conform Fig. 2.6 b și c.

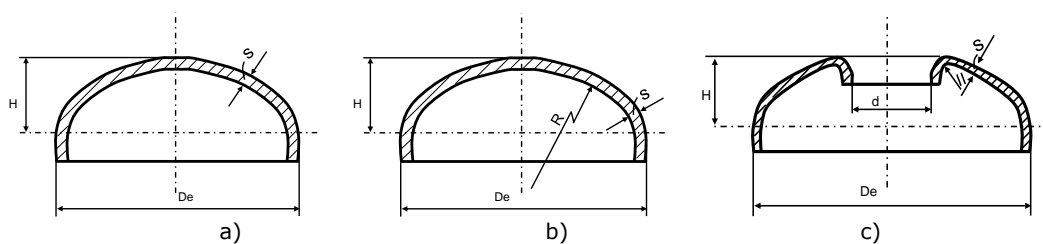


Fig. 2.6. Exemple de funduri [Aldea, (1972)]

Din graficul prezentat în fig. 2.7 se determină coeficientul de forma  $K$  în cazul fundurilor pline în funcție de  $H/D_e$ . De asemenea având în vedere raportul  $d/\sqrt{D_e(s-c)}$ , pentru funduri cu orificii, valoarea coeficientului de formă  $K$  se determină tot din graficul 2.7.

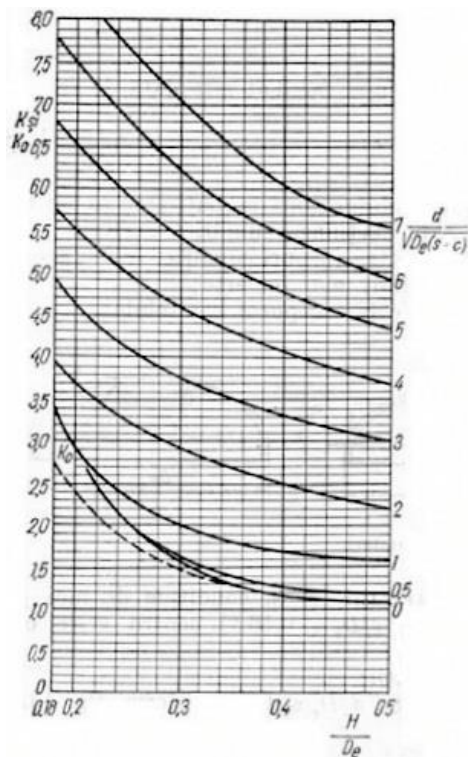


Fig. 2.7. Coeficientul de formă pentru funduri [Aldea, (1972)]

### **Orificii și racorduri pentru recipiente sub presiune**

Realizarea unor orificii în construcția vaselor sub presiune este indispensabilă. Acestea se efectuează pentru examinarea interioară a recipientului, pentru fixarea țevilor și racordurilor cât și pentru fixarea armăturilor sau a aparatelor.

Proiectarea și executarea orificiilor trebuie efectuate cu atenție, iar construcția lor trebuie aleasă în raport cu dimensiunile și poziția acestora. Pentru a se evita efectul de crestătură, forma orificiilor trebuie să fie regulată, alcătuită din curbe cu raze mari de curbură și lipsită de unghiuri.

Orificiile reprezintă o slăbire a pereților atât prin lipsa de material, cât și prin discontinuitatea pe care o creează în repartizarea tensiunilor. Slăbirea pereților se remediază prin consolidarea marginilor orificiilor. În literatura de specialitate sunt prezentate diferite moduri de consolidare ale orificiilor pentru recipientele sub presiune [Aldea (1972)].

Recipientele sunt legate prin racorduri, în diferite scopuri, la conducte exterioare. Alegerea modului de fixare al racordului de peretele recipientului depinde atât de condițiile cerute pentru întărirea orificiului efectuat în perete cât și de condițiile de funcționare ale recipientului.

Alegerea racordului este determinate de:

- Diametrul țevii ținând seama de debitul și viteza fluidului,
- Lungimea țevii (ștuțului) care să asigure posibilitatea strângerii șuruburilor,
- Compensarea orificiilor știind că în dreptul lor se întâlnesc concentratori de tensiune.

Valorile maxime ale coeficientului de concentrare (raportul dintre tensiunea maxima în dreptul orificiului și tensiunea membranei) se găsesc la marginea orificiului după care ele scad pe lungimea unei raze, atât la sfere cât și la cilindrii supuși presiunii interioare. Aceste concentrări de tensiune cresc considerabil când conturul recipientului prezintă abateri de circularitate (ovalități) (Fig. 2.8.).

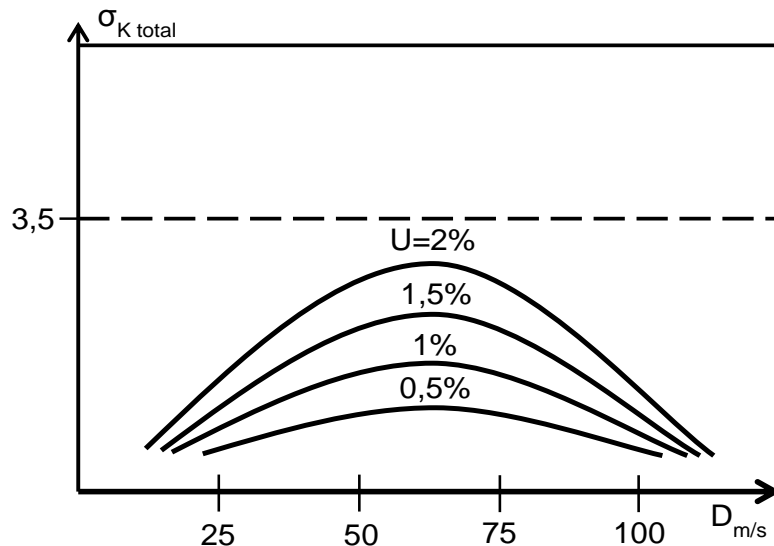


Fig. 2.8. Coeficientului de concentrare  $\sigma_k$ ,  
[Traicu, (2007)]

Valoarea coeficientului de concentrare  $\sigma_k$  crește pentru diferite ovalități  $U$  (%) până la o valoare a raportului  $D_m/s$  (diametru mediu/grosime) după care el scade [Traicu, (2007)].

Concentrarea tensiunilor se poate atenua dar nu elimina, prin două metode:

- Prin compensarea generală, care constă din repartizarea grosimii de compensare pe întreaga suprafață a învelișului,
- Prin compensare locală; prin distribuirea locală a grosimii de compensare în jurul orificiului. Acest lucru se poate realiza prin folosirea inelelor interne sau externe de compensare care nu se vor amplasa peste îmbinările sudate ale recipientului.

Recipientele sub presiune își găsesc aplicații diverse atât în centralele termice și nucleare, în industria chimică, în spațiu și în oceanele adânci, precum și în sistemele de alimentare cu fluide din industrii. Cedarea acestora poate conduce la pierderi de vieți omenești, pericole asupra sănătății și distrugerii bunurilor. Datorită cerințelor diverse, vasele sub presiune sunt adesea echipate cu deschideri de diferite forme, dimensiuni și poziții. Deschiderile din recipientele sub presiune variază de la deschideri mici pentru duze de evacuare la deschideri de dimensiunea recipientului. Deschiderile nu pot fi evitate datorită diverselor conducte sau a diverselor dispozitive de măsurare atașate. Vasele sub presiune au de asemenea în componență deschideri pentru a servi căminelor de vizitare. Totodată deschiderile permit montarea echipamentelor, introducerea de instrumente, și conectarea conductelor care facilitează introducerea și extracția de conținut, dar ele, de

asemenea, conduc la creșterea concentrării tensiunilor care duc la cedarea vaselor sub presiune. Deschiderile din vase sub presiune sunt frecvente, toate construcțiile nituite făcând uz de astfel de mijloace de fabricare. Aceste discontinuități geometrice modifică distribuția tensiunilor în împrejurimea discontinuităților, astfel încât ecuațiile tensiunilor elementare nu mai sunt valabile. Astfel de discontinuități sunt numite „concentratori de tensiune datorati schimbării formei”, iar regiunile în care acestea apar sunt numite zone ale „concentratorilor de tensiune”.

#### **2.1.4. Materiale folosite in construcția recipientelor sub presiune**

În conformitate cu ASME, Boiler and Pressure Vessel Code (1986), principalele materialele folosite în construcția recipientelor sub presiune pot fi atât materialele metalice (oțel aliat, oțel nealiat, fontă, cupru, alamă, aluminiul, nichel, etc.) cât și material nemetalice (anorganice sau organice).

##### ***Materiale metalice***

Materialele metalice folosite la construcția recipientelor sub presiune trebuie să îndeplinească o serie de condiții dintre care amintim:

- Condiții tehnologice: deformabilitate și comportare la sudare corespunzătoare;
- Condiții tehnice: rezistență mecanică și la coroziune impuse la valori prescrise;
- Economice: materialul să nu fie scump sau deficitar.

Tablele din oțel laminat sudabil cu granulație fină, sunt materialele cele mai folosite în construcția recipientelor sub presiune. În funcție de compoziția chimică, tablele de oțel laminat pot fi din oțel aliat (special) sau din oțel nealiat (de calitate, special).

În funcție de tipul oțelului, conținutul procentual al elementelor trebuie să fie conform EN 10028-2, (2013).

Toate materialele metalice destinate construcției de recipiente sub presiune trebuie să corespundă condițiilor tehnice de recepție precizate în standarde sau norme de produs.

În Tabelul 2.2. este redată influența pe care o au diferitele elemente de aliere asupra proprietăților oțelurilor.

Tabelul 2.2. Influența elementelor de aliere asupra proprietăților oțelurilor [Aldea (1972)]

| Element chimic | Conținut | Influența asupra proprietăților oțelului  | Observații   |
|----------------|----------|---|--|
| <b>C</b>       | 0.3 %    | Ridică rezistența și duritatea oțelului   | Ridică duritatea și prin carbon echivalent caracterizează comportarea la sudare                                  |
|                | > 0.83 % | Modifică negativ proprietățile de călire  |  |
|                | > 1.2 %  | Scade rezistența la tracțiune, crește fragilitatea oțelului, scade comportarea la sudare  |  |
| <b>Mn</b>      | 0.8÷3 %  | Ridică limita de curgere  | Face inofensiv sulful, Mărește călibilitatea, duritatea, rezistența la abraziune                                 |
|                | 12÷15 %  | Crește rezistența la uzură și tenacitate  |  |
|                | > 15 %   | Se înrăutățește comportarea la sudare   |  |
| <b>Si</b>      | > 2.5 %  | Scade prelucrabilitatea oțelului  | Dezoxidează, crește limita de curgere și rezistența la rupere, scade reziliența, alungirea și gătuirea la rupere |
|                | > 4 %    | Oțelurile nu se mai laminează, se folosesc numai turnate                                  |  |
|                | 12÷15%   | Formează aliaje antiacide   |  |
| <b>Cr</b>      | 12.5     | Crește rezistența la coroziune generalizată   | Crește călibilitatea, duritatea, rezistența la rupere, limita de curgere și de elasticitate                      |
| <b>Ni</b>      | -        | Crește rezistența la rupere la temperaturi ridicate în condiții de coroziune generalizată | Alierea și cu Cr crește călibilitatea  |
| <b>W</b>       | > 9%     | Scade brusc gătuirea și alungirea la rupere   | Mărește duritatea și călibilitatea   |
|                | > 2%     | Oțelul devine greu sudabil  |  |
| <b>Mo</b>      | -        | Crește duritatea, rezistența la temperaturi înalte, la coroziune și fluaj                 |  |
| <b>V</b>       | 0.5÷0.7  | Crește rezistența, elasticitatea și duritatea și duritatea la temperaturi înalte          | La > 1% înrăutățește calitatea oțelului  |
| <b>Al</b>      |          | Crește rezistența la temperaturi înalte   | dezoxidant   |
| <b>Cu</b>      |          | Crește rezistența mecanică și la coroziune  |  |

### **Material nemetalice**

Materiale nemetalice folosite în construcția recipientelor pot fi:

- Anorganice (sticla, gresia, porțelanul) ce pot lucra la temperaturi foarte înalte (aprox. 1500°C). Un compus special sunt materialele ceramice cu oxizi de Al, Mg, Zr, Si, numite sitali, ce prezintă o rezistență ridicată la agenții oxidanți.
- Organice (policlorura de vinil), polietilena, propilena ce se folosesc până la temperaturi de 100°C și sunt compuși macromoleculari cu rezistență la medii corozive. Un dezavantaj mare al acestor materiale este faptul că nu prezintă rezistența la fluaș și la coroziune sub tensiune. Noile materiale de tipul sticloplastice (fire de sticla impregnate cu rășini sintetice) și grafoplastice (electrografit impregnate cu rășini sintetice) se folosesc la temperaturi ridicate, dar sunt foarte scumpe.

## **2.2. Aspecte generale privind fenomenul de concentrare al tensiunilor**

### **Coeficientul teoretic de concentrare a tensiunilor**

Distribuția tensiunilor cauzată de o presiune internă aplicată asupra unei mantale a unui cilindru care conține o gaură, va diferi considerabil față de aceeași manta fără gaură. Tensiunea maximă va fi mult mai mare în cazul în care există o gaură circulară în mantaua cilindrului. Acest lucru duce la creșterea distribuției tensiunilor în jurul găurii. Pentru a studia efectul de concentrare a tensiunilor și importanța localizării tensiunii, a fost introdus un factor adimensional numit Coeficient Teoretic de Concentrare al Tensiunii, care este folosit pentru a calcula tensiunea din jurul găurii. Determinarea Coeficientului Teoretic de Concentrare al Tensiunii include noțiuni de inginerie de bază ca tensiunea/deformația maximă și tensiunea nominală. Acest coeficient este definit ca raportul dintre tensiunea maximă generată în zona critică de discontinuitate și tensiunea nominală produsă în secțiunea transversală a acestei zone. Factorul teoretic de concentrare a tensiunii este prezentat în relația (2.6).

$$K_t = \frac{\sigma_{\max}}{\sigma_{\text{nom}}} \quad (2.6)$$

Unde:  $\sigma_{\max}$  – tensiunea normală maximă la baza concentratorului

$\sigma_{\text{nom}}$  – tensiunea nominală maximă din aceeași secțiune și care corespunde aceluiași punct de la baza concentratorului, dar calculată în absența acestuia.

Definițiile tensiunilor nominale  $\sigma_{\text{nom}}$ ,  $T_{\text{nom}}$  depinde de tipul problemei. Este foarte important să se identifice în mod corespunzător tensiunea nominală pentru coeficientul de concentrare al tensiunii de interes. Pentru a înțelege fenomenul de concentrare al tensiunilor și modul în care se stabilește tensiunea nominală se prezintă cazul unei plăci cu gaură străpunsă Fig. 2.9.

Se consideră cazul unei plăci având un concentrator de tensiune de tip gaură circulară solicitată la întindere, (Fig. 2.9). Dimensiunile geometrice caracteristice sunt: diametrul găurii circulare  $d = 2a$ , lățimea plăcii  $H$ , lungimea ligamentului  $h = H - 2a$  și grosimea plăcii  $t$ .



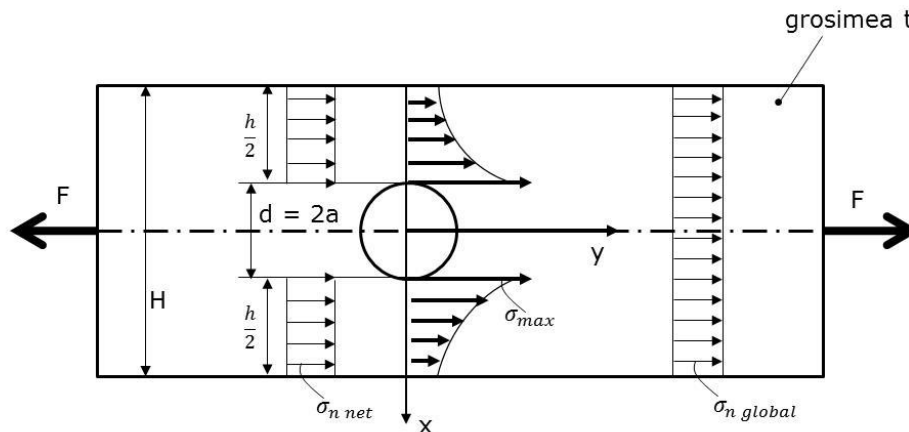


Fig. 2.9. Distribuția tensiunilor într-o placă cu un concentrator de tip gaură circulară

Prezența concentratorului de tip gaură va conduce la o distribuție neuniformă a tensiunilor, caracterizată printr-un vârf de tensiune  $\sigma_{max}$  și o tensiune nominală netă  $\sigma_{n\ net}$ . Tensiune nominală netă se calculează ținând cont de aria netă (aria secțiunii transversale din zona cu concentrator):

$$\sigma_{n\ net} = \frac{F}{(H - 2a)t} \Rightarrow K_{tn} = \frac{\sigma_{max} (H - 2a)t}{F} \quad (2.6)$$

Tensiunea nominală globală se calculează departe de secțiunea critică, ținându-se cont de aria brută (aria secțiunii transversale din zona fără concentrator):

$$\sigma_{n\ global} = \frac{F}{Ht} \Rightarrow K_{tg} = \frac{\sigma_{max}}{\sigma_{n\ global}} = \frac{\sigma_{max} Ht}{F} = \frac{\sigma_{max}}{\sigma_{n\ net}} \frac{H}{(H - 2a)} = K_{tn} \frac{H}{(H - 2a)} \quad (2.7)$$

În Fig. 2.10. este prezentată variația coeficientului de concentrare teoretic net, respectiv global, pentru un concentrator de tip gaură circulară în funcție de raportul dintre diametrul găurii și lățimea plăcii [Peterson, (1974)]. În urma analizei diagramei se constată că valorile coeficienților  $K_{tn}$ , și  $K_{tg}$  sunt relativ identice pentru valori reduse ale raportului  $d/H$ , atunci când nu contează în calcule utilizarea ariei netă sau brută.

Odată cu creșterea raportului  $d/H$  valorile celor doi coeficienți de concentrare a tensiunilor  $K_{tn}$  și  $K_{tg}$  se diferențiază tot mai mult unul de celalalt, variația fiecăruia fiind sensibil influențată.

În lipsa altor precizări suplimentare, se va nota  $K_t$  coeficientul teoretic de concentrare a tensiunilor, referindu-se la valoarea netă a acestuia.

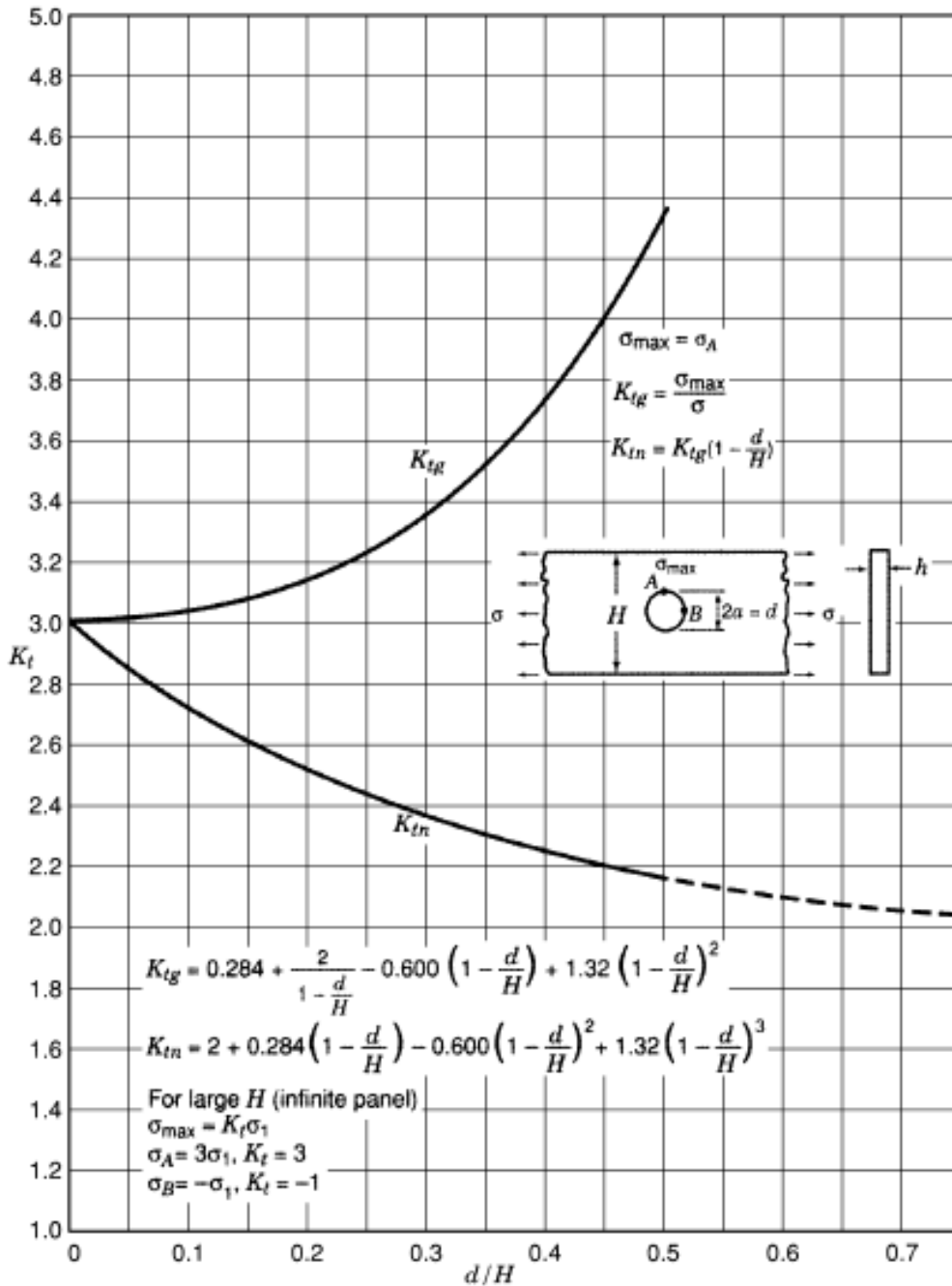


Fig. 2.10. Variația coeficientului de concentrare teoretic net  $K_{tn}$ , respectiv global  $K_{tg}$ , pentru concentratorul de tip gaură circulară [Peterson, (1974)]

Astfel definit, ca un factor de multiplicare a tensiunilor nominale,  $K_t$  reprezintă o măsură a severității fenomenului de concentrare a tensiunii nominale.

Coeficientul teoretic de concentrare a tensiunilor  $K_t$  este un concept în mod esențial elastic, ținând cont că deformațiile sunt presupuse a fi elastice [Negru, 2009].

Valorile coeficientului de concentrare a tensiunilor  $K_t$  se poate determina în funcție de geometria piesei cu concentrator și în funcție de tipul solicitării, prin diferite metode și anume:

- Metode analitice pe baza teoriei liniare a elasticității;
- Metode numerice: metoda elementului finit
- Metode experimentale: fotoelasticitate, termoelasticitate sau tensometrie electrică rezistivă.

Atât în îndrumătoarele de proiectare cât și în monografiile de specialitate, sunt prezentate relații de calcul pentru o gamă largă de probleme în vederea determinării valorilor coeficientului de concentrare a tensiunilor  $K_t$ .

### Factorul de intensitate a tensiunii

Factorul de intensitate al tensiunii  $K$  este un concept fundamental în mecanica ruperii liniar-elastice care descrie distribuția tensiunilor din vecinătatea vârfului fisurii. Se consideră o fisură străpunsă într-un corp omogen și izotrop bidimensional infinit, cu o comportare liniar-elastică, solicitat în modul I (Fig. 2.11) [Negru, (2009)].

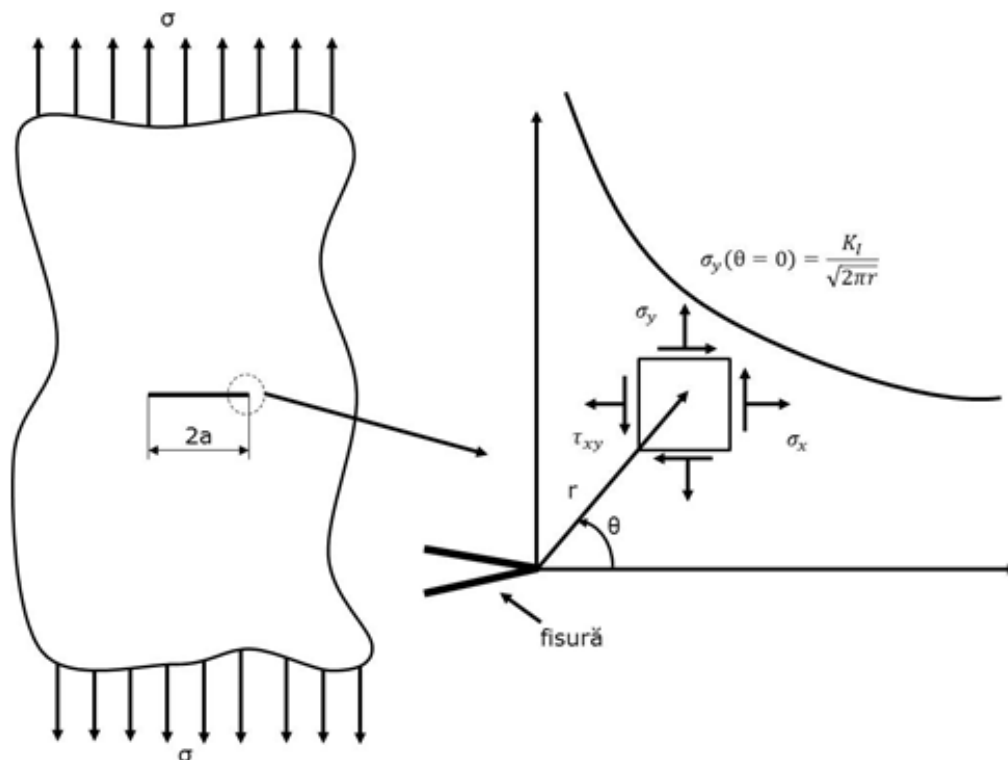


Fig.2.11. Tensiunile elastice în vecinătatea vârfului fisurii [Negru, (2009)]

În vederea caracterizării câmpului de tensiuni în vecinătatea vârfului fisurii ( $r \ll a$ ), într-un punct de coordonate  $(r, \theta)$ , Irwin a propus următoarea exprimare aproximativă a componentelor stării de tensiune:

$$\begin{cases} \sigma_x = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left( 1 - \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right) \\ \sigma_y = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left( 1 + \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right) \\ \tau_{xy} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \sin \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2} \end{cases} \quad (2.8)$$

Unde

$$K_I = \sigma \sqrt{\pi a} \quad [\text{MPa}] \quad (2.9)$$

Este denumit factor de intensitate a tensiunii în modul I, înglobând dimensiunea fisurii semilungimea ei  $a$  și intensitatea sollicitării prin tensiunea  $\sigma$  aplicată.

Cunoscând tensiunile care acționează pe fețele elementului considerat, se pot calcula și tensiunile principale  $\sigma_1$  și  $\sigma_2$  pentru starea plană de tensiune:

$$\sigma_{1,2} = \frac{\sigma_x + \sigma_y}{2} \pm \frac{1}{2} \sqrt{(\sigma_x - \sigma_y)^2 + 4\tau_{xy}^2} \quad (2.10)$$

Astfel încât

$$\sigma_1 = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left( 1 + \sin \frac{\theta}{2} \right) \quad (2.11)$$

$$\sigma_2 = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left( 1 - \sin \frac{\theta}{2} \right) \quad (2.12)$$

Pentru starea plană de deformare mai apare și  $\sigma_3$ :

$$\sigma_3 = \nu(\sigma_1 - \sigma_2) = \frac{2\nu K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \quad (2.13)$$

În mod analog se obțin expresiile tensiunilor și pentru celelalte două moduri de sollicitare.

### 2.3. Concentratori de tensiune pentru recipiente sub presiune

Albert Kaufman (1964) a realizat o corelare a rezultatelor obținute pentru tensiunile și deformațiile teoretice dintr-un recipient sub presiune cu o gaură, cu rezultate obținute experimental. Kitching (1970) a comparat presiunile limită obținute experimental pentru învelișuri cilindrice cu orificii nearmate. Bapurao (1971) a studiat tensiunile din jurul unei găuri mici eliptice pentru un înveliș cilindric infinit supus la torsiune. Durelii (1973) a prezentat o lucrare referitoare la concentrarea tensiunilor într-un înveliș cilindric cu nervuri cu un orificiu circular armat supus la presiuni interne, prin mai multe metode experimentale și rezultatele obținute au fost comparate cu cele corespunzătoare pentru o gaură ne-armată într-un înveliș cilindric cu nervuri și de asemenea, la o gaură consolidată într-o coajă fără nervuri. Gwaltney (1973), a comparat tensiunea teoretică și experimentală pentru învelișuri sferice cu o duză non-radială. Au fost analizate distribuțiile tensiunilor pentru dispunerea radială și non-radial a duzei. Iyer (1975) a prezentat o lucrare despre analiza joncțiunii unui recipient sub presiune prin metoda elementelor finite cu diferite tipuri de elemente de înveliș și a concluzionat că elementul de înveliș patrulater poate fi aplicat cu încredere pentru analiza problemelor la recipientele sub presiune. Bryson (1977) a realizat un studiu parametric asupra tensiunilor în cilindrii cu duze armate supuse presiunii interne utilizând metoda elementelor finite.

O sistematizare în ansamblu după stările limită care pot să apară într-un recipient sunt abordate în Cioclov, (1983). În prima parte se analizează starea elastică a elementelor și recipientelor sub presiune, starea elastică fiind considerată ca prima stare fizică în procesul de deformare sub sarcină. Mai apoi sunt analizate tensiunile termice în diverse configurații de învelitori subțiri și groase. Stările limită la inițierea curgerii sunt prezentate pentru recipiente confecționate atât din materiale perfect plastice cât și din materiale plastice cu ecruisare. Sunt, de asemenea, tratate problemele rezistenței ultime a recipientelor sub presiune ca urmare a inițierii curgerii plastice instabile care conduc la ruperi cu caracter ductil. Pe baza acestor concepte sunt prezentate relațiile de calcul a rezistenței recipientelor la pleznire.

Din punct de vedere al evaluării rezistenței recipientelor sub presiune, de interes major este considerarea stărilor limită la rupere fragilă și oboseală prin solicitări variabile. Analiza acestor aspecte se face pe baza conceptelor mecanicii ruperii materialelor [Cioclov, (1983)].

Gordon prezintă avariile/defectele/erorile cazanelor și a altor echipamente care folosesc vapori ca fluid de lucru în stațiile și centralele termoelectrice. Discuția este axată pe avarierea ciclului Rankine, sistem care folosește combustibili fosili sau un reactor nuclear ca și sursă de căldură primară, deși majoritatea care utilizează principiul ciclului Rankine, folosesc alte cicluri cu vapori sau sisteme care folosesc ca fluid de lucru altceva decât vaporii [Gordon, (1987)].

Dennis Martens (1996) a arătat într-o lucrare că este de dorit să se utilizeze abordarea cu elemente finite pentru evaluarea mai bună atât a rigidității cât și a tensiunilor din duzele recipientelor. Giglio (2000) a comparat două metode diferite pentru construcția de duze la recipientele sub presiune, proiectate cu același coeficient de siguranță, în conformitate cu ASME și cu standardul VSR 1995. După anul 2000 tendința a fost de a utiliza în studiul tensiunilor de la orificiile recipientelor sub presiune (atât cu pereți groși cât și subțiri), a metodei elementelor finite [Liu, (2004), Rahimi, (2005), Ayob, (2006), Skopinsky, (2006), Smetankin, (2006),

Oterkus, (2007), Rahimi, (2007), Sures, (2008), Tang, (2008), Alashti, (2008), Hyder, (2008), Zu, (2009), Camilleri, (2009), Laczek, (2010)].

Pilkey abordează o parte foarte redusă de concentratori de tensiune din domeniul vaselor sub presiune printre care amintim: coeficientul de concentrare al tensiunii  $K_t$  pentru recipient sub presiune cu pereți în trepte cu raze de racordare  $R/H \approx 10$ , coeficientul de concentrare al tensiunilor pentru învelișurile cilindrice cu o gaură circulară asupra cărora se aplică o forță de întindere, coeficientul de concentrare a tensiunilor pentru învelișuri cilindrice cu o gaură circulară asupra cărora se aplicată o presiune internă, coeficientul de concentrare a tensiunilor pentru un înveliș sferic sub presiune cu o gaură eliptică, coeficientul de concentrare a tensiunii pentru un cilindru gros cu și fără gaură cilindrică asupra căruia se exercită o presiune internă, coeficientul de concentrare a tensiunii pentru un înveliș cilindric cu gaură circulară aflat în solicitare de torsiune [Pikey, (2007)].

În continuare este prezentat soluția lui Lamé pentru un cilindru cu presiune interioară precum și cazul unui cilindru presurizat cu un concentrator de tensiune de tip gaură circulară și cazul unui recipient sub presiune cu pereți în trepte și cu guler de racordare  $R/H \approx 10$  [Pikey, (2007)].

### 2.3.1. Cilindru cu presiune interioară

În cazul unui **cilindru cu presiune interioară** soluția Lamé [Pikey, (1994)] este dată de relația (2.14):

$$\sigma_{\max} = \frac{p(R_1^2 + R_2^2)}{(R_2^2 - R_1^2)} \quad (2.14)$$

Unde  $p$  este presiunea.  $R_1$  este raza interioară a cilindrului,  $R_2$  este raza exterioară. Pentru diagrama din Fig. 2.12. relațiile pentru cei doi coeficienți  $K_t$  sunt:

$$K_{t1} = \frac{\sigma_{\max}}{\sigma_{nom}} \quad (2.15)$$

$$K_{t1} = \frac{(R_1/R_2)^2 + 1}{(R_1/R_2)^2 + R_1/R_2}$$

și

$$K_{t2} = \frac{\sigma_{\max}}{p} \quad (2.16)$$

$$K_{t2} = \frac{(R_1/R_2)^2 + 1}{1 - (R_1/R_2)^2}$$

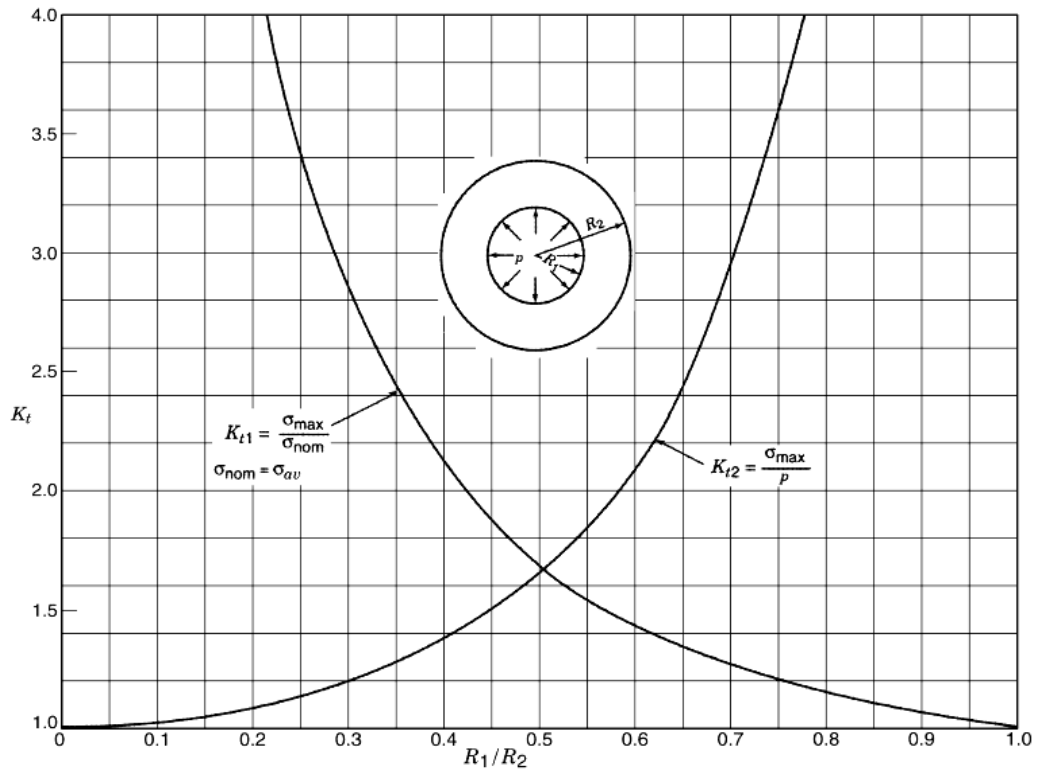


Fig. 2.12. Coeficientul de concentrare al tensiunilor pentru un recipient cu presiune interioară (bazat pe soluția Lamé [Pikey, (1994)])

Atunci când  $R_1/R_2$  are valoarea 0.5, coeficienții  $K_{t1}$  și  $K_{t2}$  au valori egale și anume 1,666. Partea curbelor de mai jos de  $K_t = 1,666$  sunt considerate ca fiind mai importante atunci când sunt aplicate pentru analiza mecanicii probleme de materiale.

### 2.3.2. Cilindrul presurizat cu un concentrator de tensiune de tip gaură circulară

Cilindri presurizați cu concentratori de tensiune de tip gaură circulară sunt frecvent întâlniți în industria de echipamente de înaltă presiune. În Fig. 2.13 este prezentat coeficientul de concentrare a tensiunii  $K_t$  [Gerdeen, (1972)].

$$K_t = \frac{\sigma_{\max}}{p} \left[ \frac{(R_2/R_1)^2 + 1}{(R_2/R_1)^2 - 1} \right] \quad (2.17)$$

În relația (2.11) la numitor se află tensiunea circumferențială la suprafața interioară a unui cilindru fără gaură dată de relația lui Lamé (2.14). În anul 1972, Gerdeen a oferit și el o soluție pentru coeficientul  $K_t$  pentru un cilindru montat-presat pe un cilindru nepresurizat cu o gaură laterală sau o gaură străpunsă [Gerdeen, (1972)].

Măsurători cu timbre tensometrice (Gerdeen and Smith 1972) efectuate pe tuburi cu pereți groși aflate sub presiune, având orificii transversale bine rotunjite, au produs valori minime ale factorilor  $K_1$  (de la 1,0 la 1,1) atunci când orificiile au fost de același diametru ( $K_t$  definit de ecuația 2.17). Numărul ruperilor prin oboseală detectate în chiulasele compresoarelor a fost redus prin realizarea orificiilor de diametru egal și prin realizarea unor raze de racordare mai mari.

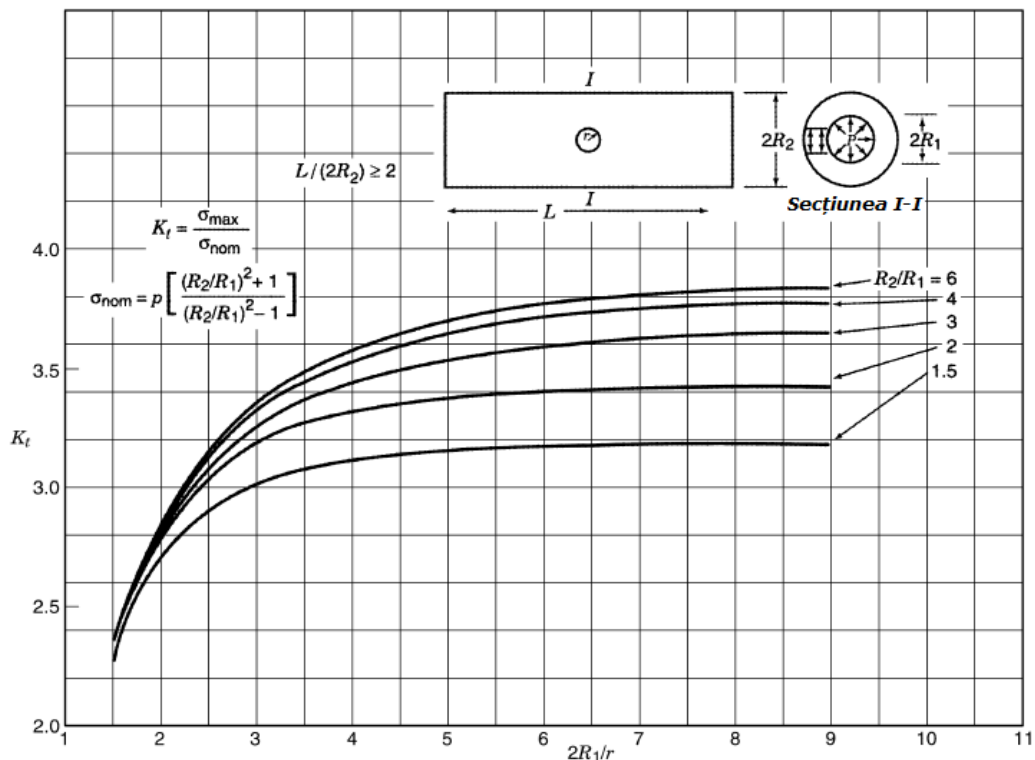


Fig. 2.13. Coeficientul de concentrare al tensiunii  $K_t$  pentru un cilindru gros cu o gaură circulară în peretele cilindricului [Gerdeen (1972)]

### 2.3.3. Recipient sub presiune cu pereți în trepte cu raze de racordare

Graficul 2.14. se referă la un recipient sub presiune cu pereți în trepte cu raze de racordare. Curba  $K_t$  se bazează pe valorile calculate de Griffin și Thurman [Griffin și Thurman, (1967)]. O comparație directă Griffin și Kellogg [Griffin și Kellogg, (1967)] cu un test foloelastic specific realizat de Leven [Leven, (1965)] arată o bună concordanță a valorilor. Rezultatele obținute prin utilizarea timbrelelor tensometrice de către Heifetzand Herman [Heifetzand Herman, (1967)] sunt într-o



concordanță acceptabilă cu graficul 2.14. Valori mai mici au fost obținute în urma analizei cu elemente finite realizate de Gwaltneyetal [Gwaltneyetal, (1971)].

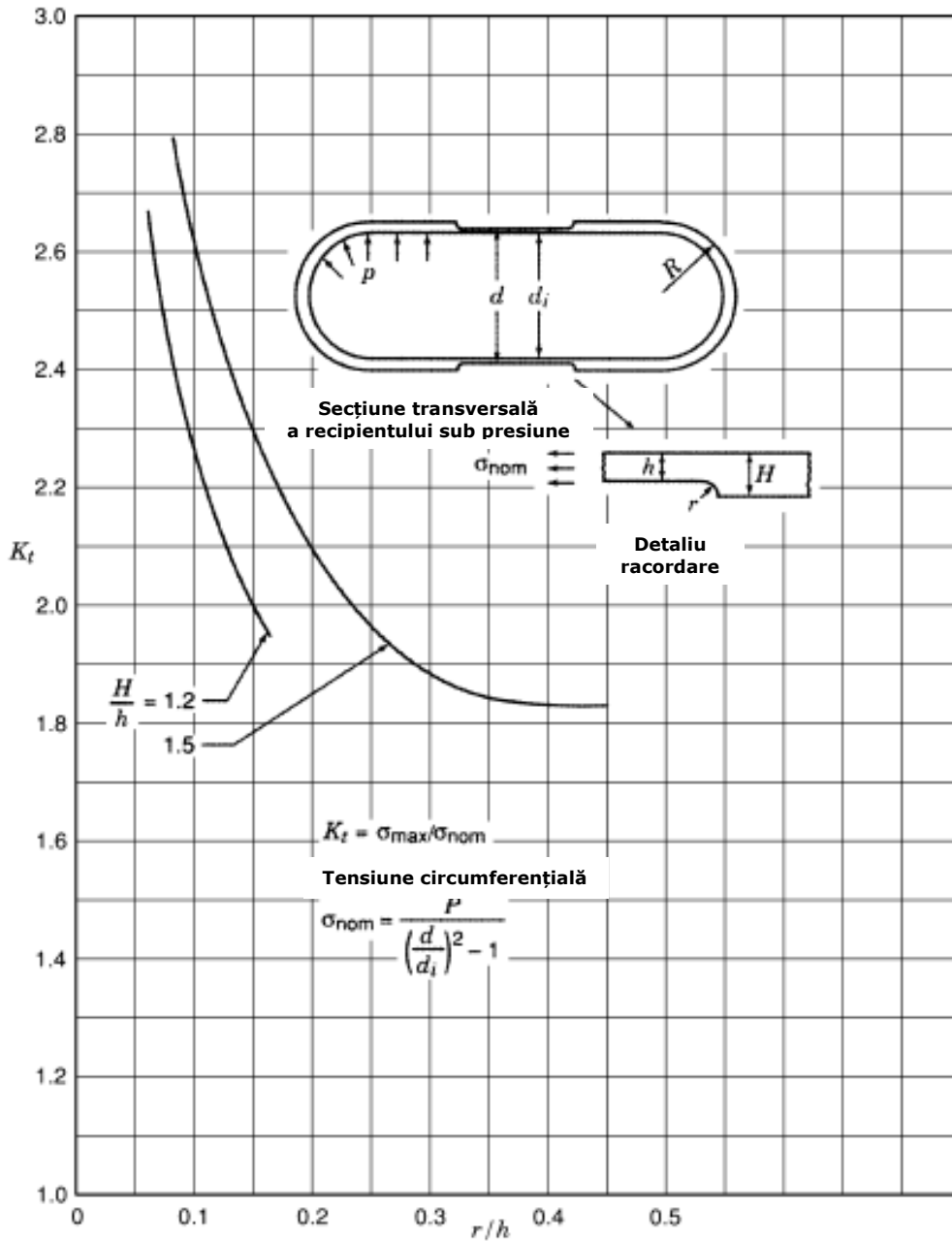


Fig. 2.14. Coeficientul de concentrare al tensiunii  $K_t$  pentru un recipient sub presiune cu pereți în trepte cu raze de racordare  $R/H = 10$  [(Griffin and Thurman (1967))]

### 2.3.4. Îmbinări sudate

Capacitatea de sudare a unui oțel este o caracteristică esențială, deoarece acest proces modifică de regulă structura și proprietățile oțelului.

Îmbinarea sudată este o legătură metalică, nedemontabilă, realizată printr-un procedeu oarecare de sudare, asigurând o îmbinare de egală rezistență și de maximă siguranță în execuție și exploatare (SR 5555/1,2,3)

În secțiunea transversală pe axa îmbinării, structura metalografică a materialului este diferită în diversele zone, datorită a numeroși factori dintre care se menționează: procedeul de sudare, compoziția chimică a metalului de bază, temperatura maximă atinsă în punctul considerat în timpul procesului de sudare, viteza de răcire, timpul de menținere la temperaturi înalte, etc [Cazane de abur și recipiente sub presiune, (1964); Seferian, (1959); Fridric, (1965); Nădășan, (1962)].

Îmbinarea sudată se compune din următoarele elemente [Aldea, (1972); Dehelean, (1997)]:

- Sudură sau cusătura sudată: este zona în care se realizează unirea pieselor. Materialul cusăturii are o granulație grosolană, uneori cu cristale columnare, în cazul oțelurilor sensibile la călire. Caracteristicile mecanice ale metalului despus sunt inferioare față de cele ale materialului de bază, fiind influențate și de segregatia interdendritică specifică acestei zone. În cazul sudării în mai multe treceri, straturile inferioare de sudură au o structură cu granulație fină cauzată de regimul termic realizat la încălzirile succesive.
- Zona influențată termic (zona de trecere) cuprinde porțiunea din metalul de bază care a fost încălzită până la o temperatură sub punctul de topire și care are compoziția chimică medie nemodificată, dar care a suferit modificări structurale și ca urmare, rezultă modificarea caracteristicilor mecanice inițiale.
- Materialul de bază (zona neinfluențată termic a materialului de bază) reprezintă materialul care se sudează.

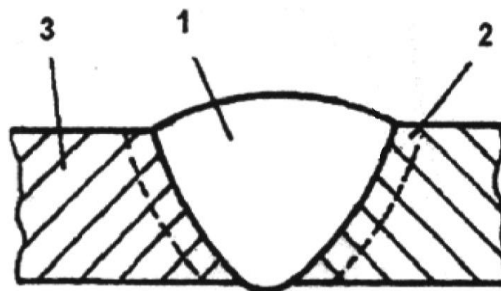


Fig. 2.15. Elementele unei îmbinări sudate  
1 – sudură, 2 – zonă influențată termic, 3 – materialul de bază

Viteza de încălzire, dar mai ales viteza de răcire influențează puternic asupra transformărilor structurale. La viteze mari de răcire, austenita se descompune în constituenți mai duri și cu grad de plasticitate scăzut. În cazul oțelurilor sensibile la călire, în funcție de viteza de răcire, poate să apară sorbita, troostita bainita, martensita care creează tendința de rupere fragilă a îmbinării. În astfel de cazuri pot apărea fisuri în zona influențată termic chiar numai sub acțiunea tensiunilor proprii create la sudare [Aldea, (1972)].

Schimbarea bruscă a secțiunii pereților elementelor de rezistență creează o distribuție neuniformă a tensiunilor în secțiune și o concentrare locală a tensiunilor [Nikolaev, (1955); Nădășan, (1962)]. Cei mai frecvenți concentratori de tensiuni sunt: variațiile brusce de secțiune la îmbinări, racorduri, găuri, adâncituri locale, defecte de compactitate în material și în îmbinări, interstiții, etc.

În porțiunea de concentrare a tensiunilor se pot produce fisuri în material și ruperea pereților pe linia de slabă rezistență la solicitări inferioare rezistenței admisibile. Sensibilitatea la creșterea a materialului este condiționată de calitatea materialului, natura, mărimea și poziția creșterii, natura și mărimea solicitării, etc.. Efectele creșterii se măresc în cazul creșterilor ascuțite și a metalelor cu plasticitate redusă [Aldea, (1972)].

### **2.3.5. Concluzii**

După cum se poate observa în urma realizării studiului bibliografic din literatura de specialitate concentratorii de tensiune sunt unul dintre factorii importanți care trebuie studiați la orificiile recipientelor sub presiune. Totodată s-a putut observa că pentru orificiile multiple cu diverse moduri de dispunere pentru recipientele sub presiune nu există informații suficiente. Cele mai multe cazuri din literatura de specialitate abordează prezența unui singur orificiu.

De asemenea se evidențiază faptul ca îmbinările sudate reprezintă factori importanți de concentrare a tensiunilor atât din punct de vedere constructiv precum și din punct de vedere al proprietăților materialului de bază și materialului de adaos care datorită temperaturilor înalte și a zonelor de tranziție pot prezenta modificări importante cum ar fi apariția zonelor cu fragilitate ridicată, defecte de structură, microfisuri, etc.

### **3. CERCETĂRI EXPERIMENTALE ASUPRA PROPRIETĂȚILOR ELASTICE ȘI MECANICE CARE INFLUENȚEAZĂ FENOMENUL DE CONCENTRARE AL TENSIUNILOR LA RECIPIENTELE SUB PRESIUNE**

#### **3.1. Programul experimental pentru testarea îmbinărilor sudate la tablele din oțel marca P355NH**

Fenomenul de concentrare a tensiunilor este influențat în mod crucial pe lângă factorii constructivi și tehnologici și de proprietățile mecanice și elastice ale materialului din care este realizată structura de rezistență analizată. Este cunoscut faptul că la materialele fragile cu un comportament elastic până la rupere, fenomenul de concentrare a tensiunilor reprezintă un factor de risc care în cazul recipientelor sub presiune trebuie analizat cu multă atenție.

Materialele ductile au în general un comportament elasto-plastic înainte de rupere cu deformații plastice mari. În acest caz fenomenul de concentrare al tensiunilor este diminuat, ruperea producându-se în domeniul plastic.

Se impune în acest fel cunoașterea parametrilor de mecanica ruperii specifici domeniului elasto-plastic sau plastic.

În cadrul acestui capitol sunt prezentate cercetările experimentale efectuate asupra oțelului marca P355NH, folosit în construcția vaselor sub presiune.

Programul experimental este prezentat sintetic în schema logică din Fig. 3.1.

Într-o primă etapă s-a realizat determinarea direcției de laminare a plăcii din oțel marca P355NH utilizând metoda replicilor metalografice.

În continuare s-a determinat compoziția chimică a plăcii și validarea rezultatelor cu standardul SR EN 10028.

Următorul pas a fost de a realiza îmbinarea sudată cap la cap, iar pentru aceasta, placa a fost debitată cu jet de apă. După realizarea îmbinării sudate cap la cap, s-a trecut la prelevarea diferitelor epruvete atât din îmbinarea sudată cap la cap, cât și din materialul de bază. O parte din epruvetele prelevate din materialul de bază au fost utilizate pentru simularea ciclurilor termice de sudare.

Pentru evaluarea finală a rezultatelor experimentale s-au realizat următoarele:

- Examinarea micro-macroscopică asupra:
  - Îmbinării sudate cap la cap
  - Epruvetelor simulate cu cicluri termice
- Determinarea de duritate HV10 pe:
  - Îmbinarea sudată cap la cap
  - Epruvetele simulate cu cicluri termice
- Determinarea caracteristicilor de tracțiune la temperatură ambiantă pentru:
  - Îmbinarea sudată cap la cap
  - Epruvete din material de bază, oțel marca P355NH

- Determinarea energiei de rupere la încercarea de încovoiere prin șoc pentru:
  - Îmbinarea sudată cap la cap
  - Epruvete simulate cu cicluri termice
  - Epruvete din material de bază, oțel marca P355NH
- Evaluarea ductilității și imperfecțiunilor în zonele îmbinărilor sudate prin îndoiri laterale
- Determinarea modului de elasticitate longitudinal utilizând metoda excitării prin impuls pentru:
  - Îmbinarea sudată cap la cap
  - Epruvetele simulate cu cicluri termice
  - Epruvete din material de bază, oțel marca P355NH

### Program experimental

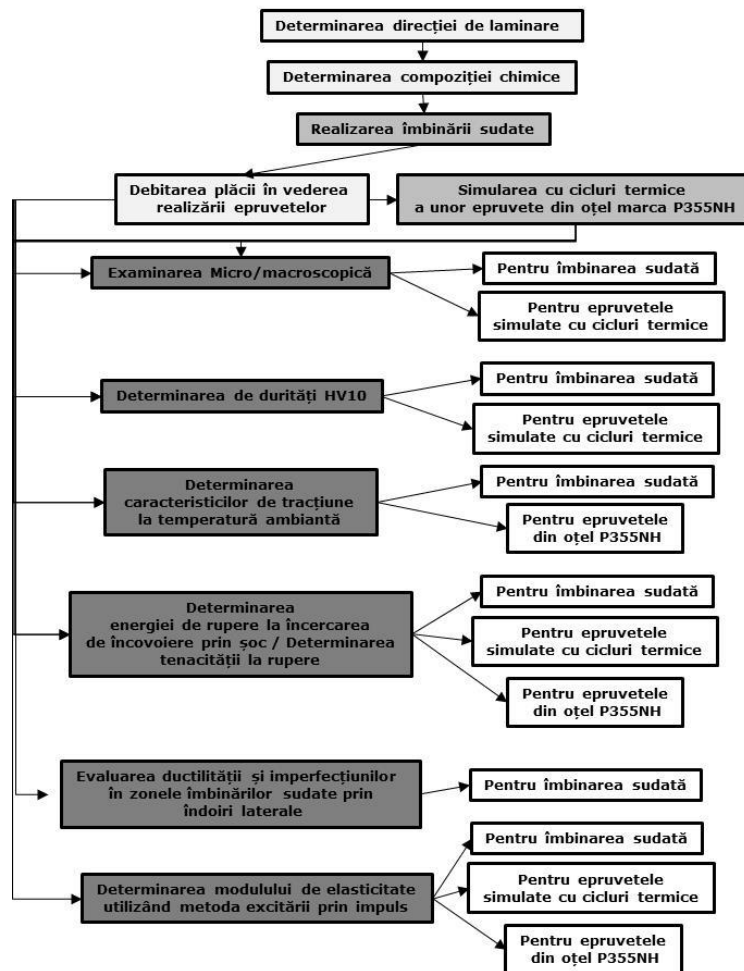


Fig. 3.1. Schema logică a programului experimental utilizat în testarea zonelor influențate termic la îmbinarea plăcilor (tablelor) din oțel marca P355NH

### 3.2. Determinarea direcției de laminare

Într-o primă etapă pentru placa din oțel cu grosimea de 22 mm, marca P355NH, având dimensiunile 300x300 mm, s-a determinat direcția de laminare utilizând metoda replicilor metalografice.

Metoda replicilor metalografice se bazează pe reproducerea microtopografiei unei zone pregătite anterior pentru analiza metalografică, prin aplicarea unor folii de acetat de celuloză acoperite ulterior cu un strat reflectorizant de aluminiu [Turcu (1995)].

Pentru pregătirea suprafețelor de aplicare a replicilor metalografice în conformitate cu [STAS 4203-74], s-a utilizat un polizor unghiular cu hârtie abrazivă de diferite granulații: P100, P180, P280, P400, P600, P800, P1000, P1200, P1500 și P2000 (Fig. 3.2., Fig. 3.3.).



Fig. 3.2. Pregătirea suprafețelor utilizând polizorul unghiular cu hârtie abrazivă



Fig. 3.3. Tipuri de hârtie abrazivă folosită pentru pregătirea suprafețelor

Suprafața a fost atacată chimic cu reactivul Nital 3%, după care au fost aplicate replicile metalografice (Fig. 3.4.).

Replicile metalografice au fost ridicate de pe suprafețe după 24 de ore, iar apoi au fost introduse în instalația de depunere în vid: B30.1 95.25, Fig. 3.5., unde s-a depus un strat de aluminiu.

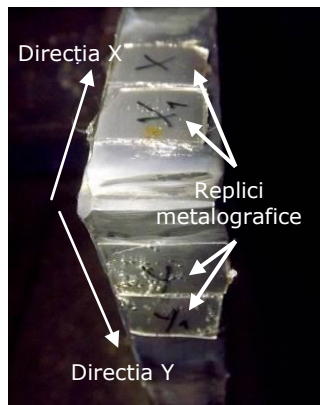


Fig. 3.4. Replici metalografice aplicate pe direcția X și Y, ale plăcii din oțel marca P355NH

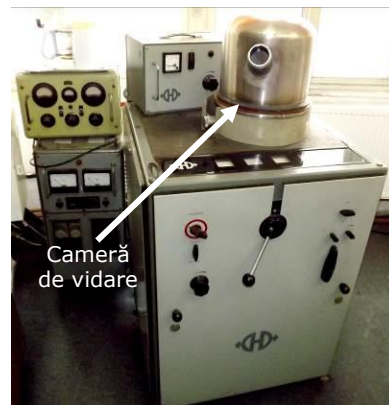


Fig. 3.5. Instalația de depunere în vid: B30.1 95.25

În cele din urmă replicile au fost examinate microscopic la mărirea de 100x cu microscopul optic MeF2.

Examinarea microscopică a condus la concluzia că, direcția de laminare a plăcii din oțel marca P355NH, este direcția Y, (Fig. 3.6.).

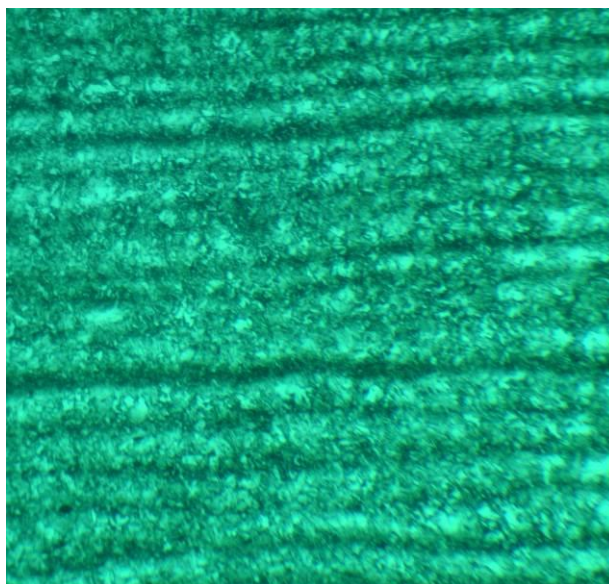


Fig. 3.6. Imagine microscopică de pe direcția y

### 3.3. Determinarea compoziției chimice

După stabilirea direcției de laminare, s-a realizat determinarea compoziției chimice pentru placa din oțel marca P355NH utilizând aparatul INNOVIX-Systems. Rezultatele obținute în urma analizei chimice sunt prezentate în Tabelul 3.1. Valorile obținute confirmă marca P355NH a oțelului testat în conformitate cu standardul SR EN 10028-3.

Tabelul 3.1. Compoziția chimică pentru oțelul marca P355NH

| Oțel Marca P355NH      |       |       |        |             |        |                         |        |       |
|------------------------|-------|-------|--------|-------------|--------|-------------------------|--------|-------|
| Compoziția Chimică [%] | C Max | S Max | Cu Max | Ti          | Si Max | Al <sup>total</sup> Min | Mo Max | V Max |
|                        | 0.18  | 0.015 | 0.30   | 0.03        | 0.50   | 0.020                   | 0.08   | 0.10  |
|                        | Mn    | N Max | Nb Max | Nb+Ti+V max | P Max  | Cr Max                  | Ni Max |       |
| 1.10...1.70            | 0.012 | 0.05  | 0.12   | 0.025       | 0.30   | 0.50                    |        |       |

### 3.4. Realizarea îmbinării sudate

În vederea realizării îmbinării sudate cap la cap, placa din oțel marca P355NH, având dimensiunile 22x300x300, a fost debitată cu jet de apă utilizând instalația: Streamline SLV OEM 30HP, Fig. 3.7.



Fig. 3.7. Instalație de tăiere cu jet de apă Streamline SLV OEM 30HP

Pentru a se asigura o pătrundere a sudurii pe toată grosimea metalului de bază s-a utilizat rostul de sudare în X.

Rosturile în X sunt cele mai utilizate la sudarea pe cele două părți a tablelor groase cu grosimea  $s=16-60$  mm din oțel carbon, slab aliate, aliate, sau înalt aliate, respectiv din metale și aliaje neferoase (Al, Cu, Ti, Ni, etc.). Acestea se sudează aproape cu toate metodele mai importante de sudare prin topire cu pătrundere medie și mare (cu arc electric și electrod învelit, WIG, MAG, MIG, sub strat de flux, cu plasmă, cu flacăra etc.), obținându-se proprietăți mecanice foarte bune, pătrundere bună, consumuri și pierderi reduse de material și tensiuni și deformații mici. În acest fel contracțiile care apar la sudarea unui rând pe o parte se compensează la sudarea rândului respectiv de pe partea cealaltă [Dehelean, (1997)].

După pregătirea prin aşchiere a rostului, conform desenului de execuție din Fig. 3.8., respectiv Fig. 3.9. (în care este prezentată o imagine cu rostul realizat), s-a trecut la realizarea îmbinării sudate utilizând procedeul de sudare prin topire MIG-MAG, la care metalul de adaos și marginile rosturilor metalului de bază se topesc sub influența sursei de căldură, alcătuind baia de sudură, care prin cristalizare formează cusătura sudată [Dehelean, (1997)]. Tipul sârmei utilizate ca și material de adaos a fost: EN 12534-G Mn3 Ni1 CrMo cu  $\Phi=1,2$  mm. Instalația de sudare MIG-MAG utilizată este: Fronis TransPlus Synergic 5000, (Fig. 3.10.).

Sudarea cap la cap, a plăcii din oțel marca P355NH, cu materialul de adaos Mn3Ni1CrMo, s-a realizat în atelierul mecanic aparținând Institutului Național de Cercetare – Dezvoltare în Sudură și Încercări de Materiale.



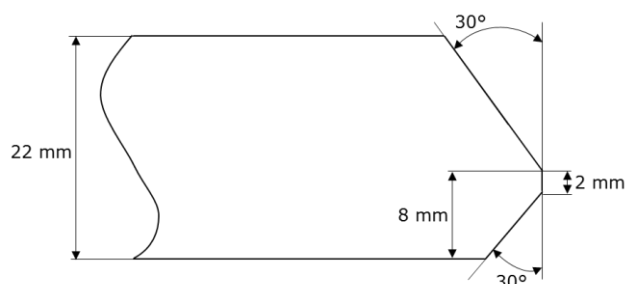


Fig. 3.8. Desen de execuție rost de sudare în X



Fig. 3.9. Imagine rost de sudare în X



Fig. 3.10. Instalația de sudare MIG-MAG Fronis TransPlus Synergic 5000

| Fronius                        |                     | Type                        | TransPlus Synergic 5000 |        |       |
|--------------------------------|---------------------|-----------------------------|-------------------------|--------|-------|
| A-4600 Wels<br>www.fronius.com |                     | Art. No.                    | 4,075,102               |        |       |
|                                |                     | Ser. No.                    | 23423426                |        |       |
|                                |                     | IEC 60974-1/-10 Cl A        |                         |        |       |
|                                |                     | 3 A / 14.2 V - 500 A / 39 V |                         |        |       |
| S                              | U <sub>0</sub> 70 V | X (40°C)                    | 40%                     | 60%    | 100%  |
|                                |                     | I <sub>z</sub>              | 500 A                   | 450 A  | 360 A |
|                                |                     | U <sub>2</sub>              | 39 V                    | 36.5 V | 32 V  |
| 3-<br>50-60Hz                  | U <sub>1</sub>      | I <sub>1 max</sub>          | I <sub>1 set</sub>      |        |       |
|                                |                     |                             |                         | 400 V  | 35 A  |
| IP 23                          |                     |                             | CE                      |        |       |

În vederea efectuării îmbinării sudate, s-a utilizat procedeul de sudare MIG/MAG, deoarece acesta oferă multe avantaje față de alte procedee de sudare, datorită caracteristicilor speciale, cum ar fi: rata ridicată de depunere, pătrunderea adâncă, rentabilitatea mare, manevrarea ușoară, mecanizarea completă [Dehelean, (1997)].

#### Principiul sudării MIG/MAG

Arcul electric este creat între un electrod care se topește (în cazul nostru sârma EN 12534-G realizat din aliajul cu compoziția chimică Mn3 Ni1 CrMo cu  $\Phi=1,2$  mm, care este și material de adaos) și piesa de sudat (placa din oțel marca P355NH) [Fronius]. Gazul de protecție utilizat în timpul procedeului de sudare este Corgon 18. Acest gaz este un amestec între Argon în proporție de 82% și CO<sub>2</sub> în proporție de 18% [MSDS-Nr.: 8308/9 - Rom (2013)]. Gazul de protecție protejează baia de sudare împotriva acțiunii aerului, influențează procesele ce au loc în arcul electric, desprinderea picăturilor de material topit și forma cusăturii sudate.

În Fig. 3.11 este prezentată schița principiului de sudare MIG/MAG. Sârma-electrod de la bobină este condusă prin rolele de antrenare la duza de curent. În marea majoritate a cazurilor polul pozitiv este la sârmă, iar polul negativ este la

piesa sudată. În timpul procedurii de sudare se pot utiliza intensități ridicate de curent cu toate că electrodul este subțire, deoarece capătul liber al sârmei este scurt. Gazul de protecție iese dintr-o duza de gaz, care înconjoară electrodul concentric și protejează arcul electric de acțiunea atmosferei [Fronius].

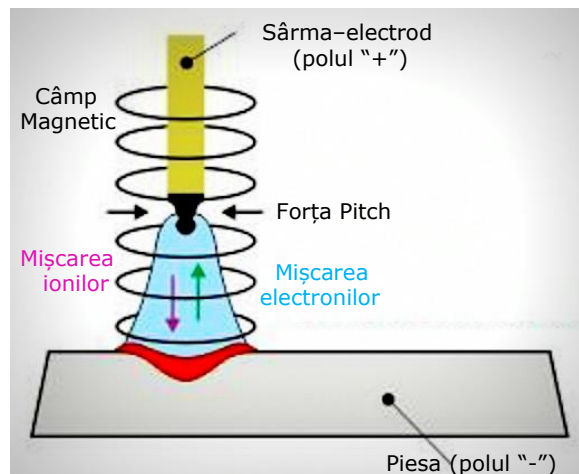


Fig. 3.11. Schița principiului de sudare MIG/MAG [Fronius]

În urma aplicării procedurii de sudare MIG/MAG, s-a obținut o îmbinare sudată cu 5+2 straturi și 10 rânduri, Fig. 3.12. După depunerea fiecărui cordon de sudură, respectiv înaintea depunerii următorului cordon de sudură, s-a intervenit cu polizorul unghiular în vederea eliminării incluziunilor nemetalice, precum și pentru egalizarea și uniformizarea cordonului. Suprafața astfel pregătită a fost examinată vizual pentru identificarea eventualelor discontinuități de suprafață sau de formă.

Parametrii de sudare (intensitatea curentului electric, tensiunea electrică, viteza de sudare, viteza de avans a sârmei) utilizați pentru fiecare strat depus sunt prezentați în Tabelul 3.2.

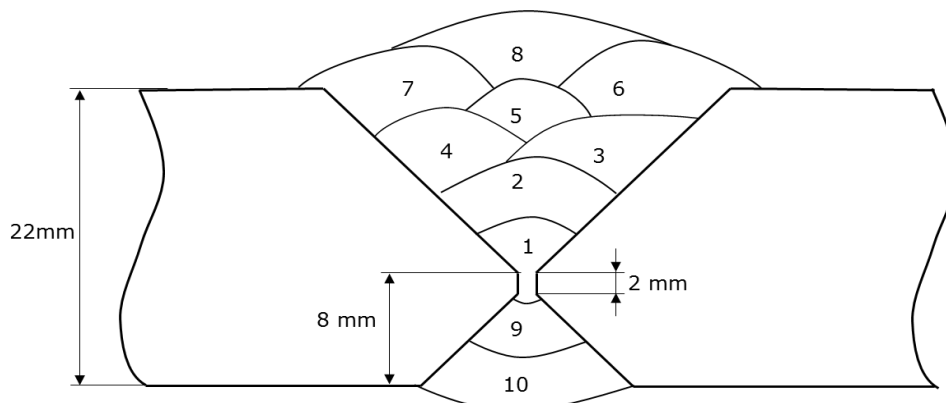


Fig. 3.12. Ordinea depunerii rândurilor de sudură

Tabelul 3.2. Parametrii de sudare

|   | <b>Rândul 1</b> | <b>Rândul 2</b> | <b>Rândul 3</b> |                  |
|---|-----------------|-----------------|-----------------|------------------|
| <b>Intensitatea curentului electric [A]</b> | 147             | 210             | 205             |                  |
| <b>Tensiunea electrică [V]</b>              | 18,3            | 23,1            | 23              |                  |
| <b>Viteza de sudare [cm/min]</b>            | 137             | 137             | 137             |                  |
| <b>Viteza de avans a sârmei [m/min]</b>     | 3,9             | 6,6             | 6,6             |                  |
|   | <b>Rândul 4</b> | <b>Rândul 5</b> | <b>Rândul 6</b> |                  |
| <b>Intensitatea curentului electric [A]</b> | 205             | 218             | 218             |                  |
| <b>Tensiunea electrică [V]</b>              | 23              | 23              | 23              |                  |
| <b>Viteza de sudare [cm/min]</b>            | 137             | 137             | 137             |                  |
| <b>Viteza de avans a sârmei [m/min]</b>     | 6,6             | 6,6             | 6,6             |                  |
|   | <b>Rândul 7</b> | <b>Rândul 8</b> | <b>Rândul 9</b> | <b>Rândul 10</b> |
| <b>Intensitatea curentului electric [A]</b> | 218             | 224             | 188             | 200              |
| <b>Tensiunea electrică [V]</b>              | 23              | 23              | 20              | 21,7             |
| <b>Viteza de sudare [cm/min]</b>            | 137             | 137             | 137             | 137              |
| <b>Viteza de avans a sârmei [m/min]</b>     | 6,6             | 6,6             | 6,6             | 6,6              |

În Fig. 3.13. și 3.14. sunt prezentate vederea față respectiv spate a plăcii din oțel marca P355NH sudate cu materialul de adaos: EN 12534-G Mn3 Ni1 CrMo.



Fig. 3.13. Placă sudată – vedere față



Fig. 3.14. Placă sudată – vedere spate

După realizarea îmbinării sudate s-a efectuat examinarea vizuală pentru evidențierea eventualelor defecte de suprafață, precum și controlul cu ultrasunete în vederea identificării discontinuităților în materialul depus. Pentru realizarea controlului cu ultrasunete s-a avut în vedere standardul ISO 17640:2010, Fig. 3.15.

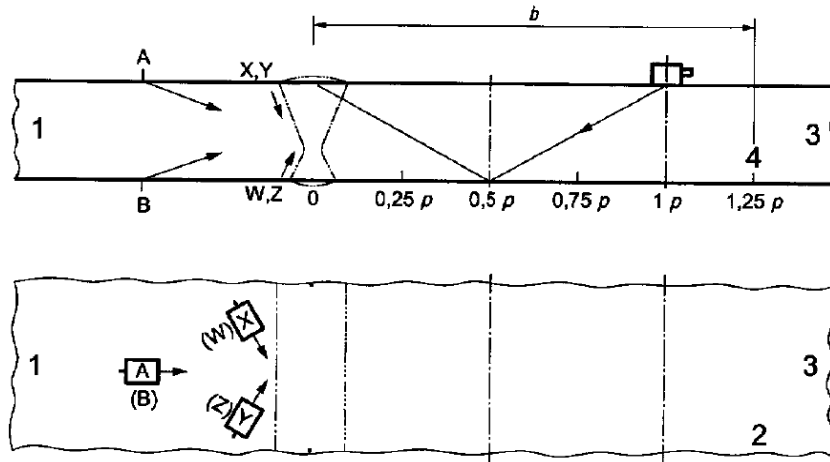


Fig. 3.15. Nivele de testare pentru îmbinări sudate cap la cap [ISO 17640:2010]

unde:

- 1, 2, 3, 4: zona de prelevare 1, 2, 3, 4
- A, B, X, Y, W, Z: orientarea probei
- b: lățimea zonei scanate referitoare la distanța sărită
- p: distanța complet sărită

### 3.5. Debitarea plăcii în vederea realizării epruvetelor

În acest subcapitol se prezintă modul de execuție a diferitelor epruvete necesare efectuării cercetărilor experimentale. Această etapă s-a realizat în atelierul mecanic al Institutului Național de Cercetare – Dezvoltare în Sudură și Încercări de Materiale – Timișoara.

Înainte de pregătirea prin așchiere a epruvetelor, s-a realizat debitarea cu jet de apă a plăcii utilizând instalația: Streamline SLV OEM 30HP (Fig. 3.8.).

Alegerea procedurii de debitare cu jet de apă a plăcii, a avut la bază multitudinea de avantaje ce le oferă [Perianu, (2008), Fischer, (2009)], printre care amintim:

- Rostul rezultat în urma tăierii are o valoare mică și pierderile de material sunt mici în consecință;
- Spre deosebire de alte procedee de tăiere mecanică, tăierea cu jet de apă nu produce praf sau alte particule, care sunt dăunătoare sănătății dacă se inhalează de operator;
- La tăierea cu jet de apă nu se generează căldură. Este foarte important acest aspect, mai ales la tăierea oțelului de scule și a altor metale asemănătoare la care căldura excesivă ar putea modifica proprietățile mecanice ale piesei tăiate;
- Poate fi folosit pentru a obține piese prototip sau unicat. Un operator poate programa dimensiunile piesei, în stația de control, și echipamentul „taie” piesa conform programării. Este mai puțin costisitor și sunt necesari timpi de prelucrare reduși prin comparație cu procedeele uzuale ce presupun realizarea desenele de execuție pentru piese și apoi realizarea pieselor prin prelucrări succesive, etc.

### Principiul procedeeului de tăiere cu jet de apă

Procesul de taiere cu jet de apă constă în dirijarea unui jet de apă de presiune ridicată (3000 - 6000 bari) și viteză mare (500 - 900 m/s) către locul de tăiere. Presiunea, ridicată a jetului de apă exercită tensiuni de compresiune asupra materialului și urmare a forfecării și eroziunii locale, se produce îndepărtarea materialului și realizarea rostului de tăiere, Fig. 3.14 [Perianu, (2008)].

În Fig. 3.16. este prezentată o imagine din timpul procesului de debitare cu jet de apă a plăcii din oțel marca P355NH. Totodată în Fig. 3.17. se prezintă o imagine după finalizarea debitării cu jet de apă a plăcii.



Fig. 3.16. Tăierea cu jet de apă a plăcii din oțel marca P355NH



Fig. 3.17. Placa din oțel marca P355NH tăiată cu jet de apă

Înalta presiune a jetului de apă se obține cu un sistem de electromotopompe și un multiplicator hidraulic, fiind înmagazinată într-un acumulator hidraulic care reglează debitul de ieșire al jetului de apă (5 - 20 dm<sup>3</sup>/min). Prin intermediul unor conducte de înaltă presiune din oțel inoxidabil lichidul este dirijat printr-un ajutoraj (duză) al capului de tăiere, (realizat din metal dur, safir, carburi sau material ceramic) pe suprafața de tăiat, prin diametrul mic al duzei (0,08 - 0,5 mm), presiunea ridicată asigurând viteza mare a jetului, la ieșirea din duză [Perianu, (2008)].

Pentru materiale „dure” (metale, roci, ceramice, materiale avansate, etc.) se utilizează un aport de abraziv în jetul de apă. Abrazivul (garnet, alumină, silică, carburi sau nitruri de siliciu) compus din particule de dimensiuni reduse (diametrul echivalent între 0,08 - 0,1 mm) este introdus într-o cameră de amestec și dispersat în jetul de apă. Jetul de apă transferă energia sa particulelor de abraziv determinând o creștere rapidă a vitezei acestora. Transferul de energie între jetul de apă și particulele de abraziv este un proces complex. Urmare a transferului de energie, particulele de abraziv asigură cca 90% din energia necesară procesului de tăiere îndepărtarea materialului în acesta situație fiind rezultatul unor procese de eroziune și microabraziune prin uzură, dependente de materialul tăiat. Eroziunea locală este rezultatul tensiunilor variabile stabilite la impactul jet - piesă [Perianu, (2008)].

Procesul de tăiere provoacă o deformare a suprafeței tăiate, unghiul striiațiunilor (rizurilor) depinde de corelația între viteza de tăiere (de translație a piesei) și puterea jetului. Pe măsura creșterii vitezei de tăiere la putere constantă a jetului (o presiune a jetului de apă constantă și un debit constant de abraziv) înclinarea rizurilor crește până la lipsa penetrării pe întreaga grosime a materialului. Lățimea rostului tăieturii depinde de varianta de tăiere (fără sau cu abraziv) fiind cuprinsă între 0,5 ÷ 2,5 mm, iar rugozitatea suprafeței rezultate între 0,1 ÷ 0,6 mm [Perianu, (2008)].

În Fig. 3.18. este prezentată schița pentru debitarea epruvetelor de pe placa din oțel marca P355NH sudată cu materialul de adaos EN 12534-G, Mn3 Ni1 CrMo.

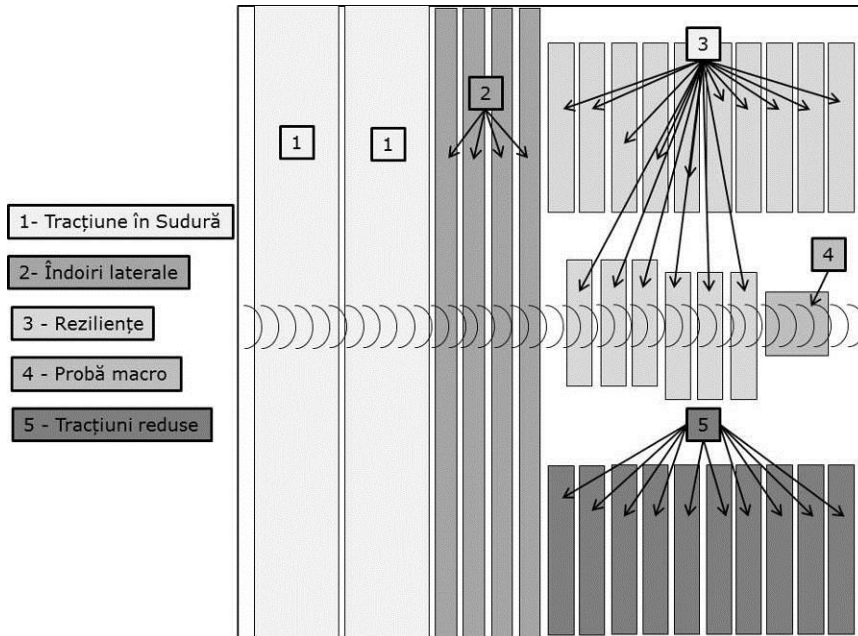


Fig. 3.18. Schița de debitare a epruvetelor de pe placă

Epruvetele realizate în vederea îndeplinirii programului experimental sunt epruvete pentru încercări distructive ale sudurilor din materiale metalice conform standardelor: SR EN ISO 4136 – încercarea la tracțiune transversală, SR EN ISO 5173 – încercări la îndoire, SR EN ISO 148-1 – încercări de încovoiere prin șoc pe epruvete Charpy, precum și epruvete pentru încercarea la tracțiune a materialelor metalice conform standardului: SR EN ISO 6892-1 – metoda de încercare la temperatură ambiantă. Totodată s-au realizat epruvete pentru examinările micro/macroscopice ale îmbinării sudate conform standardelor: SR EN ISO STAS 5500-74, SR 5000:1997, și pentru încercările de duritate conform standardului SR EN ISO 9015-1.

### 3.6. Metoda simulatoarelor de cicluri termice

În cadrul acestui subcapitol este prezentată metoda simulatoarelor de cicluri termice și pașii realizați în vederea obținerii epruvetelor pentru această metodă.

Simularea de cicluri termice pe epruvetele din oțel marca P355NH au fost realizate în cadrul Institutului Național de Cercetare – Dezvoltare în sudură și Încercări de Materiale ISIM Timișoara, utilizând simulatorul de sudură Smitweld LS 14o2 (Fig. 3. 19.). Simulatorul este alcătuit dintr-un transformator electric care furnizează energie pentru încălzirea epruvetei, și din aparatura de comandă și de înregistrare.



Fig. 3.19. Simulator de sudură Smitweld LS 14o2

Simulatoarele de cicluri termice sunt instalații complexe care reproduc într-o epruvetă ciclurile termice de tipul celor provocate în zona influențată termic (în ZIT) de procesele de sudare. Ciclurile termice de la sudare (Fig. 3.20.) sunt descrise de relații matematice și de funcții analitice complexe [Uwer (1976), Pascu, (1978), Pascu, (1983)] și au o serie de parametri specifici printre care se amintesc:

- Temperatura de vârf,  $T_v$  în  $^{\circ}\text{C}$
- Timpul de răcire,  $t_{8/5}$  în domeniul  $800^{\circ}\text{C}$ – $500^{\circ}\text{C}$  în s,
- Vitezele de încălzire și de răcire.

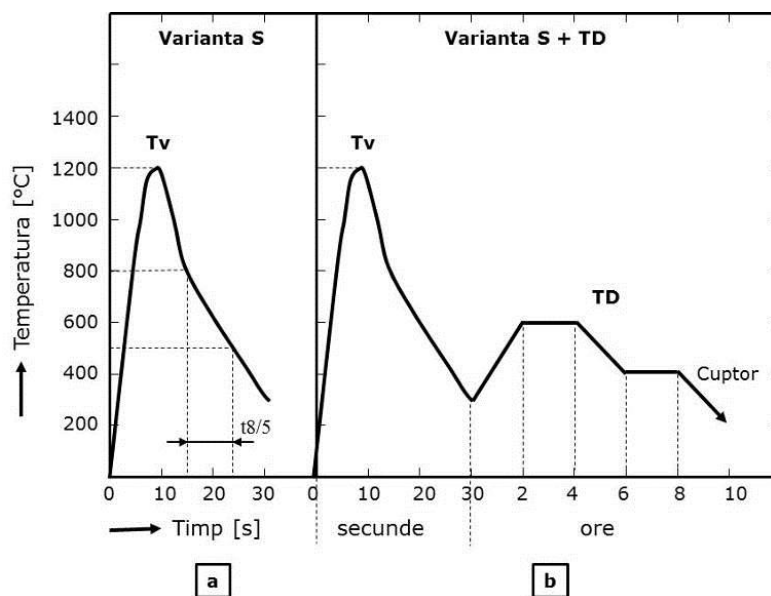


Fig. 3.20. Ciclul termic de la simulare (a) și suprapunerea ciclului de tratament TD (b)

Relațiile matematice ale lui Rykalin [Vinckier, (1972)] pentru determinarea timpului de răcire  $t_{8/5}$  sunt:

- La flux tridimensional (suduri groase)

$$t_{8/5} = \frac{E_1}{2\pi\lambda} \cdot \left( \frac{1}{500-T_0} - \frac{1}{800-T_0} \right) \quad (3.1)$$

- La flux bidimensional (suduri subțiri)

$$t_{8/5} = \frac{1}{4\pi\lambda\rho c} \left( \frac{E_1}{e} \right)^2 \cdot \left[ \left( \frac{1}{500-T_0} \right)^2 - \left( \frac{1}{800-T_0} \right)^2 \right] \quad (3.2)$$

În care:

- $E_1$  – energia liniară de sudare în J/cm;
- $\Lambda$  – conductivitatea termică între 800°C–500°C în W/cm °C,
- $T_0$  – temperatura de preîncălzire ( $T_0=20^\circ\text{C}$  la mediul ambiant);
- $\rho c$  – căldura specifică pe unitatea de volum în Ws/cm<sup>3</sup> °C;
- $e$  – grosimea maximă a componentelor, în cm.

Alegerea tipului de flux se face prin determinarea factorului intermediar  $E'$  care are expresia:

$$E' = \rho c \cdot e^2 (T_v - T_0) \cdot \frac{1}{E_1} \quad (3.3)$$

Dacă  $E'$  este mai mic decât 0,33 atunci fluxul este bidimensional, iar în cazul în care  $E'$  este mai mare sau egal cu 0,33 atunci fluxul este tridimensional.

În cadrul cercetărilor experimentale analizate, tipul de flux este cel tridimensional, deoarece factorul intermediar,  $E'$  are valoarea 1,05. Totodată timpul de răcire,  $t_{8/5}$  are valoarea de 10 s.

Ciclurile termice de la sudare în variantele S și S+TD se aplică epruvetelor speciale (Fig. 3.21.) prelevate din oțelul marca P355NH ce urmează a fi investigat în vederea determinării pe ele, a examinărilor structurale și a încercărilor mecanice.

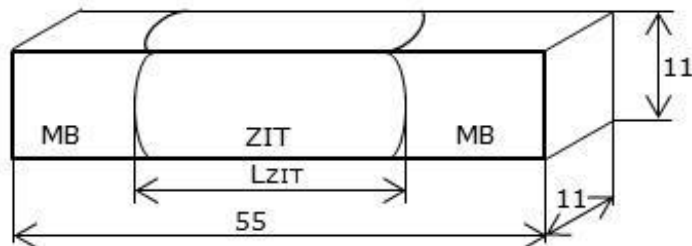


Fig. 3.21. Tip de probă pentru simulator.  
Epruvetă prismatică (Reziliență)

După aplicarea simulărilor, (cu sau fără tratament termic post-simulare) epruvetele au fost prelucrate la dimensiunile tipice pentru încercarea prin șoc Charpy.



### 3.7. Examinarea micro/macroscopică

Este cunoscut faptul că îmbinările sudate sunt caracterizate prin diferite regiuni cu rezistențe diferite, care conduc la apariția unor fenomene nedorite [Schwalbe, (2001); Kocak, (2008)].

Diferitele microstructuri și diferitele proprietăți mecanice ale materialului de bază (MB), a sudurii (SUD) și a zonei influențate termic (ZIT), conduc la apariția unor micro- și macro- eterogenități în îmbinarea sudată, iar de la acestea la o distribuție neuniformă a tensiunilor și deformațiilor [Hertzberg, (1996); Burstow, (1998)].

În cadrul acestui subcapitol este prezentată o comparație între rezultatele examinărilor micro și macroscopice efectuate asupra unei îmbinarea sudată cap la cap și a unor epruvete simulate cu cicluri termice. Epruvetele au fost extrase dintr-o placă din oțel marca P355NH cu grosimea de 22 mm utilizată la construcția vaselor sub presiune.

S-au utilizat două tipuri de epruvete simulate cu cicluri termice și anume: epruvete simulate cu cicluri termice fără tratament termic post-simulare și epruvete simulate cu cicluri termice cu tratament termic post-simulare.

Pentru îmbinarea sudată a fost folosit materialul de adaos Mn3Ni1CrMo.

#### 3.7.1. Procedura experimentală

Prelucrarea și pregătirea metalografică s-a executat conform STAS 4203-74, iar atacul chimic s-a executat conform SN CR 12361:1997.

Examinările s-au efectuat la atmosferă ambiantă conform STAS 6300-81.

##### *Examinarea macroscopică*

Pentru îmbinarea sudată cap la cap precum și pentru epruvetele simulate cu cicluri termice cu și fără tratament post simulare, examinările macroscopice au fost efectuate cu microscopul optic stereo, tip MAK-MS din cadrul Institutului Național de Cercetare – Dezvoltare în Sudură și Încercări de Materiale.

Metoda de examinare utilizată pentru îmbinarea sudată este conform standardelor SR EN ISO 6520-1:2008 și SR EN ISO 17639:2014.

Rezultatele obținute sunt prezentate în Fig. 3.22., Fig. 3.23. și Fig. 3.24.

În Fig. 3.22. se poate observa că îmbinarea sudată cap la cap are un număr de 5+2 straturi și 10 rânduri de sudură.

Fig. 3.23. prezintă o epruvetă simulată cu cicluri termice fără tratament post simulare, iar Fig. 3.24. prezintă o epruvetă simulată cu cicluri termice cu tratament post simulare. Tratamentul post simulare aplicat asupra epruvetei este: TD (600°C 2h + 400°C 2h).

##### *Examinarea microscopică*

Echipamentul utilizat în vederea determinării examinării microscopice a fost microscopul optic MeF2 din cadrul Institutului Național de Cercetare – Dezvoltare în Sudură și Încercări de Materiale.

Examinarea microscopică asupra îmbinării sudate cap la cap, prin procedeul de sudare MIG-MAG, conform SR 5000-97 a evidențiat formarea de ferită și perlită în șiruri în materialul de bază (MB), Fig. 3.25.; ferită, perlită și ferită aciculară în zona influențată termic (ZIT), Fig. 3.26.; respectiv ferită și perlită într-o structură dendritică de turnare în sudură (SUD), Fig. 3. 27.

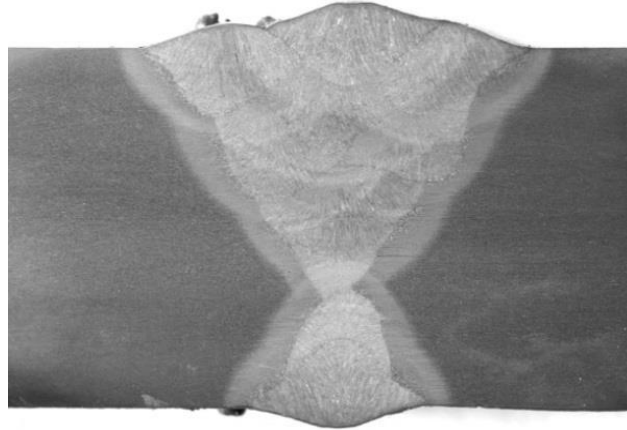


Fig. 3.22. Probă din îmbinarea sudată cap la cap [Atac nital 10%]

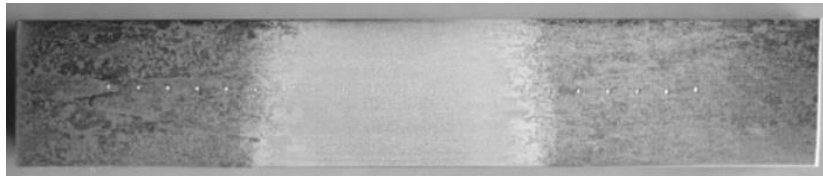


Fig. 3.23. Epruvetă simulată cu cicluri termice fără tratament post simulare [Atac nital 10%]

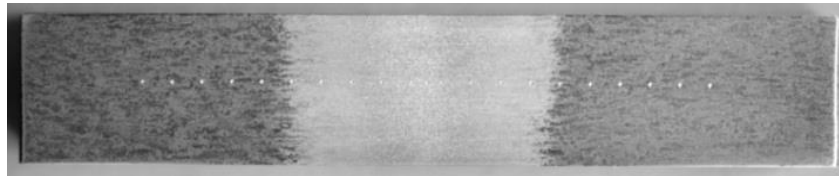


Fig. 3.24. Epruvetă simulată cu cicluri termice cu tratament post simulare [Atac nital 10%]

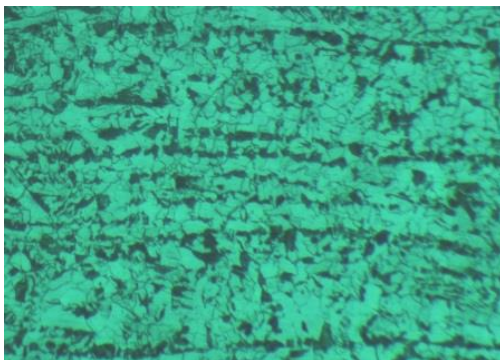


Fig. 3.25. Examinarea microscopică a îmbinării sudate cap la cap, în MB [Atac Nital 2%, 100X]

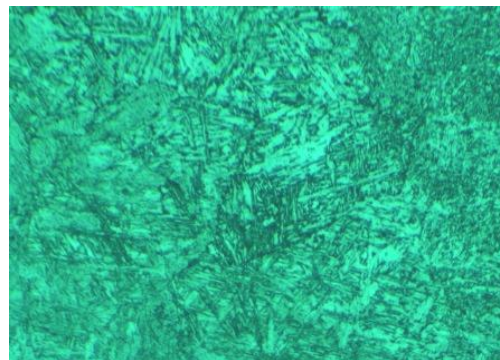


Fig. 3.26. Examinarea microscopică a îmbinării sudate cap la cap, în ZIT [Atac Nital 2%, 100X]

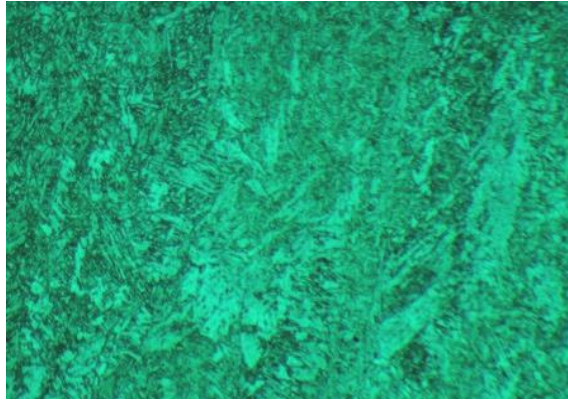


Fig. 3.27. Examinarea microscopică a îmbinării sudate cap la cap, în SUD  
[Atac Nital 2%, 100X]

Examinarea microscopică a epruvetei simulate cu cicluri termice fără tratament post-simulare, a arătat formarea de structuri martensitice cu ferită aciculară distribuită neuniform. În Fig. 3.28. respectiv Fig. 3.29. este prezentată examinarea microscopică în zona influențată termic (ZITS) a epruvetei simulate cu cicluri termice fără tratament post-simulare la 100X respectiv 500X.

Examinarea microscopică a epruvetei simulate cu cicluri termice cu tratament post-simulare, a arătat formarea de structuri sorbitice cu ferită aciculară și zone perlitice aglomerate pe fundul sorbitic. În Fig. 3.30. respectiv Fig. 3.31. este prezentată examinarea microscopică în zona influențată termic (ZITS) a epruvetei simulate cu cicluri termice cu tratament post-simulare la 100X respectiv 500X.

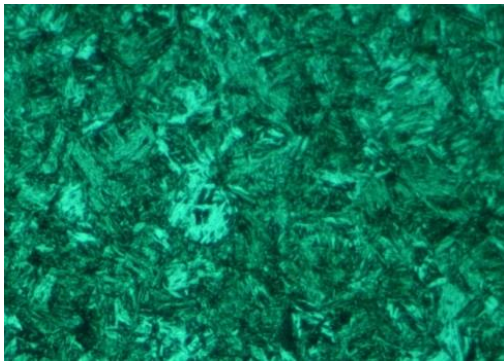


Fig. 3.28. Examinarea microscopică a probei simulate cu cicluri termice fără tratament post-simulare, în ZITS  
[Atac Nital 2%, 100X]

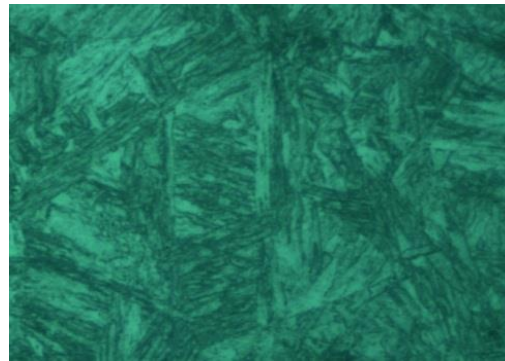


Fig. 3.29. Examinarea microscopică a probei simulate cu cicluri termice fără tratament post-simulare, în ZITS  
[Atac Nital 2%, 500X]



Fig. 3.30. Examinarea microscopică a probei simulate cu cicluri termice cu tratament post-simulare, în ZITS [Atac Nital 2%, 100X]

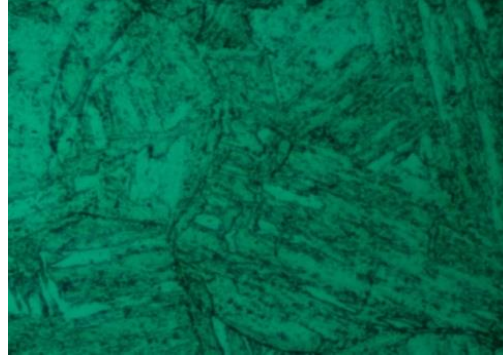


Fig. 3.31. Examinarea microscopică a probei simulate cu cicluri termice cu tratament post-simulare, în ZITS [Atac Nital 2%, 500X]

### 3.7.2. Rezultate și concluzii

În urma examinării macroscopice nu s-au observat defecte de tipul fisurilor la proba din oțelul marca P355NH sudată cap la cap cu material de adaos Mn3Ni1CrMo. De asemenea pentru epruvetele simulate cu cicluri termice cu tratament post-simulare respectiv fără tratament post-simulare, nu s-au observat defecte de tipul fisurilor după simulare.

Examinările microscopice relevă structuri normale perlito-feritice în zona influențată termic a îmbinării sudate cu toate că în zona influențată termic simulată fără tratament post-simulare, s-au decelat structuri cu zone martensitice, iar în zona influențată termic simulată și tratată termic post-simulare, structurile au devenit sorbitice.

Conform STAS 5500-74 zonele examinate microscopic nu au prezentat defecte de tipul microfisurilor.

Lipsa microfisurilor în îmbinarea sudată, precum și în epruvetele simulate cu cicluri termice cu și fără tratament post-simulare, a arătat că simularea cu cicluri termice precum și procedeul de sudare MIG-MAG, au fost efectuate la parametri specifici ciclurilor termice de sudare aplicate în timpul încălzirii și răcirii.

## 3.8. Determinarea de duritate HV10

După examinarea micro- și macroscopică a probei sudate cap la cap, respectiv a epruvetelor simulate cu cicluri termice cu și fără tratament post-simulare, s-a trecut la determinarea durităților în zonele specifice îmbinării sudate, respectiv în zona influențată termic simulată.

### 3.8.1. Procedura experimentală

Încercările de duritate Vickers (HV10) au fost realizate conform standardelor: SR EN ISO 6507-1:2006 respectiv SR EN ISO 9015-1:2011.

Echipamentul utilizat în vederea determinării de duritate HV10 a fost aparatul ZWICK 3212 din cadrul Institutului Național de Cercetare – Dezvoltare în Sudură și Încercări de Materiale.

Examinările s-au efectuat la atmosferă ambiantă conform STAS 6300-81.

Pe baza rezultatelor obținute în urma încercărilor de duritate HV10 din zonele specifice ale epruvetelor, s-a determinat estimatorul de durificare locală din

zonele caracteristice: material de bază (MB), zonă influențată termic (ZIT), sudură (SUD), zonă influențată termic simulată (ZITS), (Tabelul 3.3) utilizând relația (3.4) [Safta, (2006)]:

$$\Delta HV10 = \frac{HV10_{\max} - HV10_{\min}}{HV10_{\max}} \cdot 100 [\%] \quad (3.4)$$

Unde:

$HV10_{\max}$  – este duritatea maximă HV10 determinată într-o zonă a secțiunii transversale a probei.

$\Delta HV10_{\min}$  – este duritatea minimă HV5 determinată în altă zonă a secțiunii transversale a probei.

Se consideră [Safta, (2006)], că în cazul în care  $\Delta HV10 \geq 50\%$  în zona examinată se dezvoltă durificări locale accentuate cu riscuri ridicate de producere a ruperilor fragile.

În Tabelul 3.3. sunt prezentate valorile durității Vickers HV10 la un pas constant de 2 mm pentru epruvetele simulate cu cicluri termice cu și fără tratament post-simulare.

Tabelul 3.3. - Valorile încercărilor de duritate Vickers HV10 pentru epruvetele simulate cu cicluri termice cu și fără tratament post-simulare

| Nr. amprență | Durități Vickers HV10 pentru epruvetă simulată cu cicluri termice cu tratament post-simulare | Durități Vickers HV10 pentru epruvetă simulată cu cicluri termice fără tratament post-simulare |
|--------------|--|--|
| 1            | 146  | 150  |
| 2            | 147  | 152  |
| 3            | 146  | 158  |
| 4            | 149  | 164  |
| 5            | 150  | 172  |
| 6            | 186  | 238  |
| 7            | 224  | 272  |
| 8            | 260  | 342  |
| 9            | 262  | 417  |
| 10           | 264  | 433  |
| 11           | 264  | 437  |
| 12           | 266  | 421  |
| 13           | 268  | 425  |
| 14           | 210  | 366  |
| 15           | 178  | 266  |
| 16           | 150  | 230  |
| 17           | 150  | 163  |
| 18           | 148  | 157  |
| 19           | 147  | 155  |
| 20           | 146  | 186  |
| 21           | -  | 157  |

Valorile obținute în urma încercărilor de duritate Vickers HV10 pentru proba sudată cap la cap cu materialul de adaos: Mn3Ni1CrMo sunt prezentate în

Tabelul 3.4. În Fig. 3.32. este prezentată o imagine macroscopică cu urmele din zonele caracteristice îmbinării sudate, după realizarea încercării de duritate.



Fig. 3.32. Imagine macroscopică cu urmele din zonele caracteristice îmbinării sudate, după realizarea încercării de duritate HV10

Tabelul 3.4. - Valorile încercărilor de duritate Vickers HV10 pentru proba sudată cap la cap cu materialul de adaos: Mn3Ni1CrMo

| Nr. amprentă | Zonă încercată             | Durități Vickers HV10 – șiruri |            |              |
|--------------|----------------------------|--------------------------------|------------|--------------|
|              |                            | Șir superior                   | Șir median | Șir inferior |
| 1            | MB <sub>stânga</sub>       | 151                            | 148        | 146          |
| 2            |                            | 151                            | 145        | 149          |
| 3            |                            | 152                            | 146        | 151          |
| 4            | ZIT <sub>stânga</sub>      | 182                            | 183        | 181          |
| 5            |                            | 274                            | 221        | 272          |
| 6            |                            | 302                            | 243        | 189          |
| 7            | SUD                        | 253                            | 260        | 264          |
| 8            |                            | 254                            | 258        | 262          |
| 9            |                            | 247                            | 266        | 270          |
| 10           | ZIT <sub>dreapta</sub>     | 292                            | 262        | 325          |
| 11           |                            | 274                            | 193        | 264          |
| 12           |                            | 187                            | 181        | 189          |
| 13           | MB <sub>dreapta</sub>      | 154                            | 144        | 151          |
| 14           |                            | 153                            | 147        | 151          |
| 15           |                            | 148                            | 146        | 150          |
| 16           | ZIT <sub>suplimentar</sub> | 309                            | -          | -            |
| 17           |                            | 306                            | -          | -            |

În conformitate cu standardul SR EN ISO 6507-1:2006, incertitudinea extinsă de măsurare a durității a fost:  $U=2,14\%$

### 3.8.2. Rezultate și concluzii

Analizând rezultatele obținute în urma încercărilor de duritate Vickers asupra îmbinării sudate cap la cap, respectiv epruvetelor simulate cu cicluri termice cu și fără tratament post-simulare, s-a realizat determinarea estimatorului de durificare locală  $\Delta HV10$  utilizând relația (3.4.). Rezultatele obținute sunt prezentate în Tabelul 3.5.

Tabelul 3.5. – Valuarea estimatorului de durificare locală  $\Delta HV10$  între zonele caracteristice.

| Duritatea HV10   |           |           |           |           |           | Estimatorul $\Delta HV5$ [%] |       |      |
|--|-----------|-----------|-----------|-----------|-----------|------------------------------|-------|------|
| MB   |           | ZIT       |           | SUD       |           | MB                           | ZIT   | SUD  |
| Val. Min.  | Val. Max. | Val. Min. | Val. Max. | Val. Min. | Val. Max. |                              |       |      |
| <b>Probă sudată cap la cap</b>   |           |           |           |           |           |                              |       |      |
| 144  | 154       | 181       | 302       | 247       | 270       | 6,49                         | 40,06 | 8,51 |
| <b>Epruveta Simulată cu Cicluri Termice fără Tratament Post-Simulare</b> |           |           |           |           |           |                              |       |      |
| 150  | 186       | 230       | 437       | -         | -         | 19,35                        | 47,37 | -    |
| <b>Epruveta Simulată cu Cicluri Termice cu Tratament Post-Simulare</b>   |           |           |           |           |           |                              |       |      |
| 146  | 150       | 150       | 268       | -         | -         | 2,66                         | 44,03 | -    |

Pentru epruveta simulată cu cicluri termice fără tratament post-simulare s-au determinat valori de duritate mari până la 437 HV10 în zona influențată termic simulată. În cazul epruvetei simulate și tratate, valorile durităților ajung la maxim 268 HV10 în zona influențată termic simulată.

În cazul analizat s-au obținut valori ale estimatorului de durificare locală sub 50% (47,37% pentru epruveta simulată cu cicluri termice fără tratament post-simulare, respectiv 44,03% la epruveta simulată cu cicluri termice cu tratament post-simulare), drept pentru care se consideră că structurile obținute nu conduc la producerea de ruperi fragile.

În Fig. 3.33. este prezentată variația estimatorului de durificare locală  $\Delta HV10$  pentru proba sudată cap la cap, precum și pentru epruvetele simulate cu cicluri termice cu și fără tratament post-simulare în zonele caracteristice.

În Fig. 3.34. este redată variația durității HV10, pentru proba sudată cap la cap, epruveta simulată cu cicluri termice cu tratament post-simulare respectiv fără tratament post-simulare, în funcție de zonele caracteristice (Material de bază, Zonă influențată termic, Sudură).

S-a observat o bună corelare între rezultatele obținute prin sudare respectiv prin simulare cu cicluri termice cu tratament post-simulare,

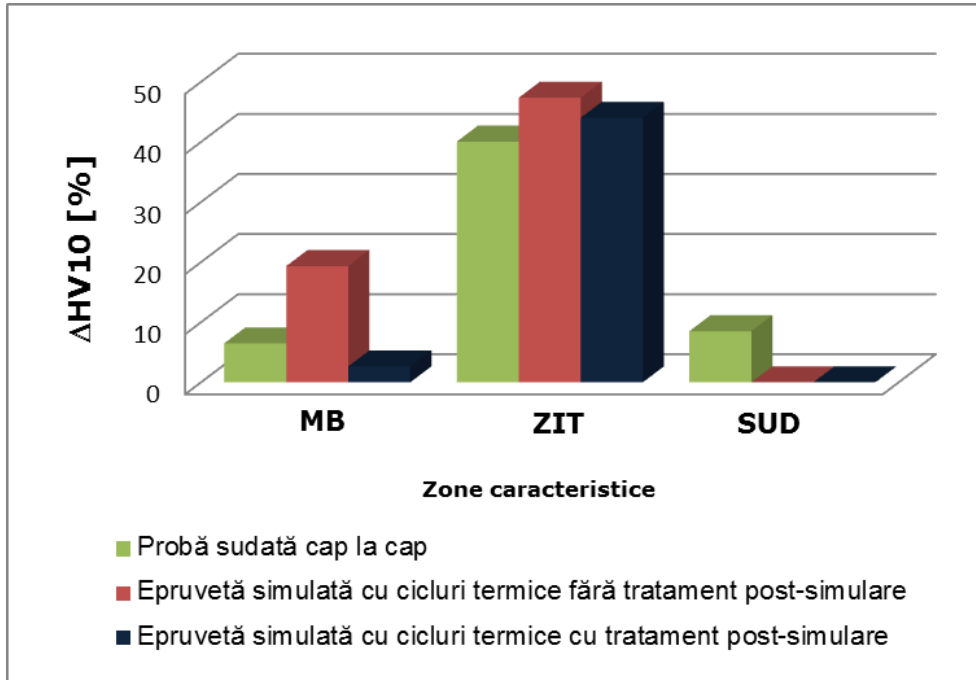


Fig. 3.33. Variația estimatorului de durificare locală  $\Delta HV10$  în funcție de zonele caracteristice

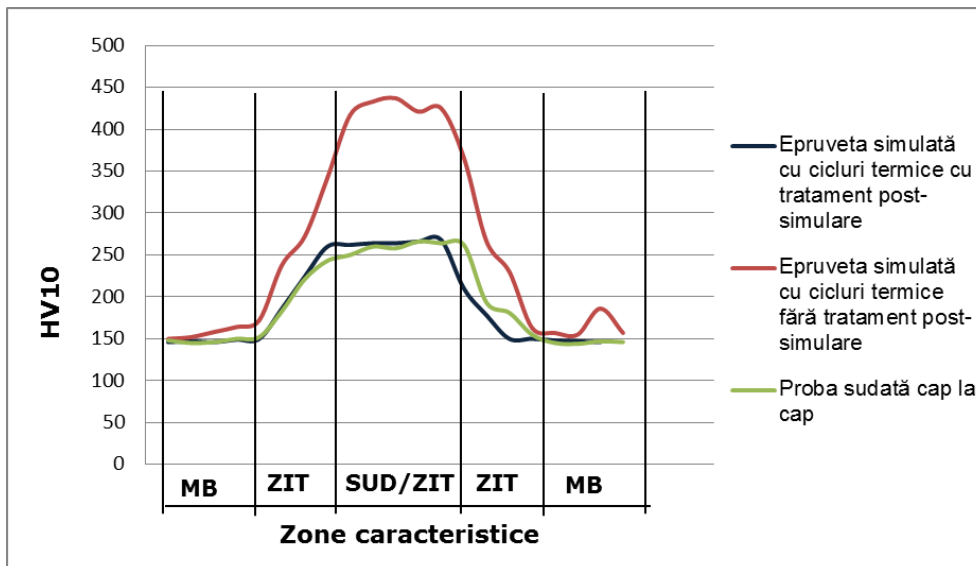


Fig. 3.34. Variația durității HV10 funcție de zonele caracteristice



### 3.9. Determinarea caracteristicilor de tracțiune

În cadrul acestui subcapitol s-a urmărit atingerea obiectivelor de a caracteriza materialul prin încercări statice utilizând epruvete convenționale din oțel marca P355NH. Totodată s-a determinat forța maximă de rupere pentru îmbinarea sudată cap la cap și s-au evaluat rezultatele obținute.

#### 3.9.1. Determinarea caracteristicilor de tracțiune la temperatură ambiantă pentru epruvete din material de bază, oțel marca P355NH

Determinarea caracteristicilor statice ale oțelului P355NH a constat din efectuarea unor încercări de tracțiune la temperatură ambiantă, pe o mașină universală de încercat de ultimă generație. În urma acestei încercărilor s-au înregistrat curbele caracteristice ale materialului și s-au determinat principalele proprietăți de material.

##### 3.9.1.1. Procedura experimentală

Încercările de tracțiune statică au fost realizate în Laboratorul de Rezistența Materialelor din cadrul Facultății de Mecanică, Universitatea „Politehnica” din Timișoara, pe mașina universală de încercat la tracțiune-compresiune marca w+b (Walter+Bai) LFV-100 HH, Fig. 3.35. Principalele caracteristici ale mașinii de încercat sunt redată în Tabelul 3.6.



Fig. 3.35. Mașina universală de încercat la tracțiune-compresiune model w+b LFV-100 HH

Tabelul 3.6. Principalele caracteristici ale mașinii universale de încercat w+b LFV-100 HH

|  |   |
|--|---|
| <b>Model:</b>                                  | w+b LFV-100 HH, seria 879                                 |
| <b>Forța maximă (întindere / compresiune):</b> | 100 kN / -100 kN  |
| <b>Precizie traductor forță:</b>               | sub $\pm 0,25$ % din forța indicată [Walter+Bai AG, 2007] |

În vederea prinderii probelor în bacurile mașinii de încercat, s-a utilizat un dispozitiv special, în care epruvetele au fost înfiletate. În Fig. 3.36. este prezentat dispozitivul în care au fost înfiletate probele. Acest dispozitiv, a fost realizat în cadrul Laboratorului de Rezistența Materialelor, și a fost folosit pentru eliminarea fenomenului de alunecare în bacuri la forțe mari de tracțiune.

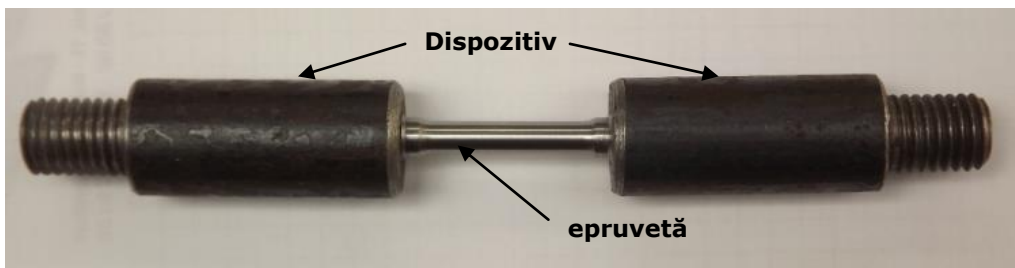


Fig. 3.36. Dispozitiv pentru prinderea probei de tracțiune statică

Ridicarea curbei caracteristice la tracțiune statică s-a realizat pentru oțelul P355NH inițial sub formă de epruvete confecționate dintr-o placă laminată. Încercările s-au efectuat conform standardului ISO 6892-1:2009. Scopul acestor încercări a fost de a se determina principalele caracteristici mecanice ale oțelului. Pentru încercări s-au folosit epruvete cilindrice, realizate conform desenului din Fig. 3.37.

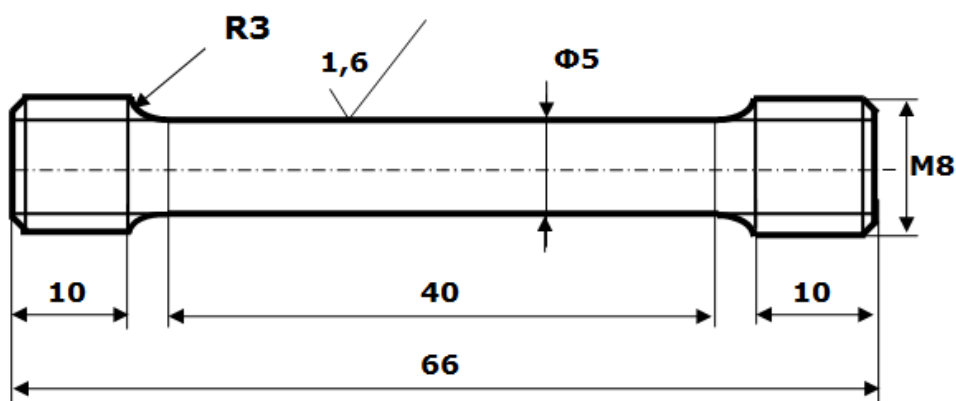


Fig. 3.37. Schiță epruvetă cu capete filetate pentru încercări de tracțiune statică

### 3.9.1.2. Rezultate și concluzii

În urma efectuării încercărilor de tracțiune statică asupra epruvetelor confecționate din oțel marca P355NH, s-au obținut curbele caracteristice prezentate în Fig. 3.38.

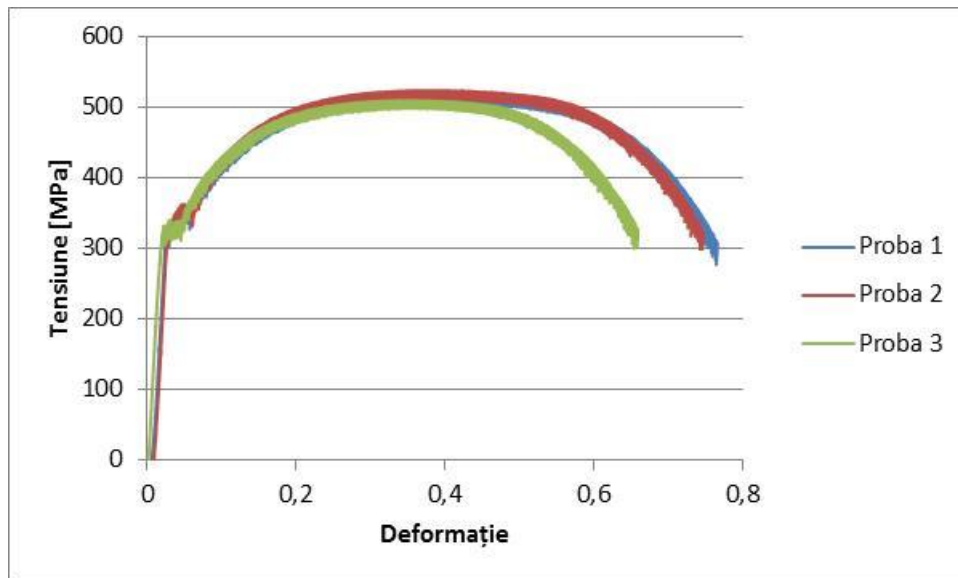


Fig. 3.38. Curbele caracteristice obținute în urma încercării la tracțiune statică a oțelului P355NH

În Fig. 3.39 este prezentată curba forță deplasare pentru cele trei probe.

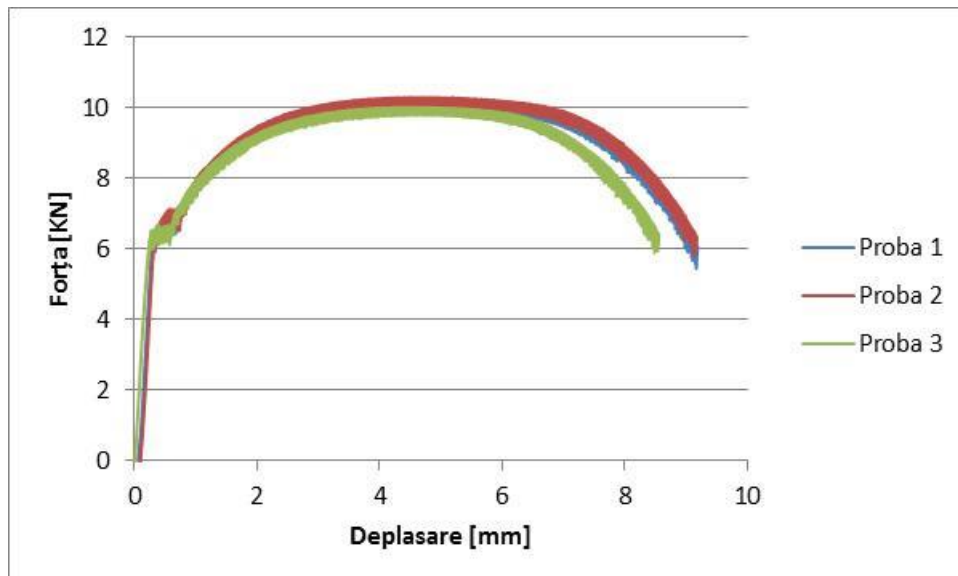


Fig. 3.39. Curbele Forță/Deplasare pentru oțelului P355NH

Utilizând datele obținute s-au determinat caracteristicile mecanice ale oțelului P355NH, prezentate în Tabelul 3.7.

Tabelul 3.7. Caracteristicile mecanice determinate experimental pentru oțelul P355NH

| Nr. probă | Rezistența la rupere | Limita de proporționalitate | Modulul de elasticitate longitudinal | Alungirea totală |
|-----------|----------------------|-----------------------------|--------------------------------------|------------------|
|           | $\sigma_r$ [MPa]     | $R_{p0.2}$ [MPa]            | $E$ [MPa]                            | $A_t$ [%]        |
| 1         | 498                  | 346                         | 213658                               | 69,7             |
| 2         | 510                  | 346                         | 212620                               | 53,8             |
| 3         | 510                  | 346                         | 213500                               | 66,7             |
| Media     | 506                  | 346                         | 213259                               | 63,4             |

### 3.9.2. Determinarea caracteristicilor de tracțiune la temperatură ambiantă pentru îmbinarea sudată cap la cap

Determinarea forței de tracțiune maxime și interpretarea rezultatelor obținute pentru îmbinarea sudată cap la cap a plăcii din oțel P355NH a constat din efectuarea a două încercări de tracțiune la temperatură ambiantă, pe o mașină universală de încercat la tracțiune.

#### 3.9.2.1. Procedura experimentală

Încercările de tracțiune statică au fost realizate în Laboratorul de Rezistența Materialelor din cadrul Facultății de Mecanică, Universitatea „Politehnica” din Timișoara, pe Pulsatorul de 1000 KN, Fig. 3.40.



Fig. 3.40. Pulsatorul de 1000 KN

Scopul acestor încercări a fost de a se determina forța maximă pentru îmbinarea sudată și de a se analiza zona de rupere. Pentru încercări s-au utilizat epruvetele plate din Fig. 3.41.

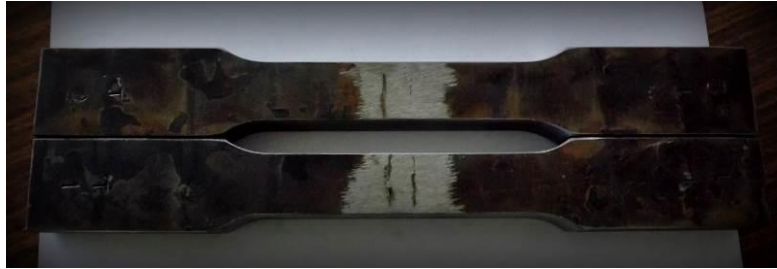


Fig. 3.41. Epruvete plate pentru încercarea de tracțiune

### 3.9.2.2. Rezultate și concluzii

În urma efectuării încercărilor de tracțiune statică asupra epruvetelor confecționate din îmbinarea sudată a plăcii din oțel marca P355NH, s-au obținut valorile maxime ale forței prezentate în Tabelul 3.8.

Tabelul 3.8. Forța maximă la tracțiune pentru îmbinarea sudată

| Nr. probă | Forța maximă la tracțiune<br>$F_{max}$ [KN] |
|-----------|---|
| 1         | 292   |
| 2         | 291   |
| Media     | 291,5                                       |

După cum se poate observa și în Fig. 3.42. probele s-au rupt în materialul de bază, în zona în care nu a fost influențate termic.

Modul de rupere evidențiază prezența unei zone de gâtuire în materialul de bază neinfluențat termic. Secțiunea globală de rupere este orientată perpendicular pe direcția solicitării de tracțiune.

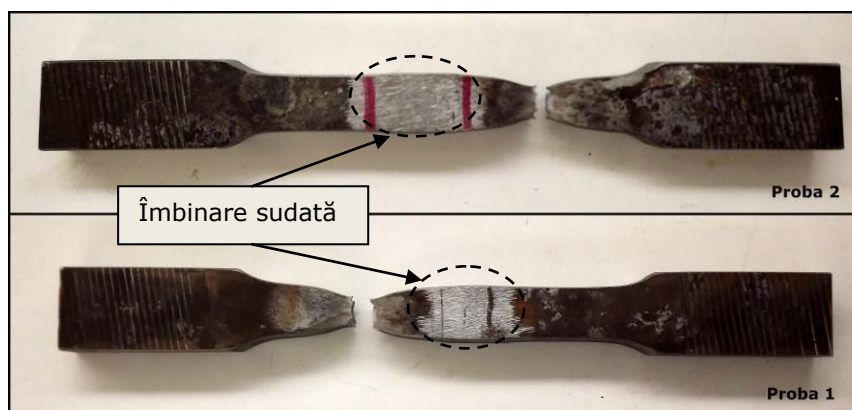


Fig. 3.42. Imagine epruvete după încercarea de tracțiune

### **3.10. Determinarea energiei de rupere la încercarea de încovoiere prin șoc. Determinarea tenacității la rupere**

Unul dintre cele mai importante aspecte pentru evaluarea vaselor sub presiune îl reprezintă tenacitatea la rupere, de obicei, determinată printr-un test de bază adecvat de mecanica ruperii. Cu toate acestea, în multe situații nu este posibilă utilizarea testelor de bază, iar în aceste situații, este necesar să se utilizeze o corelație între energia de rupere Charpy și tenacitate [Nevasmaa, (1997)].

Având în vedere că datorită dimensiunilor probele din oțel marca P355NH, supuse simulărilor cu cicluri termice, nu pot fi utilizate pentru evaluarea tenacității la rupere prin încercări clasice, s-a utilizat o corelație la limita inferioară pentru regimul ductil (prag superior) [Bannister, (1998)].

#### **3.10.1. Procedura experimentală**

Așa cum s-a prezentat anterior, îmbinarea sudată cap la cap s-a realizat utilizând procedeul de sudare MIG-MAG, iar Mn3Ni1CrMo1 a fost folosit ca material de adaos.

Simulatorul de sudură Smitweld LS 14o2 a fost întrebuințat în vederea realizării epruvetelor simulate cu cicluri termice din placa de oțel P355NH. Au fost simulate cu cicluri termice 5 epruvete [Galațanu, (2015)]. După simulare la două epruvete li s-au aplicat tratament post-simulare.

În Fig. 3.43. sunt prezentate tipul de probe utilizate pentru simularea cu cicluri termice, iar în Fig. 3.44. este prezentată simularea cu cicluri termice a unei epruvete.



Fig. 3.43. Probe utilizate la simularea cu cicluri termice

Pentru determinarea energiei de rupere la încercarea de încovoiere prin șoc, s-au utilizat probe din zonele specifice îmbinărilor sudate, respectiv probele simulate cu cicluri termice. S-au prelevat nouă epruvete din proba sudată MIG-MAG: trei epruvete din materialul de bază, trei epruvete din zona influențată termic și trei epruvete din sudură; și cele cinci probe din materialul de bază, care după simularea cu cicluri termice respectiv după aplicarea tratamentului post-simulare, au fost aduse la cotele aferente epruvetelor de tip Charpy.

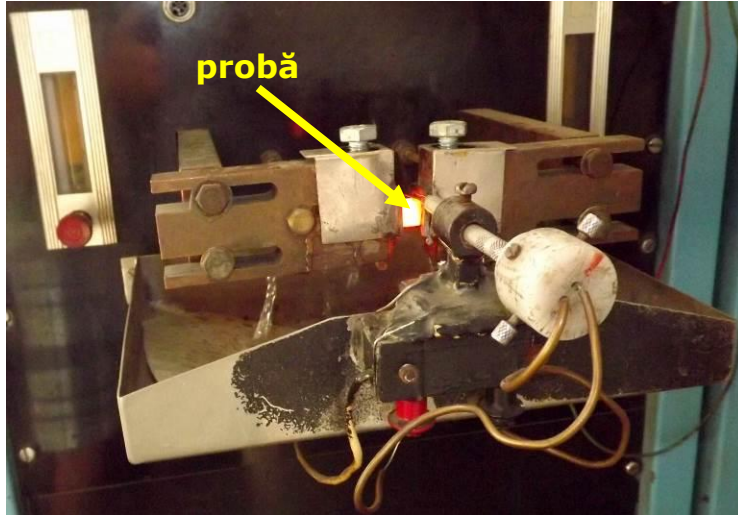


Fig. 3.44. Simularea cu cicluri termice a unei epruvete

Încercarea de încovoiere prin șoc a fost realizată cu ciocanul pendul tip Charpy PSW30 pe epruvete cu creșterură în V [SR EN ISO 148-1]. În Fig. 3.45. este prezentat ciocanul pendul tip Charpy PSW30.



Fig. 3.45. Ciocan pendul tip Charpy PSW30

După determinarea energiei de impact, utilizând cele nouă epruvete din placa sudată (3 epruvete din sudură, 3 epruvete din zona influențată termic și 3 epruvete din materialul de bază), și cele cinci epruvete din placă din oțel marca P355NH simulate cu cicluri termice (3 epruvete fără tratament post-simulare și 2 epruvete cu tratament post-simulare), a fost utilizată o corelație la limita inferioară pentru regimul ductil în vederea determinării tenacității la rupere [Bannister (1998)], conform relației (3.5.). Relația (3.5.) a fost aplicată pentru valori ale energiei de impact Charpy mai mari de 60 J. În cazul în care energia de impact Charpy a fost mai mică de 60 J, s-a utilizat relația (3.6.).

$$K_{mat} = 0,54Cv + 55 \quad (3.5)$$

$$K_{mat25} = 12\sqrt{Cv} \quad (3.6)$$

unde:  $K_{mat}$  – este tenacitatea la rupere

$Cv$  – este energia de rupere Charpy (cu creșterea în V) în J

$K_{mat25}$  – este o estimare a tenacității la rupere a materialului în  $MPa\sqrt{m}$  pentru o grosime de 25 mm.

### 3.10.2. Rezultate și concluzii

Încercarea la încovoiere prin șoc, efectuată conform SR EN ISO 148-1 pe epruvete de tip Charpy, prelevate din îmbinarea sudată, respectiv simulate cu cicluri termice cu și fără tratament post-simulare a evidențiat valori distincte ale caracteristicilor de tenacitate ale zonei influențate termic, a materialului de bază și a sudurii, iar în Tabelul 3.9. sunt prezentate rezultatele obținute. Totodată în Tabelul 3.10. sunt prezentate rezultatele obținute pentru tenacitatea la rupere în urma aplicării corelației de la limita inferioară pentru regimul ductil.

Tabelul 3.9. Energia de rupere pentru zonele caracteristice

| Varianta analizată | Energia de rupere<br>KV [J] |     |     |                |
|--------------------|-----------------------------|-----|-----|----------------|
|                    | 1                           | 2   | 3   | Valoarea medie |
| MB                 | 230                         | 230 | 225 | 228.33         |
| SUD                | 222                         | 207 | 218 | 215,66         |
| ZIT                | 121                         | 128 | 135 | 128            |
| ZITS               | 57                          | 78  | 98  | 77.66          |
| ZITS+T             | 174                         | 114 | -   | 144            |

Tabelul 3.10. Tenacitatea la rupere pentru zonele caracteristice

| Varianta analizată | Tenacitatea la rupere<br>[MPa $\sqrt{m}$ ] |        |        |                |
|--------------------|--|--------|--------|----------------|
|                    | 1  | 2      | 3      | Valoarea medie |
| MB                 | 179.2                                      | 179.2  | 176.5  | 178.3          |
| SUD                | 174.88                                     | 166.78 | 172.72 | 171.46         |
| ZIT                | 120.34                                     | 124.12 | 127.9  | 124.12         |
| ZITS               | 90.59                                      | 97.12  | 107.92 | 98.54          |
| ZITS+T             | 148.96                                     | 116.56 | -      | 132.76         |

În urma încercărilor de încovoiere prin șoc pe epruvete de tip Charpy prelevate din îmbinarea sudată, la temperatura ambientă s-au obținut rezultatele



prezentate în Fig. 3.6. Se remarcă faptul că valorile cele mai mici ale energiei de rupere Charpy, s-au obținut în zona influențată termic (ZIT). Pentru cele trei epruvete prelevate din zona influențată termic, valoarea medie a energiei de impact este de 128 J.

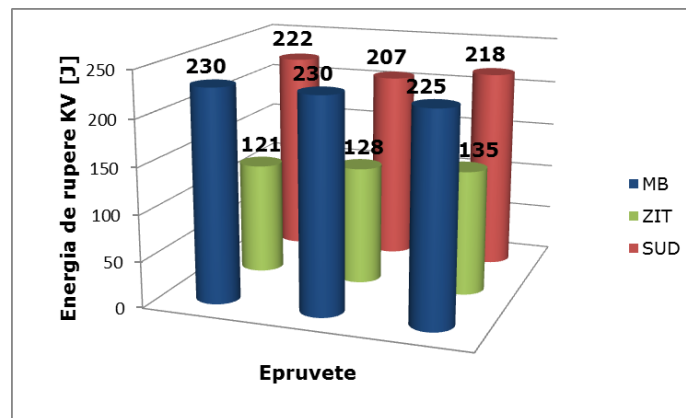


Fig. 3.46. Energia de rupere pentru epruvetele prelevate din îmbinarea sudată

Având în vedere rezultatele obținute, pentru determinarea tenacității la rupere s-a utilizat relația (3.5) deoarece energia de rupere Charpy are valori mai mari de 60 J. În Fig. 3.47 sunt prezentate rezultatele obținute pentru tenacitatea la rupere în  $\text{MPa}\sqrt{m}$  la epruvetele prelevate din îmbinarea sudată. Valoarea medie a tenacității la rupere în acest caz este de  $124.12 \text{ MPa}\sqrt{m}$ .

Așa cum era de așteptat, valorile medii cele mai mari s-au obținut în materialul de bază atât pentru energia de rupere (KV 228.33 J), cât și pentru tenacitatea la rupere ( $178.3 \text{ MPa}\sqrt{m}$ ).

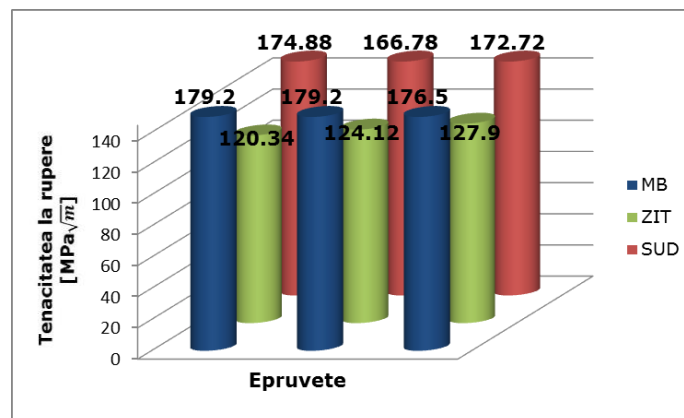


Fig. 3.47. Tenacitatea la rupere pentru epruvetele prelevate din îmbinarea sudată

În Fig. 3.48. este prezentată energia de rupere pentru epruvetele simulate cu cicluri termice cu tratament post-simulare (ZITS+T) și fără tratament post-simulare (ZITS).

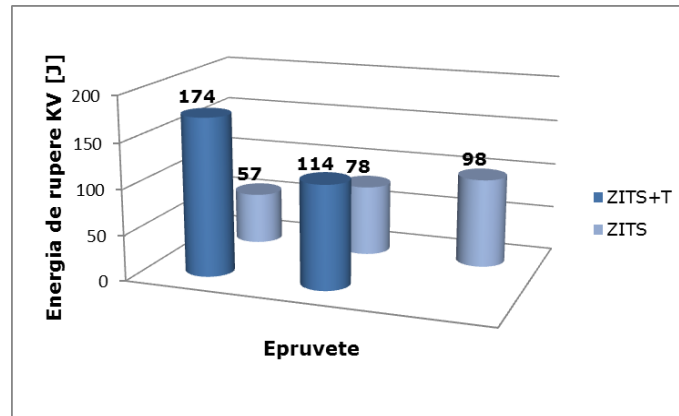


Fig. 3.48. Energia de rupere pentru epruvetele simulate cu cicluri termice

În cazul epruvetelor simulate cu cicluri termice fără tratament post-simulare (ZITS), s-a observat ca rezultatele obținute pentru energia de rupere KV, au valori în domeniul ruperii fragile. Aplicarea tratamentelor termice post-simulare pe epruvetele simulate cu cicluri termice (ZITS+T), au condus la o îmbunătățire a rezultatelor obținute pentru energia de rupere KV.

Întrucât pentru epruveta Charpy simulata cu cicluri termice fără tratament post-simulare (ZITS) s-a înregistrat o valoare de 57 J la încercarea de încovoiere prin șoc, pentru determinarea tenacității la rupere s-a utilizat relația (3.6.).

Rezultatele obținute pentru tenacitatea la rupere la epruvetele simulate cu cicluri termice cu (ZITS+T) și fără (ZITS) tratament post-simulare, sunt prezentate în Fig. 3.49.

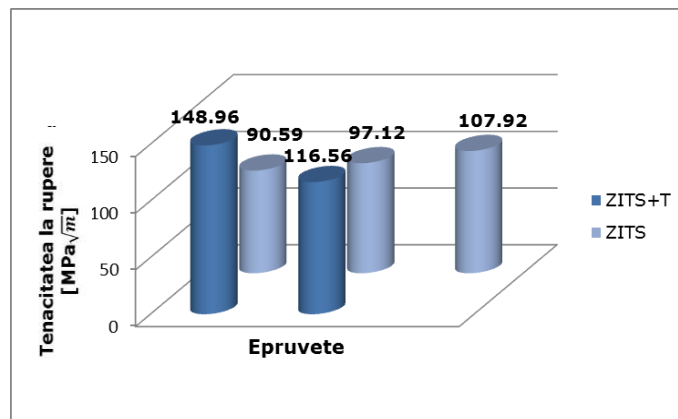


Fig. 3.49. Tenacitatea la rupere pentru epruvetele simulate cu cicluri termice

Tencitatea la rupere pentru epruvetele simulate cu cicluri termice cu tratament post-simulare au înregistrat valorile de  $148.96 \text{ MPa}\sqrt{m}$  și  $116.56 \text{ MPa}\sqrt{m}$ , respective în cazul epruvetelor simulate cu cicluri termice fără tratament post-simulare (ZITS), s-au înregistrat valorile de  $90.59 \text{ MPa}\sqrt{m}$ ,  $97.12 \text{ MPa}\sqrt{m}$  și  $107.92 \text{ MPa}\sqrt{m}$ .

S-a observat o bună corelație între valoarea medie a energiei de rupere, Fig. 3.50, pentru zona influențată termic (ZIT) respective epruvetele simulate cu cicluri termice cu tratament post-simulare. Diferența procentuală dintre acestea este de 11.11%.

De asemenea, valoarea medie a tenacității la rupere în aceleași cazuri, Fig. 3.51, este de  $124.12 \text{ MPa}\sqrt{m}$  pentru ZIT, respectiv  $132.76 \text{ MPa}\sqrt{m}$  pentru ZITS-T. Diferența procentuală fiind de 6,5%.

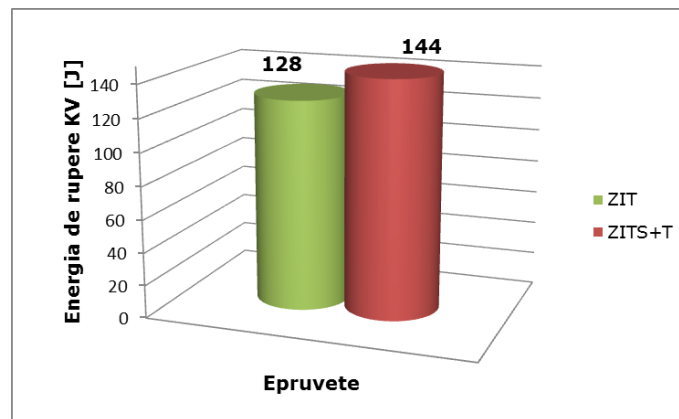


Fig. 3.50. Valoarea medie a energiei de rupere pentru epruvetele din zona influențată termic (ZIT) și pentru epruvetele simulate cu cicluri termice cu tratament post-simulare (ZITS+T)

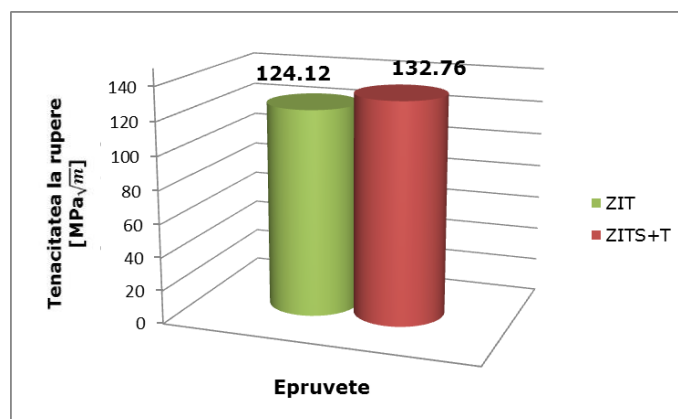


Fig. 3.51. Valoarea medie a tenacității la rupere pentru epruvetele din zona influențată termic (ZIT) și pentru epruvetele simulate cu cicluri termice cu tratament post-simulare (ZITS+T)

### 3.11. Evaluarea ductilității și imperfecțiunilor în zonele îmbinării sudate prin îndoiri laterale

Utilizarea metodei de încercare la îndoire transversală laterală pe epruvete prelevate din îmbinarea cap la cap a plăcii din oțel marca P355NH, conform standardului SR EN ISO 5173:2010, s-a realizat în vederea evaluării ductilității și a evaluării în apropierea suprafeței îmbinate a absenței imperfecțiunilor.

#### 3.11.1. Procedura experimentală

Principiul încercării constă în supunerea la deformare plastică a epruvetelor prelevate transversal din îmbinarea sudată cap la cap, prin îndoire fără a se inversa sensul de îndoire, astfel încât secțiunile transversale ale îmbinării sudate să fie supuse la întindere [SR EN ISO 5173].

Încercarea s-a realizat la temperatură ambiantă (23° C).

Epruvetele utilizate pentru metoda de încercare la îndoire transversală laterală sunt prezentate în Fig. 3.52. Pentru acest tip de epruvete fața superioară întinderii este o secțiune transversală a sudurii.

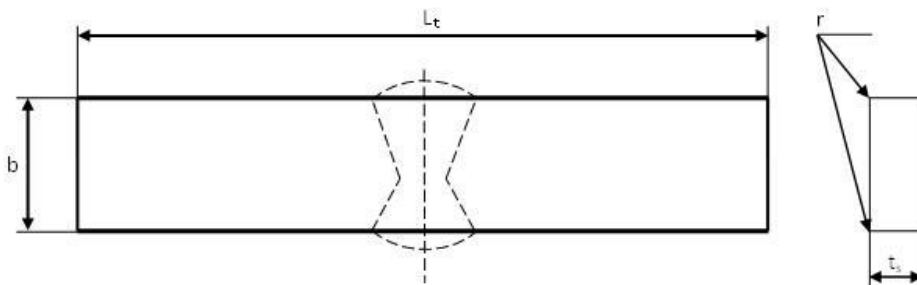


Fig. 3.52. Epruvetă cu sudură cap la cap pentru încercarea la îndoire transversală laterală (SBB) (SR EN ISO 5173:2010)

În vederea realizării încercării de îndoire transversală a sudurii cap la cap, epruvetele au fost prelevate transversal din îmbinarea sudată, Fig. 3.53., astfel încât, după prelucrare, axa sudurii a rămas în mijlocul epruvetei. După prelucrare, fiecare epruvetă a fost marcată în vederea indentificării exacte a poziției lor din îmbinare.

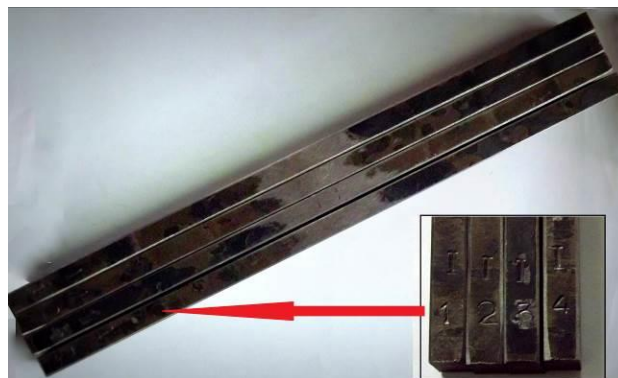


Fig.3.53. Epruvete prelevate din îmbinarea cap la cap

Pentru încercarea la îndoire laterală conform SR EN ISO 5173, dimensiunile epruvetelor sunt prezentate în Tabelul 3.11.

Tabelul 3.11. Dimensiuni măsurate

| Lățimea epruvetei, b [mm] | Raza de racordare a muchiiilor epruvetei, r [mm] | Grosimea epruvetei, t <sub>s</sub> [mm] | Lungimea totală a epruvetei, L <sub>t</sub> [mm] | Unghiul de îndoire α [°] |
|---------------------------|--|---|--|--------------------------|
| 22.3                      | 2  | 10                                      | 300  | 180                      |
| 22.3                      | 2  | 10                                      | 300  | 180                      |
| 22.3                      | 2  | 10                                      | 300  | 180                      |
| 22.3                      | 2  | 10                                      | 300  | 180                      |

După prelucrarea suprafețelor epruvetelor îngroșările sudurii au fost eliminate.

Diametrul dornului utilizat la încercarea de îndoire laterală a fost de 4t<sub>s</sub> adică 40 mm. Distanța dintre role s-a calculat având în vedere relația (3.7).

$$d+2t_s+3l \leq d+3t_s \quad (3.7)$$

Unde:

d – diametrul dornului

t<sub>s</sub> – grosimea epruvetei

În Fig. 3.54. este prezentată încercarea de îndoire transversală laterală.



Fig. 3.54. Încercarea de îndoire transversală laterală

### 3.11.2. Rezultate și concluzii

În Fig. 3.55. sunt prezentate epruvetele după realizarea încercării la îndoire transversală laterală.



Fig. 3.55. Imagini ale epruvetelor supuse la îndoire transversală laterală

În urma examinărilor suprafețelor externe cât și a celor laterale ale epruvetei nu au fost observate imperfecțiuni.

### 3.12. Determinarea modului de elasticitate longitudinal utilizând metoda excitării prin impuls

Metoda excitării prin impuls a fost utilizată în vederea determinării pentru diferite epruvete a modului de elasticitate longitudinal. Cunoașterea modului de elasticitate în diferite zone ale îmbinării sudate reprezintă o etapă foarte importantă în evaluarea fenomenului de concentrare la tensiunilor. De asemenea permite modelarea numerică a stării de tensiune și deformație a îmbinărilor sudate.

Epruvetele utilizate au fost prelevate din îmbinarea sudată cap la cap. S-a determinat pentru materialul de bază (MB), cât și sudură (SUD) respectiv zona influențată termic (ZIT) modulul de elasticitate longitudinal. Totodată a fost determinat modulul de elasticitate longitudinal pentru probe simulate cu cicluri termice cu și fără tratament post-simulare.

#### 3.12.1. Procedura experimentală

Metoda excitării prin impuls este o metodă nedistructivă, ea se bazează pe analiza vibrațiilor efectuată asupra unei probe sau componente test.

O vibrație este introdusă în probă/componentă test printr-un impuls mecanic (proba este "excitată prin impuls" = lovită ușor).

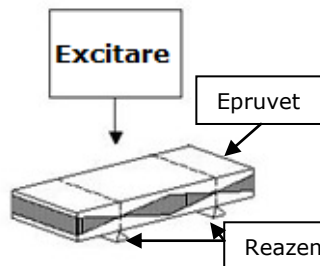
Energia este disipată de material în vibrație mecanică. Această vibrație mecanică are un spectru de frecvență în conformitate cu frecvențele sale de rezonanță care sunt în funcție de [RFDA MF basic MANUAL]. Aceste proprietăți sunt:

- Proprietățile elastice ale materialului ( $E$ ,  $\nu$ )
- Geometria epruvetei
- Densitatea.

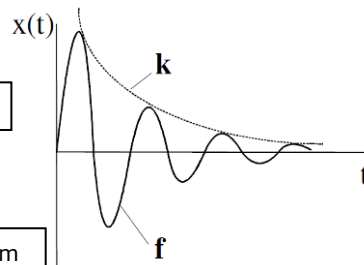
Vibrația este detectată de către un traductor. Traductorul produce un semnal electric care este trimis la computerul unde semnalul este analizat.

Metoda excitării prin impuls este o tehnică de măsurare foarte simplă. Ea constă din trei pași prezentați în Fig.3.56.:

1. Se pune proba într-o poziție cât mai liberă și i se dă un impuls mecanic



2. Se detectează vibrația



3. Se analizează semnalul



Fig. 3.56. Principiul de lucru [RFDA MF basic MANUAL]

Epruvetele utilizate în vederea determinarea proprietăților elastice și de amortizare utilizând metoda excitării prin impuls au fost probe paralelipedice cu dimensiunile de 10x10x55 mm. Așa cum a fost specificat deja, epruvetele au fost prelevate atât din îmbinarea sudată cap la cap, cât și din materialul de bază în vederea simulării lor cu cicluri termice, după care unui anumit lot li s-a aplicat tratament post-simulare

Înainte de a se aplica metoda excitării prin impuls, fiecare proba a fost cântărită și măsurată. Probele au fost cântărite cu cântarul digital: Sartorius GD 503 Class Balance, și măsurate utilizând un șubler digital.

Pentru a determina proprietățile elastice și de amortizare a fost utilizată metoda excitării prin impuls (IMCE Belgia). Epruvetele au fost excitate liber printr-o lovitură ușoară de impact cu o bilă din oțel având diametrul de 6 mm, lipită la capătul unei tije flexibile din polimer cu lungimea de 100 mm. Epruvetele au fost rezemate pe două fire din polimer pentru a se evita amortizarea de fundal, Fig. 3.57. Vibrația epruvetei a fost înregistrată de un traductor noncontact. Software-ul detectează frecvența necesară pentru calcularea modulului de elasticitate. Modulul lui Young pentru probe dreptunghiulare, poate fi calculat pe baza frecvenței de rezonanță fundamentală la încovoiere (încovoiere în afara planului) conform ASTM 1876-01.

Conform ASTM E 1259 în vederea calculării modulului lui Young, softul Resonant Frequency Damping Analyzer (RFDA) utilizează relația (3.7):

$$E = 0.9465 \cdot \left( \frac{m \cdot f_f^2}{b} \right) \cdot \left( \frac{L^3}{t^3} \right) \cdot T_1 \quad (3.7)$$

Unde: E – modulul lui Young [GPa]

M – masa, [g]

b – lățimea, [mm]

L – lungimea, [mm]

t – grosimea, [mm]

$f_f$  – frecvența de rezonanță la încovoiere fundamentală, [Hz]

$T_1$  – factor de corecție

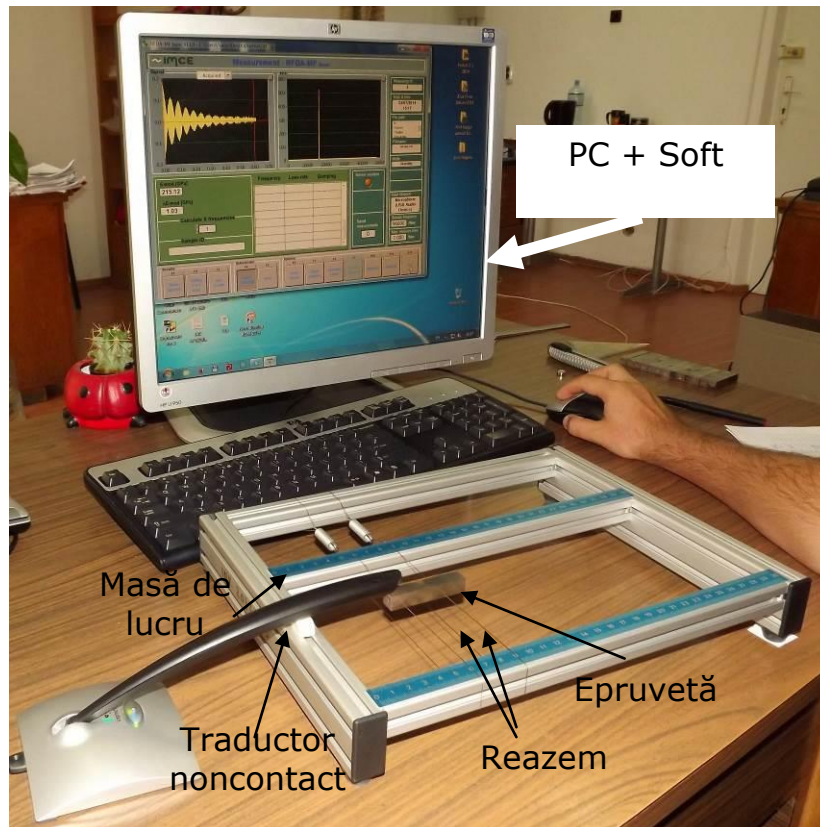


Fig. 3.57. Stand experimental



**3.12.2. Rezultate și concluzii**

În urma utilizării dispozitivului de testare nedistructivă: Resonant Frequency Damping Analyzer (RFDA) pentru determinarea frecvențelor de rezonanță a materialelor, a proprietăților elastice (Modulul lui Young) și a proprietăților de amortizare, rezultatele pentru epruvetele paralelipipedice vibrante în modul de încovoiere sunt prezentate în Tabelul 3.12.

Tabelul 3.12. Proprietățile elastice pentru epruvetele paralelipipedice

| Tip Probă     | Masa [g] | Lungime [mm] | Lațimea [mm] | Grosimea [mm] | Modul de Vibrație | E [GPa] | E <sub>mediu</sub> [GPa] |
|---------------|----------|--------------|--------------|---------------|-------------------|---------|--------------------------|
| <b>MB</b>     | 42.8095  | 54.81        | 10.09        | 10.06         | De încovoiere     | 2.151   | 2.143                    |
| <b>MB</b>     | 42.849   | 54.95        | 10.05        | 10.03         | De încovoiere     | 2.147   |                          |
| <b>MB</b>     | 43.0976  | 54.98        | 10.06        | 10.05         | De încovoiere     | 2.131   |                          |
| <b>SUD</b>    | 42.8526  | 54.98        | 10.05        | 10.08         | De încovoiere     | 2.114   | 2.116                    |
| <b>SUD</b>    | 42.9706  | 54.97        | 10.04        | 10.06         | De încovoiere     | 2.108   |                          |
| <b>SUD</b>    | 42.6921  | 54.91        | 10.03        | 10.07         | De încovoiere     | 2.119   |                          |
| <b>ZIT</b>    | 42.9989  | 54.92        | 10.07        | 10.05         | De încovoiere     | 2.119   | 2.117                    |
| <b>ZIT</b>    | 42.9826  | 55.16        | 10.05        | 10.07         | De încovoiere     | 2.111   |                          |
| <b>ZIT</b>    | 42.9548  | 54.86        | 10.06        | 10.08         | De încovoiere     | 2.121   |                          |
| <b>ZITS+T</b> | 43.1188  | 55.05        | 10.07        | 10.06         | De încovoiere     | 2.087   | 2.0955                   |
| <b>ZITS+T</b> | 43.0553  | 55.04        | 10.04        | 10.04         | De încovoiere     | 2.104   |                          |
| <b>ZITS</b>   | 43.1577  | 55.45        | 10.07        | 10.05         | De încovoiere     | 2.086   | 2.086                    |
| <b>ZITS</b>   | 43.128   | 54.14        | 10.06        | 10.07         | De încovoiere     | 2.083   |                          |
| <b>ZITS</b>   | 43.1567  | 54.2         | 10.08        | 10.06         | De încovoiere     | 2.089   |                          |

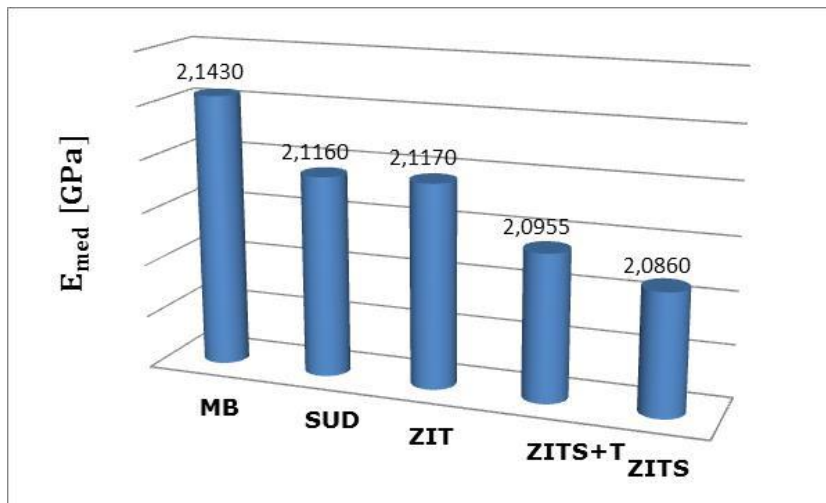


Fig. 3.58.  $E_{med}$  pentru zonele îmbinării

## **4. CERCETĂRI TEORETICE PRIVIND STUDIUL CONCENTRATORILOR DE TENSIUNE LA RECIPIENTELE SUB PRESIUNE**

### **4.1. Considerații generale privind calcul stării de tensiune și deformație din elementele recipientelor sub presiune**

În cadrul acestui capitol sunt prezentate metode analitice cât și metode numerice de analiza a stării de tensiune și deformație în zona concentratorilor de tensiune.

Subcapitolul 4.2. abordează determinarea limitelor de aplicare a teoriilor de plăci subțiri și groase, utilizând metodele analitice și metodele statice.

Problematika studiul efectelor de concentrare a tensiunilor la găurile multiple de la recipientele sub presiune este abordată în cadrul subcapitolului 2.3.

În subcapitolul 4.4. este determinat factorul de intensitate al tensiunii ( $K_I$ ) pentru un recipient sub presiune cu două găuri dispuse longitudinal.

Analiza numerică a fost realizată prin metoda elementelor finite utilizând software-ului profesional ABAQUS.

### **4.2. Studiul limitelor de aplicare a metodelor analitice și numerice pentru plăci de grosime mică utilizate la capacele recipientelor sub presiune**

#### **Aspecte generale**

În cadrul acestui subcapitol este prezentat un studiu comparativ între metodele analitice și numerice în vederea stabilirii limitelor de aplicare a acestora pentru plăcile de grosime mică [Ponomariov, (1963)], pentru care grosimea cea mai mare a plăcii nu depășește  $1/5$  din diametrul ei. Pentru metoda analitică s-au folosit relații de calculul utilizate în construcția de mașini [Ponomariov, (1963)], iar pentru analiza numerică s-a utilizat metoda elementelor finite respectiv pachetul software ABAQUS. Pe baza rezultatelor obținute s-au trasat graficele tensiunilor normale radiale și circumferențiale funcție de grosimea plăcii raportată la diametru pentru zonele de interes precum și graficele pentru deformațiile liniare perpendiculare pe planul median al plăcii (săgeata  $w$ ) în funcție de diametru. Rezultatele obținute permit evidențierea limitelor de aplicare a relațiilor analitice în comparație cu modelele de calcul numerice.

Plăcile reprezintă elemente de structură la care două dimensiuni sunt mult mai mari în comparație cu a treia. Ele se întâlnesc în construcțiile civile, industriale, marine, aerospațiale, (pereții cazanelor și rezervoarelor, cupolele cu pereți subțiri ale diferitelor construcții, flanșele țevilor, diferitele tipuri de diafragme și dispozitive de etanșare etc).

Caracteristicile geometrice ale plăcilor sunt grosimea și suprafața mediană. După forma suprafeței mediane putem să avem plăci plane sau plăci curbe, iar după grosimea suprafeței mediane plăcile se împart în plăci subțiri și plăci groase.

Plăcile limitate de unul sau mai multe contururi cilindrice cu generatoarea perpendiculară pe planul lor median se numesc plăci plane [Dimache, (2006)]. Intersecția conturilor cilindrice cu acel plan se numește contur și poate avea diferite forme. De asemenea din categoria plăcilor plane fac parte și acele plăci care au o curbura mică intenționată sau produse de procese tehnologice de asamblare prin sudare sau de solicitări plastice anterioare.

Plăcile curbe (învelișuri) sunt acele plăci care nu au graniță, adică sunt definite geometric de suprafețe închise, [Dimache, (2006)]. Comparativ cu plăcile plane acestea judicios utilizate se potrivesc mai bine pentru preluarea și transmiterea încărcărilor. Ca și domeniu de utilizare plăcile curbe se întâlnesc în componența corpurilor navelor, la extremități (prova, pupa) și în zona gumei, acestea jucând un rol important la impactul cu valurile, gheața, etc.

Obiectul de studiu al teoriei plăcilor este determinarea stărilor de tensiune și deformație care apar în acestea datorită acțiunilor exterioare.

Sunt cunoscute două moduri de abordare pentru plăci și învelișuri în studiul clasic.

Primul mod de abordare, datorat lui Cauchy, [Ventsel, (2001)], este bazat pe dezvoltările în serie ale funcțiilor tensiune și deplasare, după coordonata  $z$  (măsurată normal pe suprafața mediană a plăcii). Păstrând în aceste serii un număr minim posibil de termeni s-a ajuns la ecuația Sophie-Germaine, [Dimache, (2006)]. Dacă majorăm numărul de termeni reținuți se poate ajunge la ecuații care conduc la soluții mai exacte. Folosind acest mod de abordare, au fost rezolvate de către Navier, problemele încovoierii și stabilității pentru placa dreptunghiulară simplu rezemată pe contur. Poisson a făcut o analiză a comportării plăcilor în cazul general, aceasta introducând o condiție suplimentară pentru impunerea condițiilor la limită pe contur. Deși se credea că abordarea lui Cauchy-Poisson de calcul a plăcilor este universală, în jurul acesteia a apărut o controversă dusă pe două direcții: o direcție care reclamă lipsa unei argumentări riguroase a convergenței seriilor utilizate, în urma căreia a fost contestată în comentariile la traducerea în limba franceză a lucrării de teoria elasticității a lui Clebsch de către Saint-Venant, și o a doua direcție care se referea la neelucidarea satisfăcătoare a problemei privind numărul condițiilor limită necesare pentru fiecare latură a unei plăci dreptunghiulare.

Al doilea mod de abordare se datorează lui Kirchhoff și a condus la o teorie tehnică a plăcilor [Dimache, (2006)]. Kirchhoff a introdus ipoteza normalei drepte – similară ipotezei secțiunii plane a lui Bernoulli din teoria elementară a încovoierii barei, [Dimache, (2006)]. Abordarea lui Kirchhoff a fost foarte mult folosită datorită avantajelor care prezintă, cum ar fi claritatea semnificației fizice a ipotezei normalei drepte (în bună măsură verificată experimental), posibilitatea introducerii și la plăci ca și la bare a eforturilor secționale precum și faptul că a permis lui Thomson și Tait să clarifice definitiv controversata problemă a condițiilor la limită. H. Aron, a realizat o teorie similară cu cea a lui Kirchhoff aplicată învelișurilor cu dublă curbura. Ecuațiile generale ale teoriei învelișurilor bazate pe ipoteza lui Kirchhoff, care a elaborat și o strălucită monografie de elasticitate, îl are drept autor pe A. E. H. Love (1863-1940).

Multă vreme s-a apreciat că abordarea Kirchhoff prezintă inconvenientul că, spre deosebire de abordarea Cauchy-Poisson, nu poate fi în continuare dezvoltată către o teorie exactă. În calculul învelișurilor s-au adăugat inconsecvențele privind considerarea micilor mărimi: unele sunt ignorate iar altele – de același ordin de

mărime, sunt păstrate. Au fost dezvoltate astfel mai multe variante ale ecuațiilor învelișurilor, care se diferențiau față de ecuația obținută de Love, doar prin prezența sau absența unor termeni cu pondere mică. Galerkin a propus o metodă de obținere a ecuației generale ale învelișurilor groase cu deformații mici folosind ecuațiile elasticității și coordonatele curbilinii. Metoda originală a lui Galerkin (deși a avut în vedere plăcile groase), a avut un rol important în dezvoltarea teoriei învelișurilor și plăcilor [Dimache, (2006)]. Contribuții de seamă în dezvoltarea teoriei generale a învelișurilor au avut-o V. Z. Vlasov, A. Lurie, E. Meissner, W. Flugge, E. Reissner, A. L. Goldenveizer, V. V. Novojilov ș.a. [Ventsel, (2001)]. Studiile acestora au permis clasificarea plăcilor din punct de vedere al metodelor de calcul și stabilirea principiilor de simplificare a relațiilor generale ale elasticității în vederea obținerii ecuațiilor ingineresti ale plăcilor și învelișurilor având curbura mică. Mindlin a creat o teorie tehnică inginerescă pentru plăci groase, care are în vedere și forfecarea transversală, înlocuind ipoteza normalei drepte a lui Kirchhoff cu ipoteza conform căreia un segment de dreaptă normal pe planul median înainte de deformație, după deformație rămâne tot segment de dreaptă, de aceeași lungime dar nu și normal la suprafața mediană a plăcii deformată [Dimache, (2006)]. Această teorie a fost emisă de Reissner (1945) și Mindlin (1951). Teoria Mindlin-Reissner generalizează teoria lui Kirchhoff și poate fi aplicată plăcilor având orice grosime. Prin metoda Navier și M. Levy, au fost rezolvate cu succes problemele elementare de încovoiere a plăcilor plane descrise de ecuațiile Laplace-Sophie Germaine. A. Nadai, Galerkin, ș.a. s-au ocupat de rezolvarea problemelor mai complicate (d.p.d.v. al condițiilor la limită și încărcăturilor) privind plăcile plane și învelișurile. Kolosov și Mushelishvili au introdus și utilizat funcțiile de variabilă complexă la rezolvarea problemelor pentru plăci plane în stare plană [Dimache, (2006)].

Teoria matematică riguroasă a calculului plăcilor, care satisface toate ecuațiile teoriei elasticității, este extrem de complexă și din aceste condiții au fost examinate unele probleme foarte simple.

Pentru rezolvarea multiplelor probleme de calcul ale plăcilor, care au fost ridicate de practica inginerescă, s-a acceptat o teorie aproximativă, care are la bază o serie de ipoteze, valabile numai pentru anumite plăci, așa cum am amintit și mai sus. Pentru plăcile subțiri aceste metode se pot folosi în practică atunci când grosimea cea mai mare a plăcii nu depășește  $1/5$  din diametrul ei, condiție care este îndeplinită în majoritatea cazurilor practice din construcția de mașini [Ponomariov, (1963)].

De asemenea este foarte importantă pentru examinarea încovoierii plăcilor circulare, valoarea relativă a săgeților planului median. Plăcile pentru care cea mai mare săgeată nu depășesc  $1/5$  din grosimea lor, se numesc rigide, iar cele pentru care săgețile depășesc valoarea de  $1/5$  din grosimea lor se numesc membrane [Ponomariov, (1963)]. Deplasările radiale ale punctelor planului median pot fi neglijate la încovoierea acestor plăci. De asemenea nu vom ține seama nici de tensiunea normală de întindere, care apar în planul median, la strâmbarea lui, atunci când marginile plăcii sunt încastrate. Aceasta simplifică în mare măsură analiza stării de deformație și de tensiune a plăcilor rigide.

În vederea stabilirii limitelor de aplicare a relațiilor de calcul analitic ale stării de tensiune și deformație pentru plăcile subțiri și rigide, în acest subcapitol este abordat comparația dintre metoda analitică și rezultatele obținute pe cale numerică în calculul stării de tensiune și deformație pentru plăcile care se încadrează în categoria plăcilor subțiri rigide.

#### 4.2.1. Calculul analitic al stării de tensiune și deformație pentru plăcile de grosime mică rigide

Pentru calculul tensiunilor normale radiale și circumferențiale, precum și a săgeți, prin relațiile analitice de cercetare, considerăm fundul unui rezervor sau a unui capac de rezervor sub acțiunea unei forțe interioare  $p$ , Fig. 4.1. Vom neglija încovoierea părții cilindrice a rezervorului și a flanșei [Ponomariov, (1963)].

Raportul dintre limita de curgere a materialului la întindere  $\sigma_{ct}$  și limita de curgere la compresiune  $\sigma_{cc}$  are valoarea  $\mu = \sigma_{ct}/\sigma_{cc}=0,8$ .

Modulul de elasticitate al materialului plăcii este  $E=2 \cdot 10^5$  MPa. Coeficientul de contracție transversală  $\nu = 0,28$ .

Vom considera că fundul este încastrat după cercul de așezare al buloanelor, având raza  $R=200$  mm. Schema de calcul este prezentată în Fig. 4.2.

Din condiția de echilibru a părții centrale a plăcii, având raza curentă  $r$ , Fig. 4.2. putem afla intensitatea forței tăietoare.

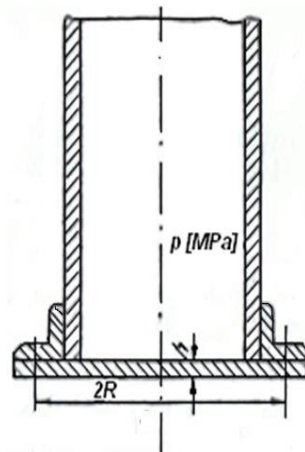


Fig. 4.1. Capac de rezervor sub acțiunea forței interioare  $p$

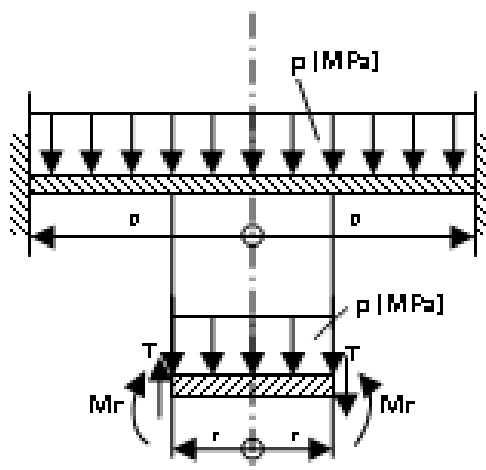


Fig. 4.2. Schema de calcul și reprezentarea razei curente  $r$

În Fig. 4.3. este prezentată diagrama momentelor încovoietoare.

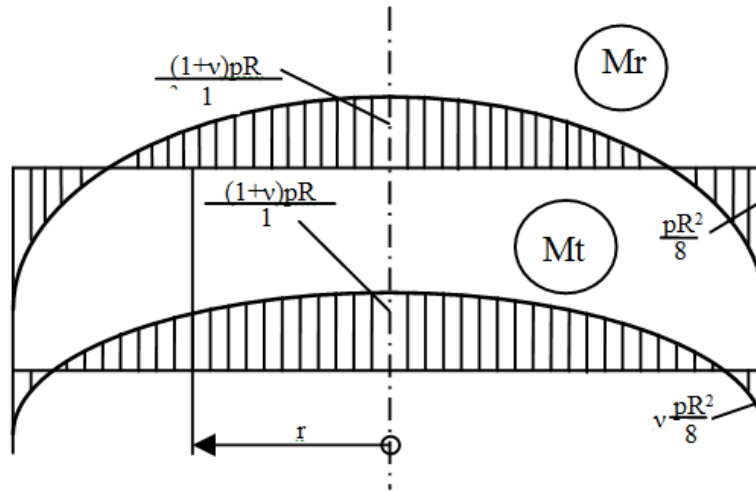


Fig. 4.3. Diagrama momentelor încovoietoare

Conform Fig. 4.3. tensiunile din placă înregistrează valori extreme pentru tensiunea nominală în punctele A, B, C și D, (Fig. 4.4. și Fig. 4.5.)

**În punctul A**

$$\sigma_1 = -p \quad (4.2.1)$$

$$\sigma_2 = \sigma_3 = -\frac{3}{8} \cdot (1 + \nu) \cdot \frac{pR^2}{h^2} \quad (4.2.2)$$

Având în vedere că în cazul considerat  $|\sigma_1|$  este mult mai mic decât  $|\sigma_3|$  admitem că  $\sigma_1 \approx 0$ .

Atunci:

$$\sigma_{ech} \approx 0 - 0.8 \cdot \left[ -\frac{3}{8} \cdot (1 + \nu) \cdot \frac{pR^2}{h^2} \right] = 0.384 \frac{pR^2}{h^2} \quad (4.2.3)$$

**În punctul B**

$$\sigma_1 = \sigma_2 = +\frac{3}{8} \cdot (1 + \nu) \cdot \frac{pR^2}{h^2} \quad (4.2.4)$$

$$\sigma_3 = 0 \quad (4.2.5)$$

$$\sigma_{ech} = \frac{3}{8} (1 + \nu) \cdot \frac{pR^2}{h^2} = 0.48 \frac{pR^2}{h^2} \quad (4.2.6)$$

**În punctul C**

$$\sigma_1 = \frac{3}{4} \cdot \frac{pR^2}{h^2} \quad (4.2.7)$$

$$\sigma_2 = \frac{3}{4} \cdot \nu \cdot \frac{pR^2}{h^2} \quad (4.2.8)$$

Considerând cu aproximație că  $\sigma_3 \approx 0$ , avem:

$$\sigma_{ech} = \frac{3}{4} \cdot \frac{pR^2}{h^2} \quad (4.2.9)$$

**În punctul D**

$$\sigma_1 = 0 \quad (4.2.10)$$

$$\sigma_2 = -\frac{3}{4} \nu \cdot \frac{pR^2}{h^2} \quad (4.2.11)$$

$$\sigma_3 = -\frac{3}{4} \cdot \frac{pR^2}{h^2} \quad (4.2.12)$$

$$\sigma_{ech} = 0 - 0.8 \left( -\frac{3}{4} \cdot \frac{pR^2}{h^2} \right) = 0.6 \frac{pR^2}{h^2} \quad (4.2.13)$$

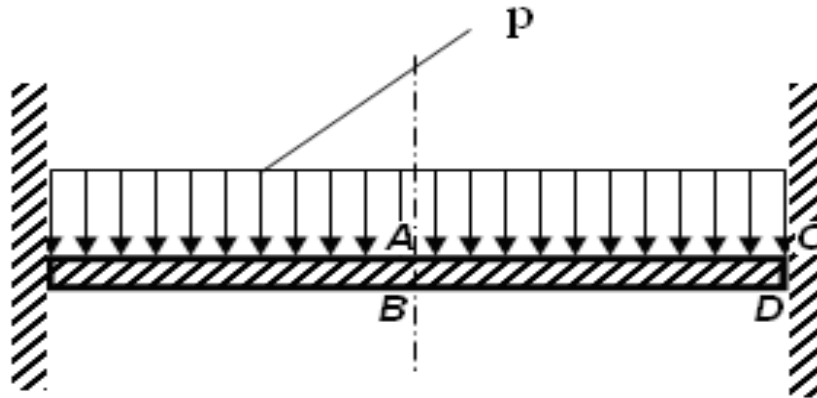


Fig. 4.4. Modelul de calcul



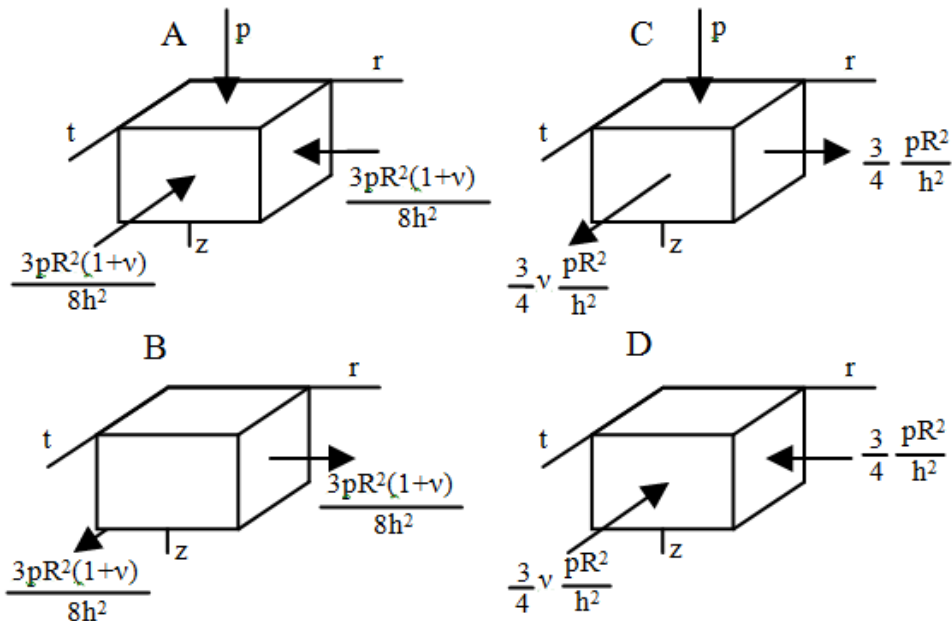


Fig. 4.5. Starea de tensiune în placă

Examinând starea de tensiune în punctele care se află la suprafața plăcii, în centrul ei și în apropierea conturului exterior, Fig. 4.4. și Fig. 4.5., s-a ajuns la ecuațiile de mai sus, din care rezultă că cel mai periculos loc este punctul C [Ponomariov, (1963)].

Săgeata maximă are loc în centrul plăcii la  $r=0$  și o putem calcula cu relația:

$$W_{\max} = \frac{pR^4}{64D} \quad (4.2.14)$$

Pentru calculul abaterii între tensiunea normală circumferențială analitică și tensiunea normală circumferențială numerică s-a utilizat ecuația (4.2.15)

$$Abaterea = \frac{v_a - v_n}{v_a} \cdot 100 \quad (4.2.15)$$

Rezultatele analitice exprimate de relațiile (4.1 ... 4.14) au fost utilizate atât pentru validarea modelelor numerice de calcul cât și pentru stabilirea limitelor de aplicare în funcție de raportul  $h/D$ .

#### 4.2.2. Analiza numerică a stării de tensiune și deformație pentru plăcile de grosime mică rigide

Analiza numerică a stării de tensiune și deformație pentru plăcile de grosime mică rigide se realizează folosind programul de simulare cu elemente finite ABAQUS [Chiorean, (2012), ABAQUS – Volume I]. Pentru realizarea simulărilor am considerat placa circulară cu raza constantă  $R=200$  mm, încărcată cu o presiune constantă  $p=2$  [MPa], și cu grosimea  $h$  variabilă.

Având în vedere caracterul de axial simetrie al plăcii plane analizate, modelul de calcul a fost elaborat în concordanță cu această observație importantă care simplifică foarte mult modul de rezolvare al problemei.

Se poate trece de la modelul 3D la un model 2D, în conformitate cu modelul final reprezentat în Fig. 4.6. Pentru discretizare, Fig. 4.7., s-au utilizat elemente patrulatere care reproduc mai corect distribuția de tensiuni [Chiorean, (2012)], de asemenea pentru toate simulările realizate s-a utilizat același algoritm de discretizare. Odată creat modelul, s-au realizat diferite simulări, pentru aflarea tensiunilor normale radiale și circumferențiare precum și a săgeților pentru valori ale lui  $h$  cuprinse între 2-100 mm.

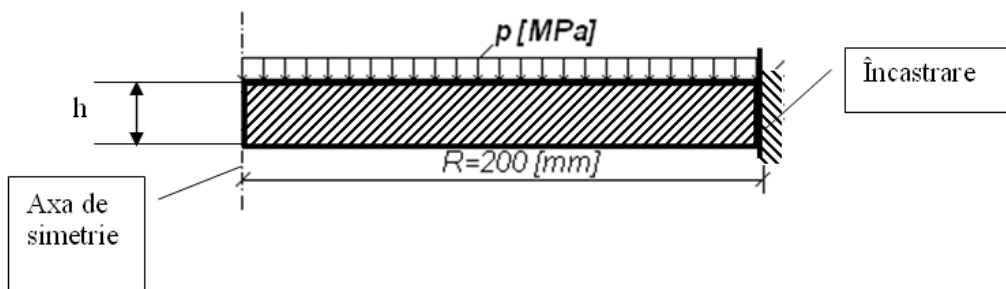


Fig. 4.6. Model 2D folosit pentru simulare în Abaqus

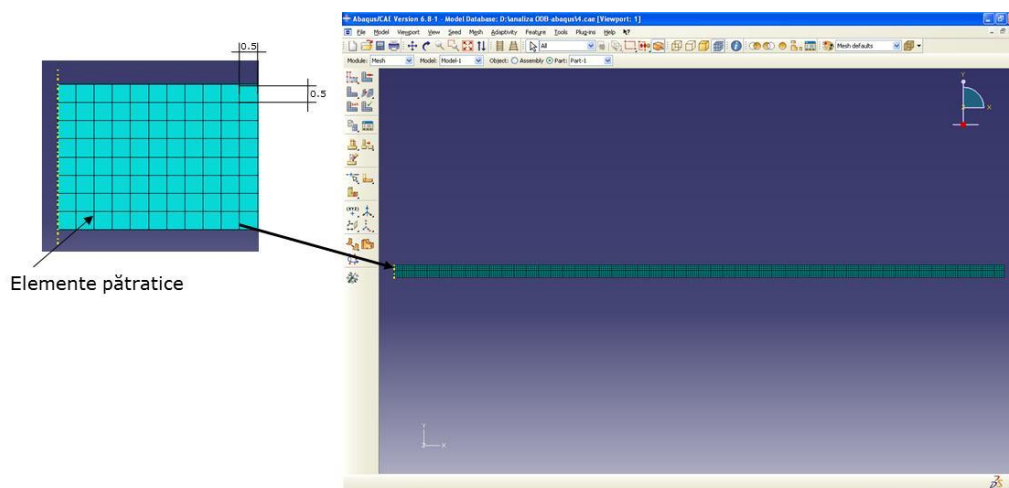


Fig. 4.7. Modul de discretizare folosit

### 4.2.3 Rezultate și discuții

Limitele de aplicare ale calculului analitic și numeric pentru plăcile de grosime mică rigide, sunt impuse de valorile tensiunilor și deformațiilor obținute comparativ cu caracteristicile mecanice și elastice ale acestora.

După cum se vede și în Fig. 4.8. pentru valori ale raportului grosime/diametru sub 0,01, în punctul A, tensiunea normală circumferențială atinge valori mai mari de 2000 MPa, ceea ce din punct de vedere tehnic reprezintă valori care nu au correspondent în domeniul tensiunilor admisibile pentru materialele uzuale. Rezultă:

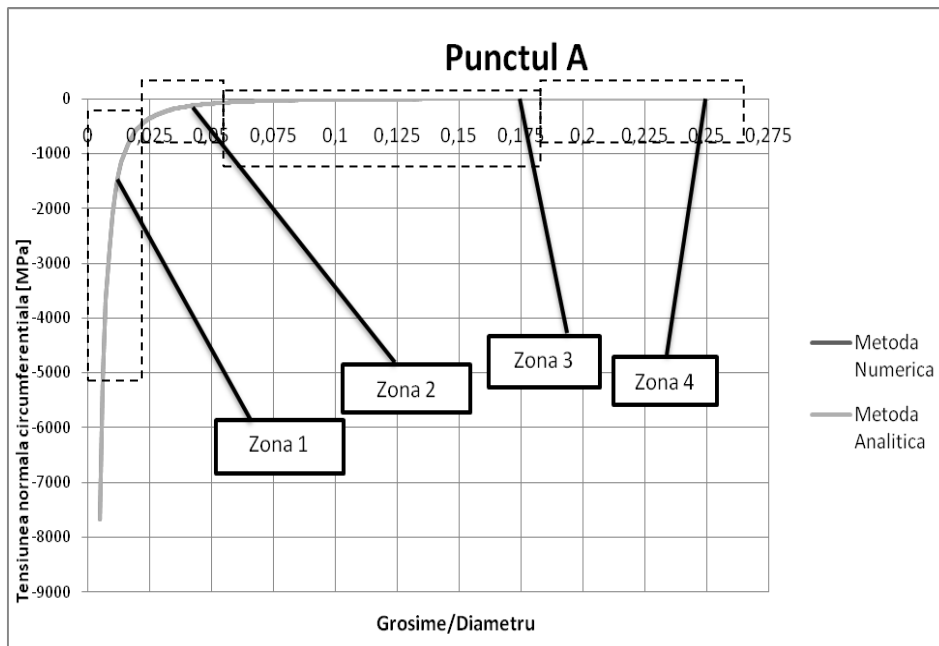


Fig. 4.8. Tensiunea normală circumferențială pentru punctul A

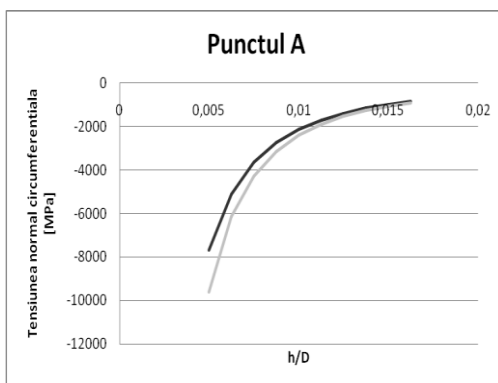


Fig. 4.8.1. Tensiunea normală circumferențială pentru punctul A - Zona 1

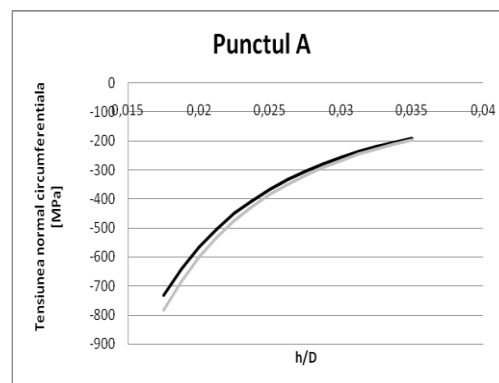


Fig. 4.8.2. Tensiunea normală circumferențială pentru punctul A - Zona 2

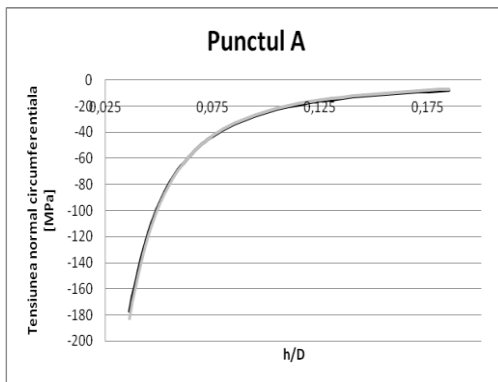


Fig. 4.8.3. Tensiunea normală circumferențială pentru punctul A - Zona 3

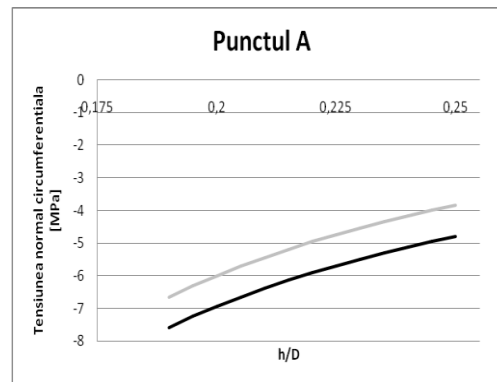


Fig. 4.8.4. Tensiunea normală circumferențială pentru punctul A - Zona 4

De asemenea se remarcă o corespondență foarte bună a calculului analitic cu cel numeric pentru tensiunea circumferențială pentru valori ale raportului grosime funcție de diametru cuprins în limitele 0,01-0,175 (Fig. 4.8.1, Fig. 4.8.2, Fig. 4.8.3. și Fig. 4.8.4.).

Pentru valori ale raportului  $h/D \geq 0,2$  și  $h/D \leq 0,01$  între valoarea calculată analitic și numeric apar diferențe semnificative conform Fig. 4.8. În cazul în care  $h/D = 0,0075$ , apare abaterea între tensiunea normală circumferențială analitică și tensiunea normală circumferențială numerică de:

$$Abaterea = \frac{-3134,69 - (-2743,36)}{-3134,69} \cdot 100 = 12,48\% \quad (4.16)$$

De asemenea în punctul A, tensiunea normală radială atinge valori mai mari de 2000 MPa, așa cum se observă și în Fig. 4.9. Totodată se constată că pentru punctul A, tensiunea normală circumferențială are aceleași valori ca și tensiunea normală radială, atât prin calcule analitice cât și numerice (Fig. 4.8., Fig. 4.8.1., Fig. 4.8.2., Fig. 4.8.3., Fig. 4.8.4., Fig. 4.9., Fig. 4.9.1., Fig. 4.9.2., Fig. 4.9.3., Fig. 4.9.4.).

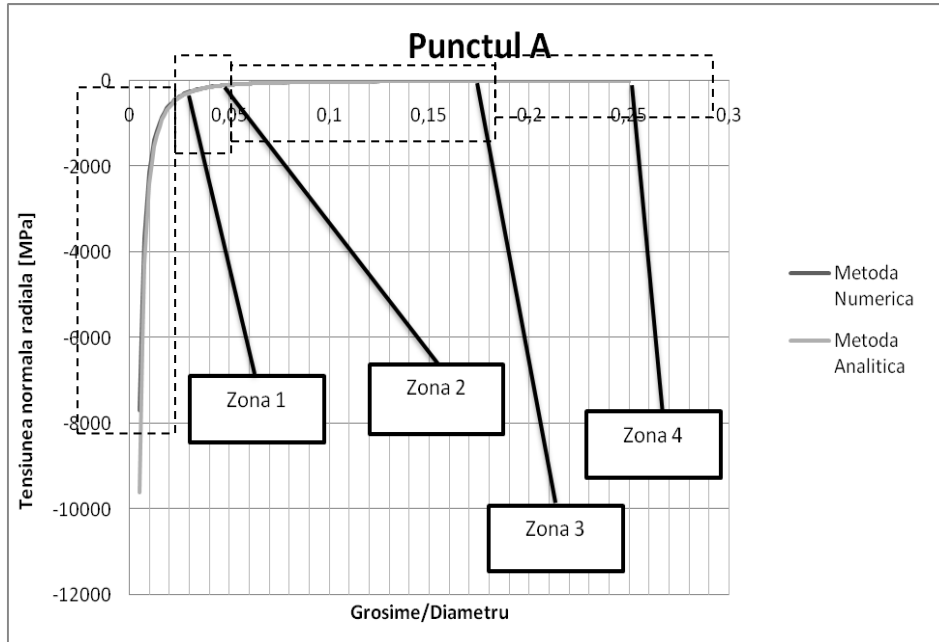


Fig. 4.9. Tensiunea normală radială pentru punctul A

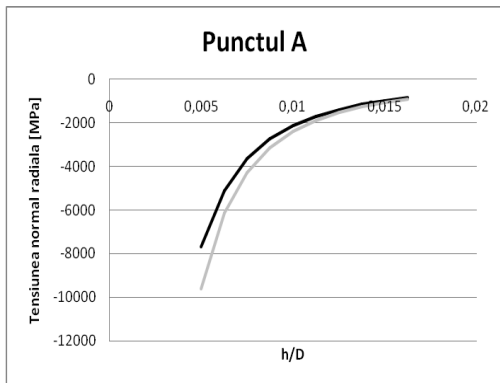


Fig. 4.9.1. Tensiunea normală radială pentru punctul A - Zona 1

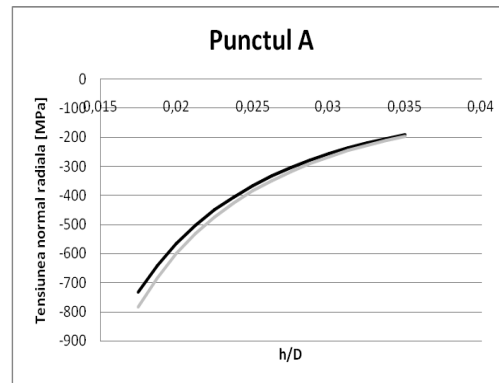


Fig. 4.9.2. Tensiunea normală radială pentru punctul A - Zona 2

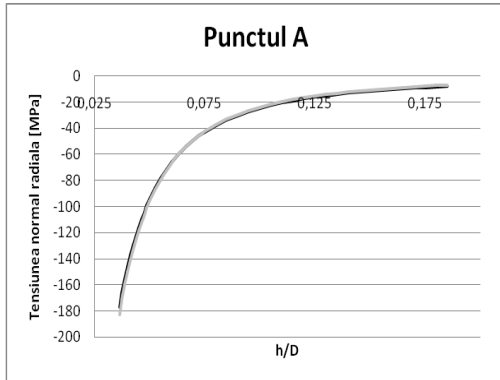


Fig. 4.9.3. Tensiunea normală radială pentru punctul A - Zona 3

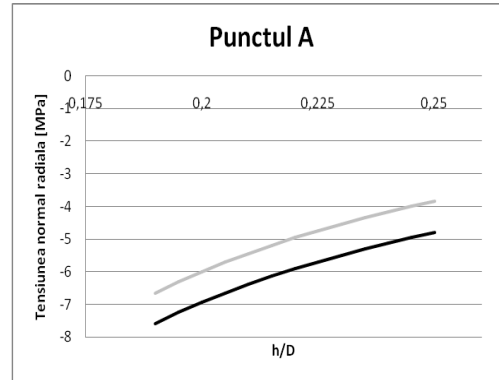


Fig. 4.9.4. Tensiunea normală radială pentru punctul A - Zona 4

În punctul B, tensiunile normale radiale și tensiunile normale circumferențiale, pentru calculul analitic și numeric, au aceleași valori ca și în cazul punctului A, dar de semn contrar (Fig. 4.10. și Fig. 4.11.).

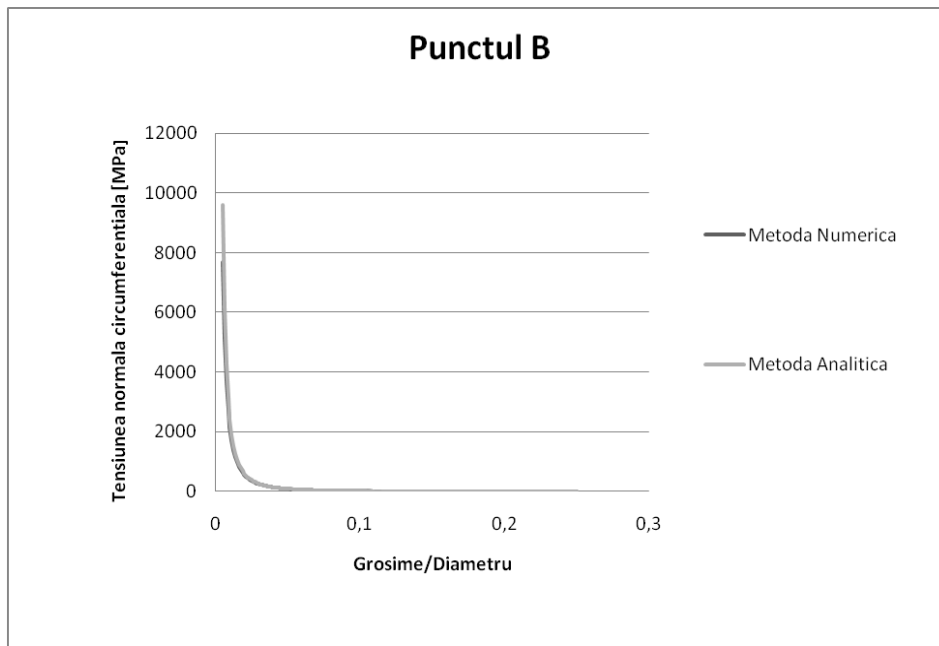


Fig. 4.10. Tensiunea normală circumferențială pentru punctul B

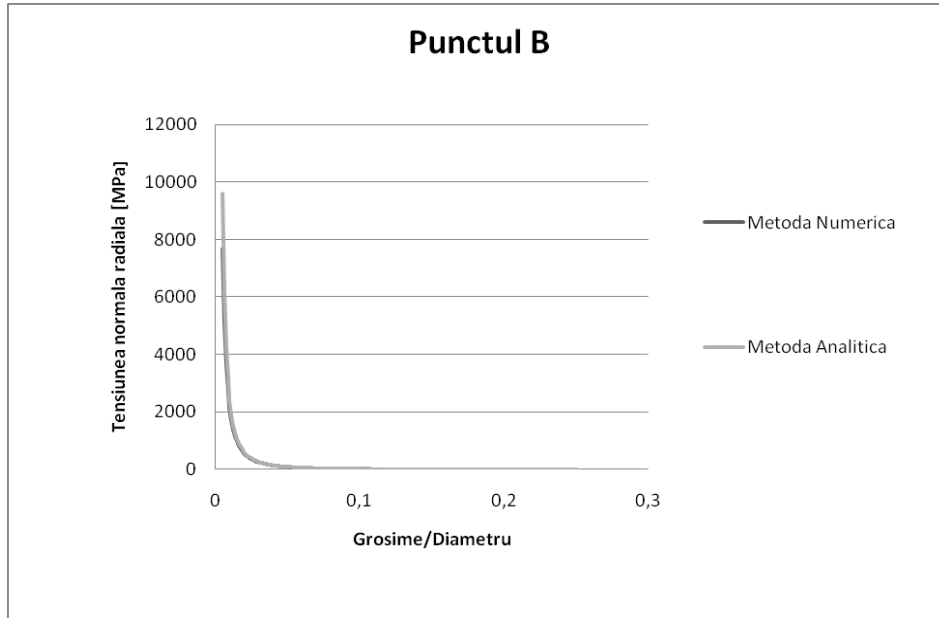


Fig. 4.11. Tensiunea normală radială pentru punctul B

Pentru punctul C așa cum se observă și în Fig. 4.12. respectiv Fig. 4.12.1., Fig. 4.12.2. pentru valori mai mici de 0,0075, ale raportului dintre grosime și diametru, tensiunile normale circumferențiale au valori peste 2000 MPa, și așa cum am precizat mai sus, aceste valori nu ne interesează.

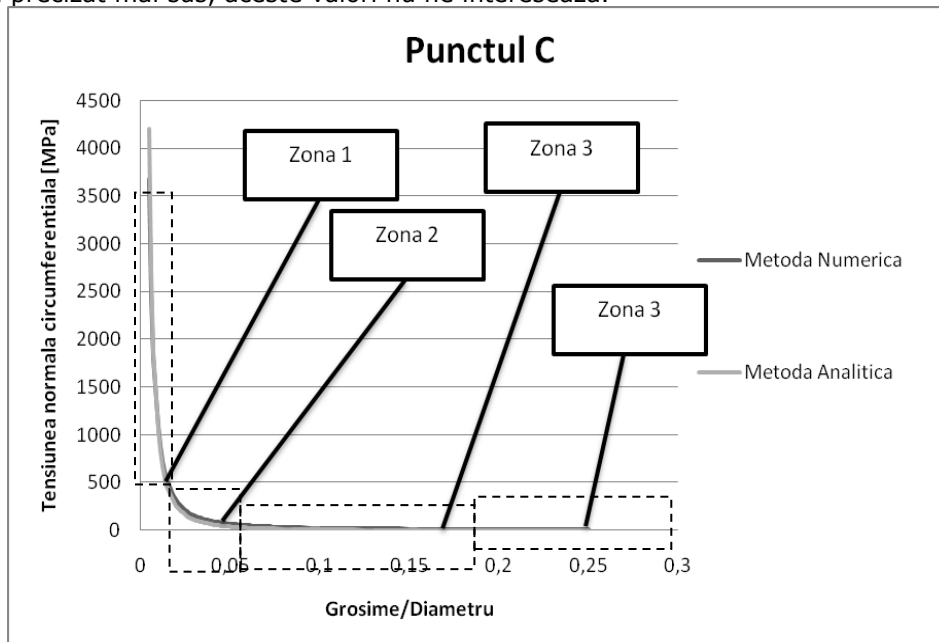


Fig. 4.12. Tensiunea normală circumferențială pentru punctul C

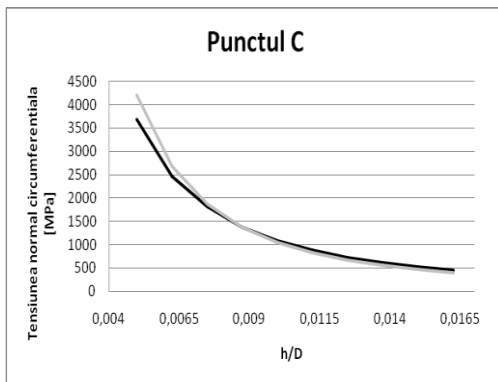


Fig. 4.12.1. Tensiunea normală circumferențială pentru punctul C – Zona 1

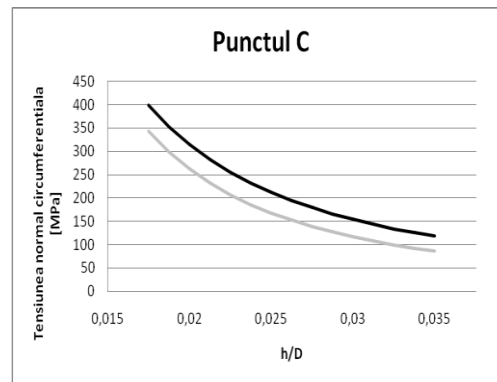


Fig. 4.12.2. Tensiunea normală circumferențială pentru punctul C – Zona 2

Abaterea dintre tensiunea normală circumferențială analitică și tensiunea normală circumferențială numerică, pentru punctul C (Fig. 4.12.1. Fig. 4.12.2., Fig. 4.12.3., Fig. 4.12.4.), crește odată cu creșterea raportului dintre grosime și diametru, astfel corelare între metoda analitică și cea numerică este mai puțin concludentă.

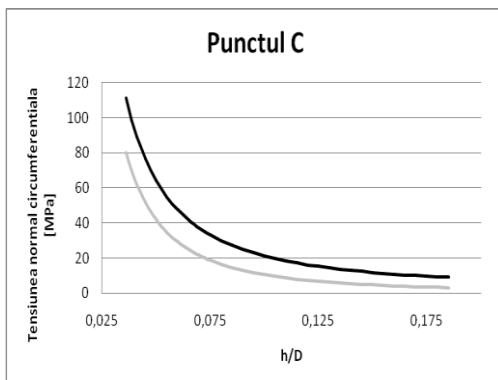


Fig. 4.12.3. Tensiunea normală circumferențială pentru punctul C – Zona 3

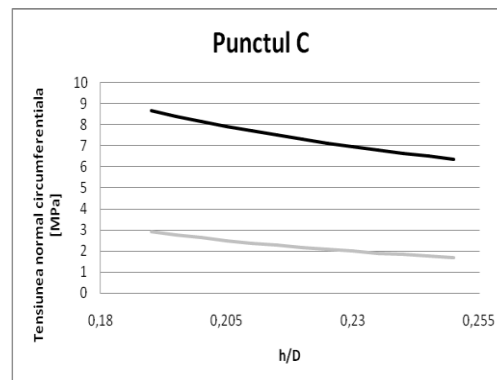


Fig. 4.12.4. Tensiunea normală circumferențială pentru punctul C – Zona 4

În Fig. 4.13. putem observa că tensiunea normală radială din punctul C atinge valorile cele mai ridicate comparativ cu celelalte puncte analizate. Pentru valori ale raportului dintre  $h/D$  mai mici de 0,0135, tensiunea normală radială are valori peste 2000MPa. Pentru grosimi mai mari de 80 cm ( $h/D=0,2$ ), abaterea dintre tensiunea normală radială analitică și tensiunea normală radială numerică are valori de peste 64%.



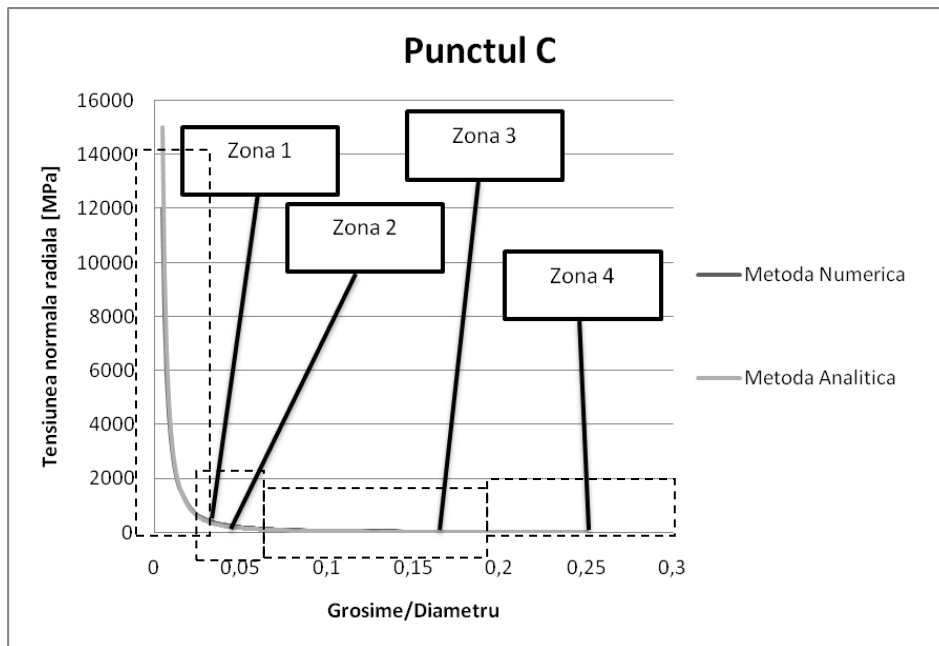


Fig. 4.13. Tensiunea normală radială pentru punctul C

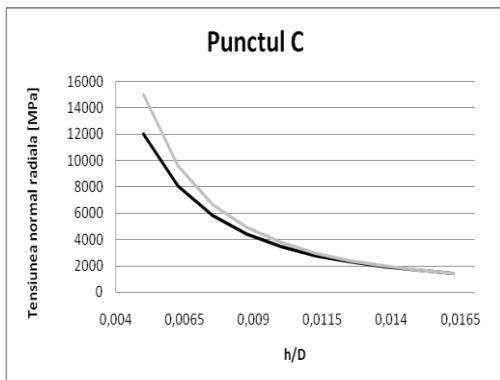


Fig. 4.13.1. Tensiunea normală radială pentru punctul C - Zona 1

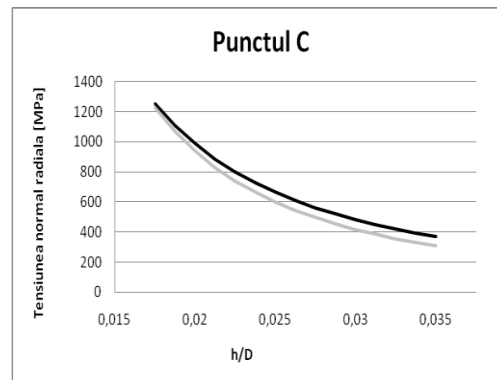


Fig. 4.13.2. Tensiunea normală radială pentru punctul C - Zona 2

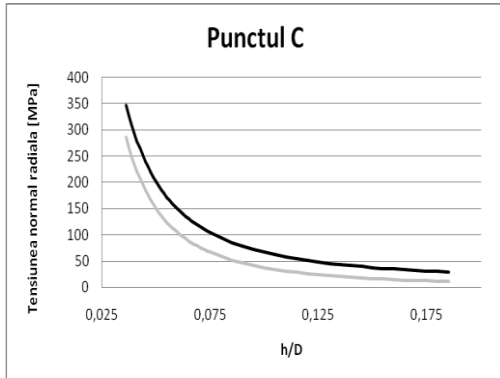


Fig. 4.13.3. Tensiunea normală radială pentru punctul C - Zona 3

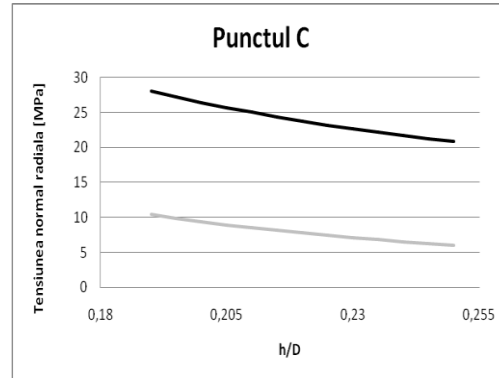


Fig. 4.13.4. Tensiunea normală radială pentru punctul C - Zona 4

Analizând graficele în care sunt prezentate tensiunile normale circumferențiale și tensiunile normale radiale ale punctul C (Fig. 4.12., Fig. 4.13.) respectiv graficele în care sunt prezentate tensiunile normale circumferențiale și tensiunile normale radiale ale punctul D (Fig. 4.14., Fig. 4.15.), putem observa că avem aproximativ aceleași valori în ambele cazuri pentru tensiuni, doar semnul lor fiind diferit.

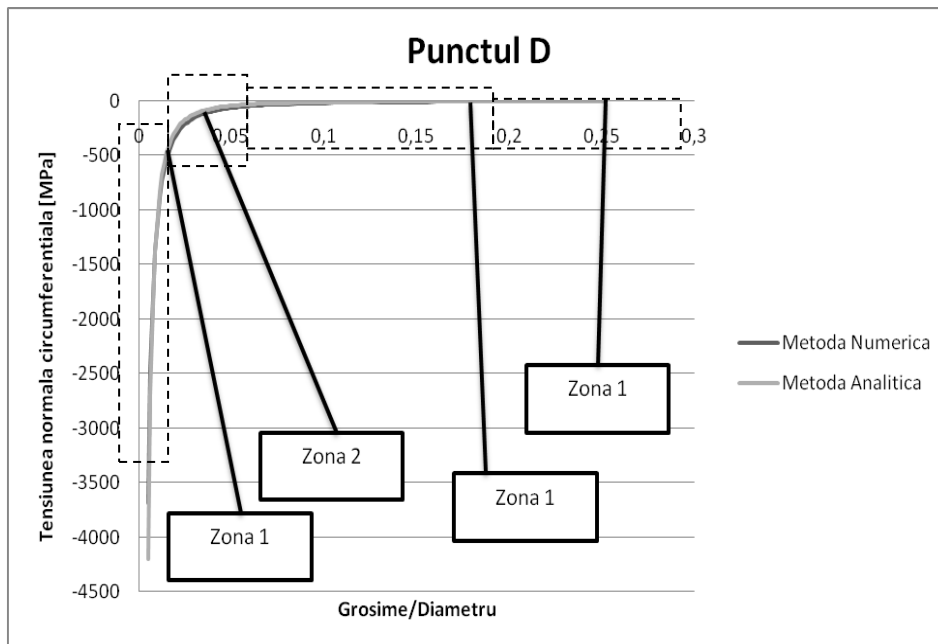


Fig. 4.14. Tensiunea normală circumferențială pentru punctul D

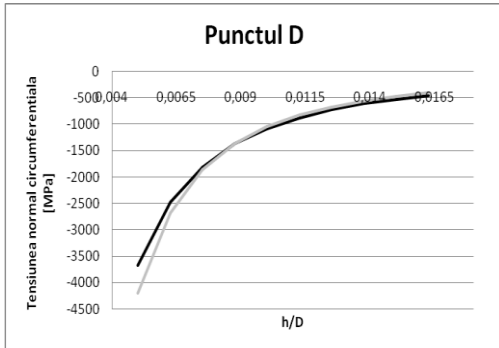


Fig. 4.14.1. Tensiunea normală circumferențială pentru punctul C - Zona 1

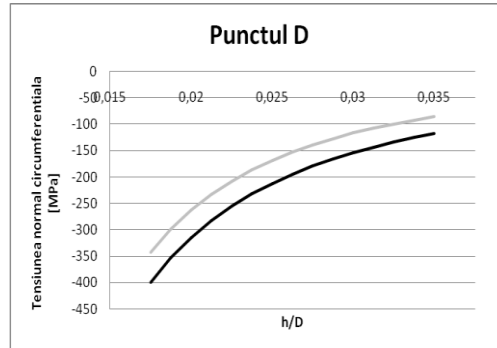


Fig. 4.14.2. Tensiunea normală circumferențială pentru punctul C - Zona 2

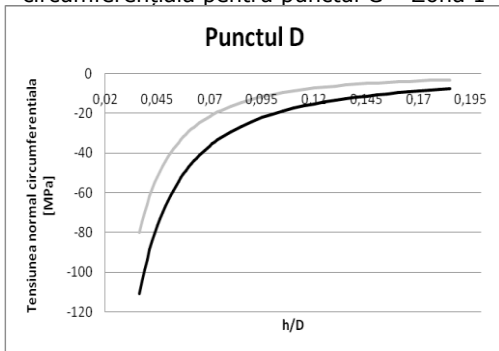


Fig. 4.14.3. Tensiunea normală circumferențială pentru punctul C - Zona 3

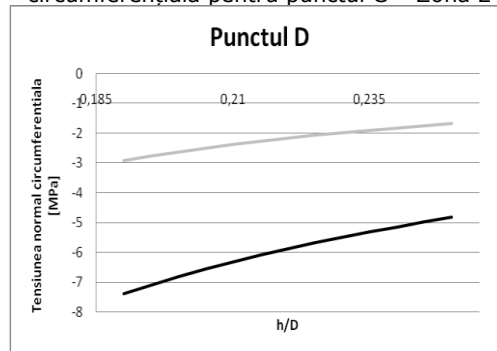


Fig. 4.14.4. Tensiunea normală circumferențială pentru punctul C - Zona 4

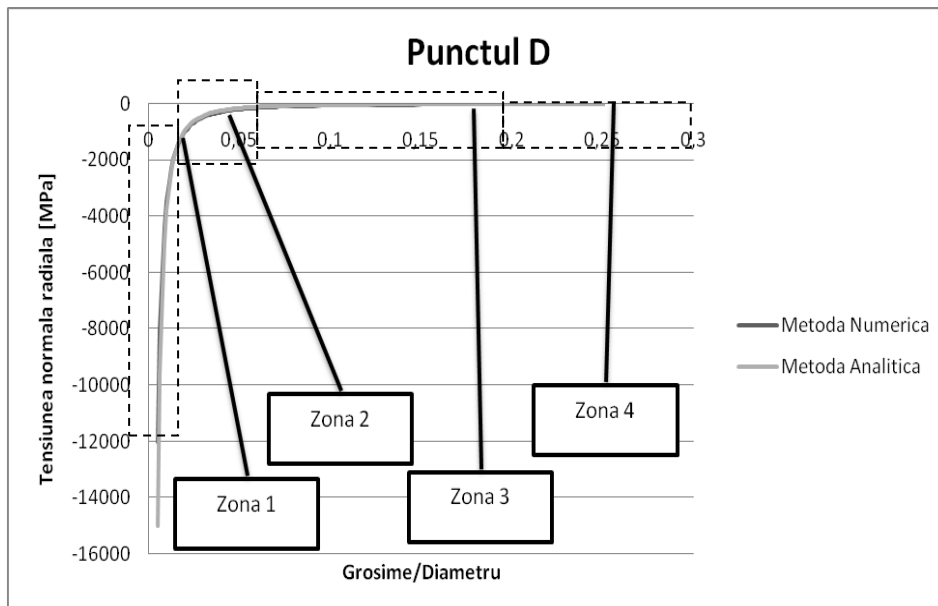


Fig. 4.15. Tensiunea normală radială pentru punctul D

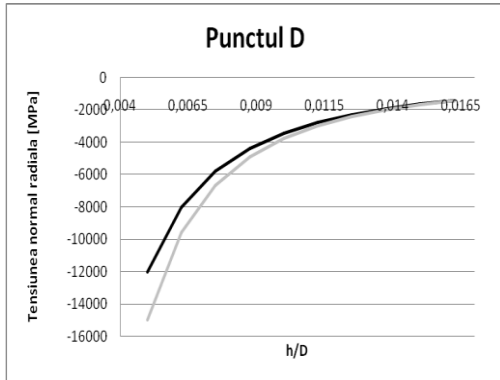


Fig. 4.15.1. Tensiunea normală radială pentru punctul D – Zona 1

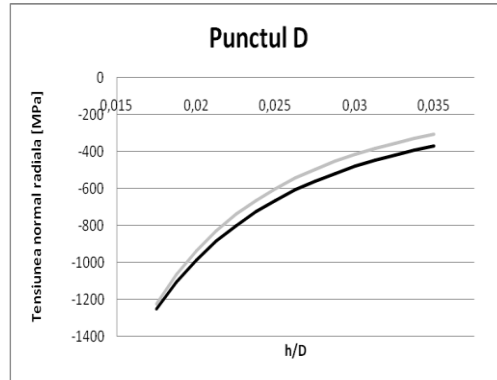


Fig. 4.15.2. Tensiunea normală radială pentru punctul D – Zona 2

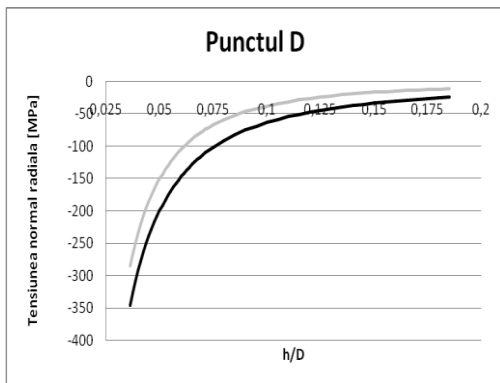


Fig. 4.15.3. Tensiunea normală radială pentru punctul D – Zona 3

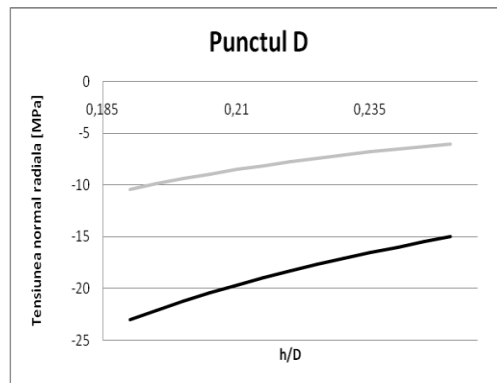
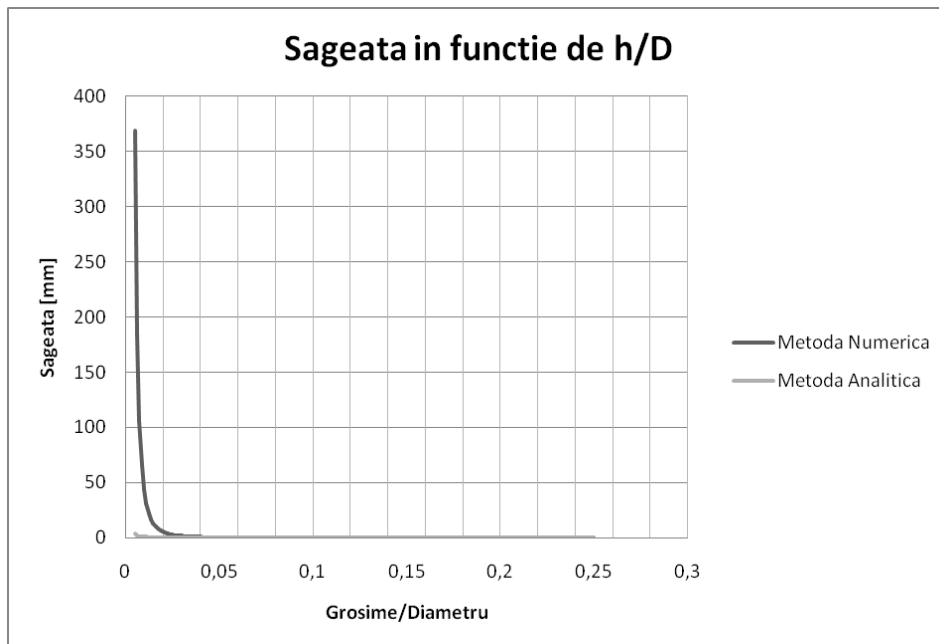


Fig. 4.15.4. Tensiunea normală radială pentru punctul D – Zona 4

În Fig. 4.16. este prezentată variația săgeții în funcție de raportul dintre  $h/D$ . Din acest grafic putem observa că pentru raportul  $h/D \leq 0.0275$ , apar neliniarități date de deformațiile mari.

Fig. 4.16. Săgeata în funcție de raportul  $h/D$ 

#### 4.2.5. Concluzii

Validarea modelului de calcul numeric a fost confirmată de concordanța rezultatelor cu cele calculate analitic în domeniul  $h/D = 0.0275-0.2$ .

Relațiile de calcul analitic au la bază așa cum este cunoscut o serie de ipoteze simplificatoare, valabile numai pentru anumite domenii, ceea ce restrânge aplicabilitatea lor la domeniile de existență al ipotezelor utilizate. Prin urmare aceste relații se pot utiliza în limitele ale raportului  $h/D=0.01-0.2$

Metoda numerică de analiză, respectiv metoda elementelor finite utilizată are la bază un algoritm a cărui valabilitate poate fi extinsă pentru orice domeniu al raportului  $h/D$  în condițiile în care algoritmul de discretizare este același pentru întreg domeniul analizat. Limitele de aplicare a acestei metode sunt determinate de apariția neliniarităților date de deformațiile mari pentru rapoarte  $h/D < 0.0275$ .

### 4.3. Studiul influenței găurilor multiple asupra coeficientului teoretic de concentrare a tensiunilor în cazul recipientelor sub presiune

#### 4.3.1 Introducere

Vasele cilindrice sunt utilizate în mod obișnuit în construcția vaselor sub presiune, în special pentru cazanele de abur folosite în centralele electrice. Pentru această clasă importantă de structuri mecanice, găurile provoacă frecvent concentrări de tensiuni care trebuie să fie luate în considerare în proiectarea și estimarea duratei de viață a acestora. În literatura de specialitate care abordează efectul de concentrare al tensiunilor sunt studiate doar cazurile în care prezența găurilor este singulară pentru astfel de structuri, de exemplu: vase sub presiune în trepte cu presiune interioară, gaură într-un înveliș cilindric/țeavă cu presiune interioară, cilindru gros sub presiune cu gaură [Peterson, (1974), Pilkey, (1997), Deutsch, (1979), Cioclov, (1983), Zamirk, (1982), și Aldea, (1972)].

Această subcapitol abordează efectul de concentrare al tensiunii în cazul în care sunt prezente două sau mai multe găuri amplasate la o distanță mică între ele, în conformitate cu cerințele de construcție. În aceste cazuri, ipoteza simplificatoare a lui Saint Venant conform căreia la o distanță suficientă față de zona analizată starea de tensiune nu este influențată de modul în care este aplicată sarcina nu poate fi acceptată.

În continuare este studiat coeficientul de concentrare al tensiunilor cu metode numerice folosind metoda elementelor finite și mai precis, pachetul de programe ABAQUS, versiunea 6.9. Sunt studiate diferite cazuri constructive de găuri multiple: două și trei găuri succesive cu același diametru dispuse pe linia generatoare în care variază distanța dintre găuri, două găuri succesive dispuse pe generatoare care se află la o anumită distanță, iar raza găurilor este variabilă.

Validarea modelului numeric s-a realizat prin compararea rezultatelor obținute pentru modele de calcul specific cu rezultatele care sunt cunoscute și prezentate în literatura de specialitate [Peterson, (1974), Pilkey, (1997)]. Pe baza rezultatelor obținute, au fost trasate curbele de variație ale coeficientului teoretic de concentrare a tensiunii pentru toate cazurile enumerate mai sus.

Coeficientul de concentrare al tensiunii reprezintă o măsură a creșterii intensității tensiunii datorate prezenței unei fisuri comparată cu starea de tensiune în absența fisurilor [Goanța, (2006), Dumitru, (2001)]. Coeficientul de concentrare al tensiunii  $k_t$  [Peterson, (1974), Pilkey, (1997)], este reprezentat în relația (3.17).

$$K_t = \frac{\sigma_{\max}}{\sigma_{nom}} \quad (3.17)$$

unde:

$\sigma_{\max}$  – tensiunea normală maximă

$\sigma_{nom}$  – tensiunea normală nominală

În cazul vaselor sub presiune tensiunea,  $\sigma_{nom}$  este calculată utilizând relația (3.18) [Peterson, (1974), Pilkey, (1997)].

$$\sigma_{nom} = p \left[ \frac{(b/a)^2 + 1}{(b/a)^2 - 1} \right] \quad (3.18)$$

unde:

p - presiunea,  
a - diametrul intern,  
b - diametrul extern

#### 4.3.2. Selectarea și validarea modelului de calcul pentru tensiunea normală maximă la vasele cilindrice cu găuri.

Calculul tensiunii maxime a fost realizată utilizând metoda elementelor finite cu ajutorul pachetului de programe ABAQUS, versiunea 6.9 [Abaqus/CAE, Faur, (2005)]. Validarea modelului de calcul a fost efectuat de un exemplu în care valorile teoretice ale coeficientului de concentrare al tensiunii  $k_t$  sunt prezentate în lucrările din literatura de specialitate [Peterson, (1974), Pilkey, (1997)]. Acesta este cazul unei structuri cilindrice cu orificiu circular, trecut prin grosimea peretelui Fig. 4.17., în care  $b/a = 3$ ,  $L/b \geq 2$ , și  $a/r = 4$ , iar materialul este confecționat din oțel având coeficientul lui Poisson  $\mu = 0,28$  și modulul lui Young  $E = 2 \cdot 10^5$  MPa.

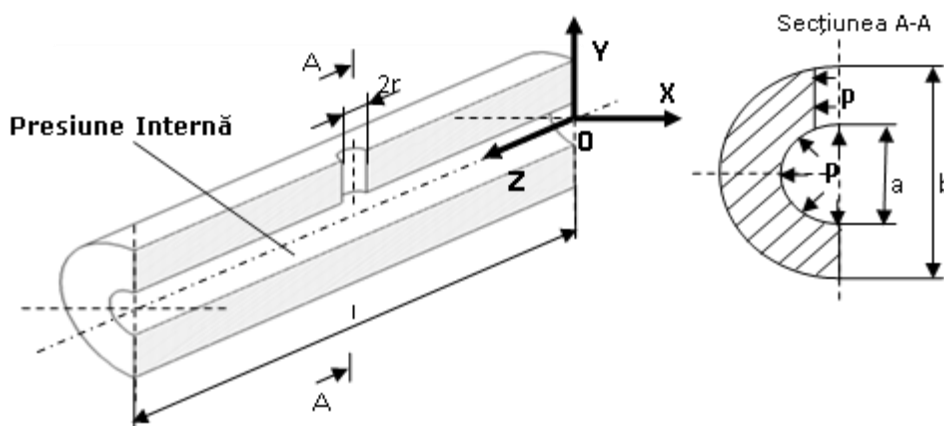


Fig. 4.17. Secțiune longitudinală pentru modelul fizic

În modelul de calcul realizat pentru discretizare, au fost folosite elemente pătratice de tipul C3D10M și s-a ținut cont de condiția de simetrie longitudinală. Discretizarea optimă a fost realizată cu un număr aproximativ de 157 de elemente pe cerc, Fig. 4.18.

Pentru exemplul prezentat în conformitate cu [Peterson, (1974)] (pag. 265, 297, Fig. 212) și [Pilkey, (1997)] (pag. 375 - chart 4.83, pag. 377 - Chart 4.86),  $k_t = 3.31$  și  $\sigma_{max} = 4.1375$  MPa. Din analiza cu elemente finite pentru exemplul prezentat, au fost obținute următoarele rezultate:  $\sigma_{max} = 3.97993$  MPa și  $K_t = 3,18$ . Comparând rezultatele obținute s-a observat o abatere de 3,18% între cele două analize, confirmându-se validitatea modelului de calcul care a fost utilizat. Din aceste motive, acest model de calcul reprezintă modelul de calcul de referință.

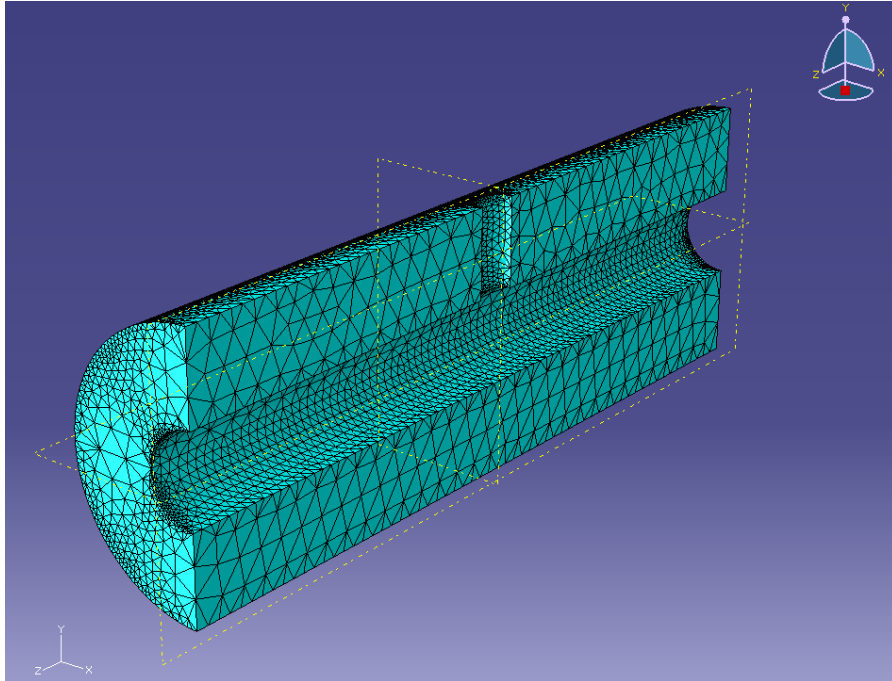


Fig. 4.18. Modelul de calcul discretizat

Păstrând aceleași caracteristici ale modelului de calcul de referință, în continuare, au fost dezvoltate o serie de modele de calcul, ca o extensie a modelului de referință, în scopul de a studia coeficientul de concentrare al tensiunii, pentru cazurile în care nu există informații în literatura de specialitate.

#### 4.3.3. Cazuri analizate pentru studiul coeficientului de concentrare al tensiunilor

În vederea realizării studiului asupra coeficientului de concentrare al tensiunilor au fost analizate următoarele trei cazuri:

- **Cazul 1:** Studiarea coeficientului de concentrare al tensiunilor în cazul în care distanța dintre două găuri succesive dispuse longitudinal variază Fig. 4.19.
- **Cazul 2:** Studiarea coeficientului de concentrare al tensiunilor în cazul în care distanța dintre trei găuri succesive dispuse longitudinal variază, Fig. 4.20.
- **Cazul 3:** Studiarea coeficientului de concentrare al tensiunilor în cazul în care variază raza pentru două găuri dispuse longitudinal păstrând aceeași distanță dintre găuri,  $m$ , Fig. 4.19.



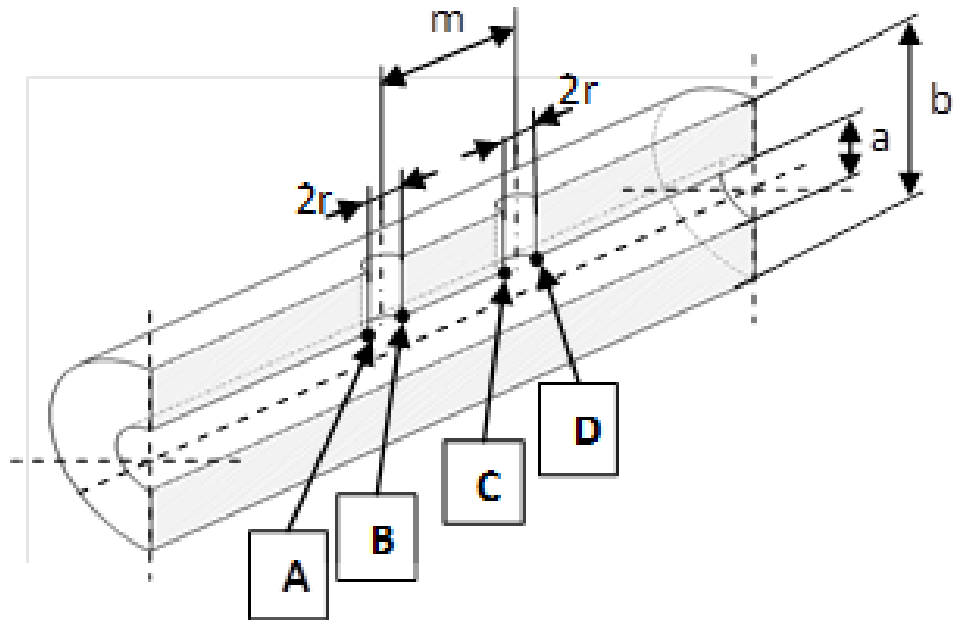


Fig. 4.19. Cazul 1 și Cazul 3 analizat

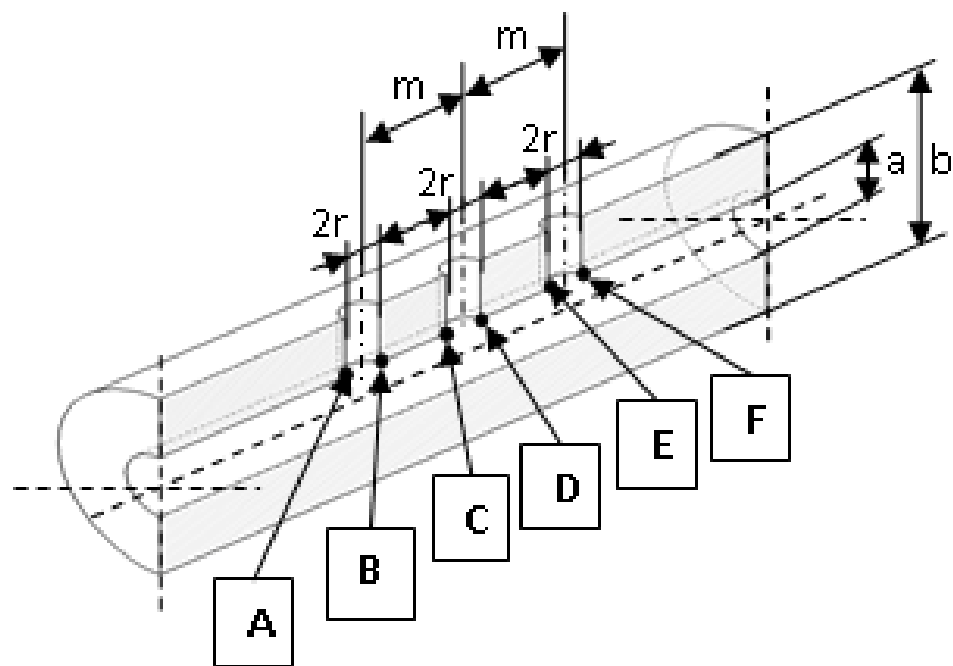


Fig. 4.20. Cazul 2 analizat

#### 4.3.4. Rezultate și concluzii

Tensiunea normală  $\sigma$ , ajunge la valorile maxime în punctele A, B, C, D, E și F.

Curbele de variație a coeficientului de concentrare al tensiunilor, au fost elaborate pentru rezultatele obținute după rularea a aproximativ 50 de modele de calcul pentru fiecare caz în parte, Fig. 4.21., Fig. 4.23. și Fig. 4.25. Totodată sunt prezentate în Fig. 4.22., Fig. 4.24 și Fig. 4.26, variația tensiunilor în programul ABAQUS pentru fiecare caz în parte.

În Fig. 4.21. este prezentată diagrama de variație a coeficientului de concentrare al tensiunilor în funcție de raportul dintre distanța între găuri și rază, pentru modelul de calcul în care variază distanța dintre două găuri dispuse longitudinal.

Pe această diagramă se poate observa că pentru punctele B și C, în cazul în care raportul  $m / r = 0.08-2$ , coeficientul de concentrare al tensiunilor atinge valori maxime de până la 11,7. Când raportul  $m / r$  este mai mare de 2, se poate observa o corelație bună pentru coeficientul de concentrare al tensiunilor pentru toate punctele: A, B, C, și D.

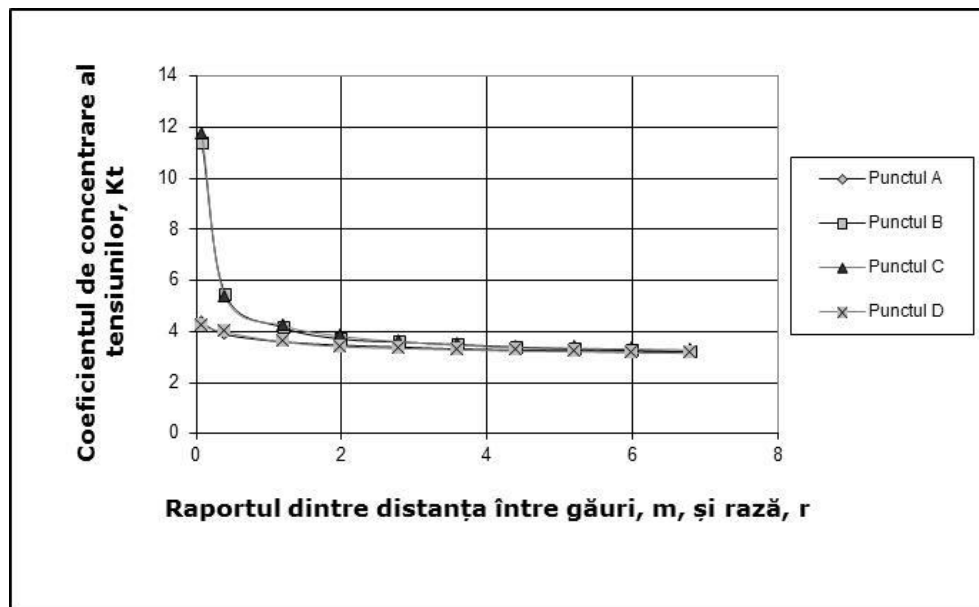


Fig. 4.21. Cazul 1 – atunci când variază distanța dintre două găuri succesive,  $m$ , dispuse longitudinal

În Fig. 4.22. pentru același model de calcul este prezentată distribuția tensiunilor în modelul analizat.

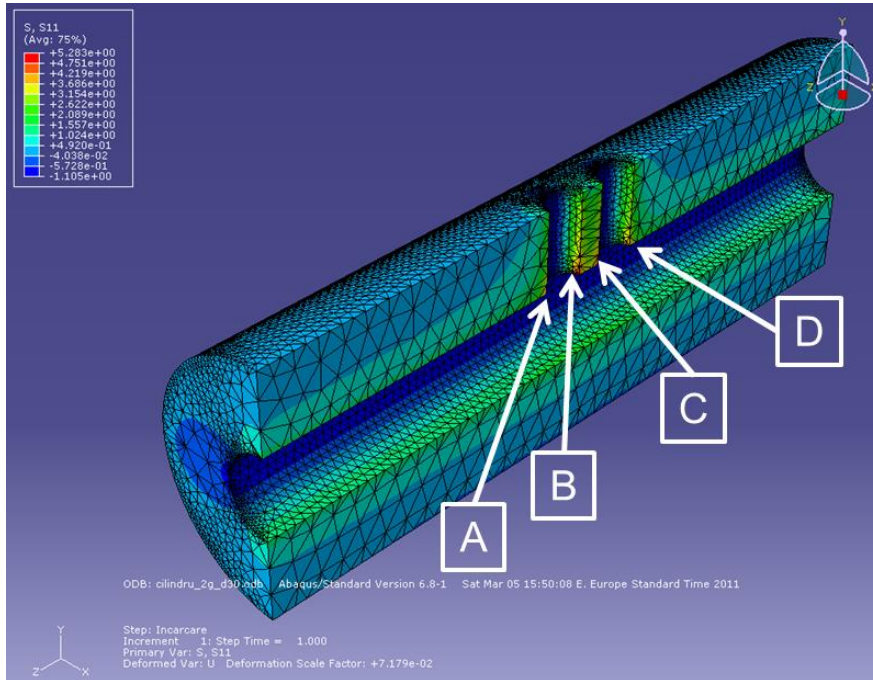


Fig. 4.22. Distribuția tensiunilor în modelul de calcul pentru Cazul 1 ( $m/r=0.4$ )

În Fig. 4.23. este prezentată diagrama de variație a coeficientului de concentrare al tensiunilor în funcție de raportul dintre distanța între găuri și rază, pentru modelul de calcul în care variază distanța dintre trei găuri dispuse longitudinal.

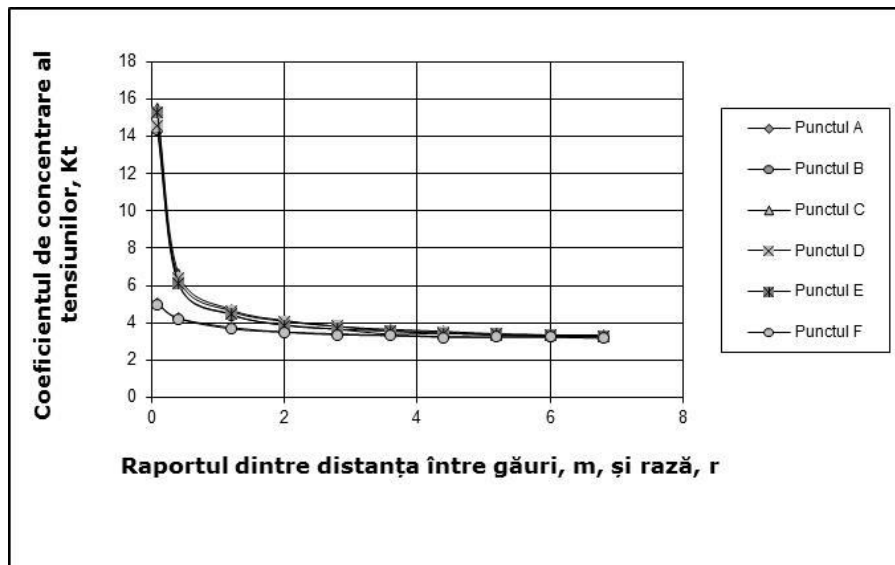


Fig. 4.23. Cazul 2 – atunci când variază distanța dintre trei găuri succesive,  $m$ , dispuse longitudinal

Pe această diagramă se poate observa că pentru punctele B, C, D și E, în cazul în care raportul  $m/r = 0.08-2$ , coeficientul de concentrare al tensiunilor atinge valori maxime de până la 15,4. Când raportul  $m/r$  este mai mare de 2, se poate observa o corelație bună pentru coeficientul de concentrare al tensiunilor pentru toate punctele: A, B, C, D, E și F.

În Fig. 4.24. pentru același model de calcul este prezentată distribuția tensiunilor în modelul analizat.

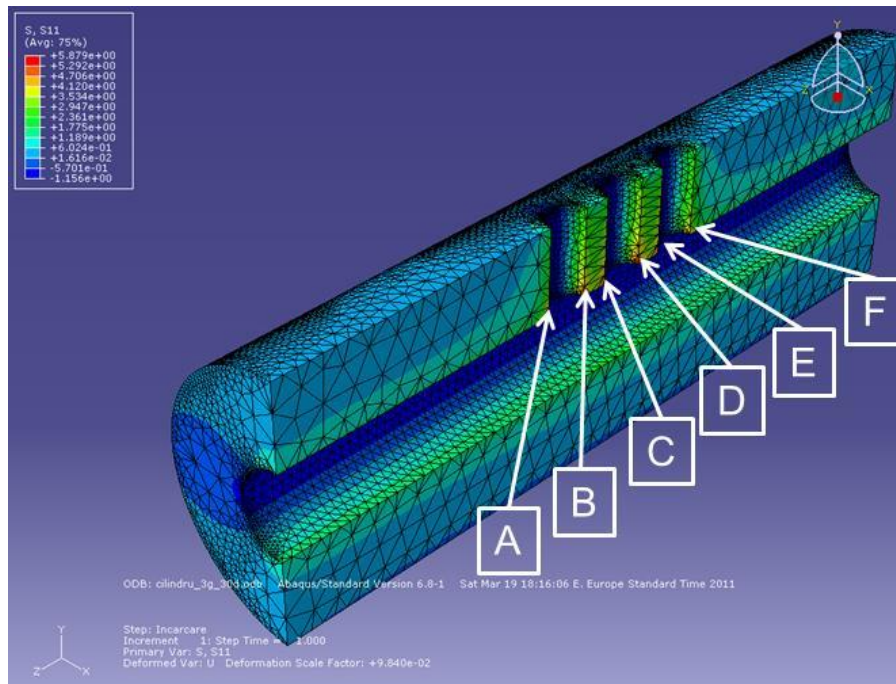


Fig. 4.24. Distribuția tensiunilor în modelul de calcul pentru Cazul 2 ( $m/r=0.4$ )

În Fig. 4.25. este prezentată diagrama de variație a coeficientului de concentrare al tensiunilor în funcție de raportul dintre distanța între găuri și rază, pentru modelul de calcul în care variază raza găurilor, păstrându-se constant distanța  $d$  dintre cele două găuri dispuse longitudinal.

Pe această diagramă se poate observa că valorile coeficientului de concentrare a tensiunilor scade cu creșterea raportului  $m/r$ , de la valoarea de 3,4 la valoarea de 2,5.

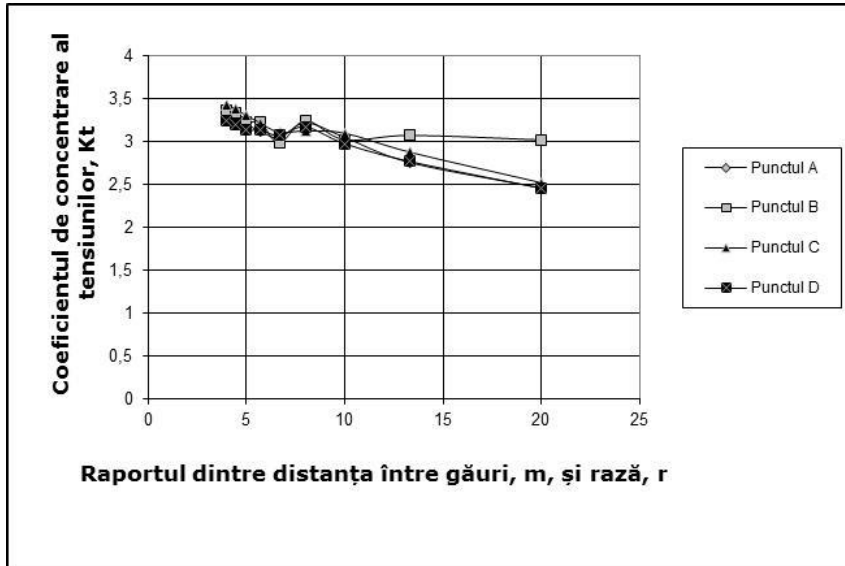


Fig. 4.25. Cazul 3 – atunci când variază raza, r, a două găuri dispuse longitudinal și se păstrează constantă distanța dintre găuri

În Fig. 4.26. pentru același model de calcul este prezentată distribuția tensiunilor în modelul analizat.

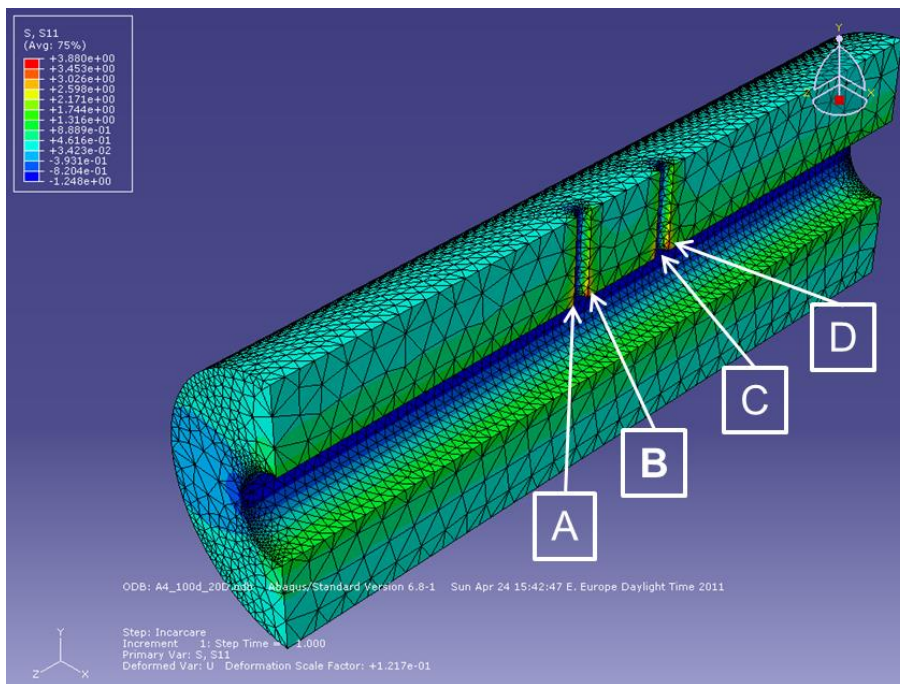


Fig. 4.26. Distribuția tensiunilor în modelul de calcul pentru Cazul 3 ( $m/r=10$ )

Rezultatele obținute furniza date suplimentare pentru coeficientul de concentrare al tensiunilor pentru recipientele sub presiune cilindrice cu mai multe găuri, cu diferite aranjamente ale găurilor.

Comparând rezultatele obținute pentru cazul 1 și cazul 2, se poate vedea că prezența a trei găuri succesive conduce la o creștere a coeficientului de concentrare al tensiunii cu 32,14%, comparativ cu cazul a două găuri succesive.

Pentru cazul 3 se poate observa o scădere cu 26,2% a coeficientului de concentrare a tensiunilor, odată cu creșterea raportului  $m / r$ .

#### 4.4. Determinarea factorului de intensitate al tensiunii pentru un recipient sub presiune cu două găuri dispuse longitudinal

##### 4.4.1 Modelul de calcul

În cazul de față a fost analizat un recipient sub presiune cu două găuri dispuse longitudinal. Prezența găurilor în recipientul sub presiune duce la apariția unor zone de concentrare a tensiunilor. Grosimea mantalei a fost aleasă ținând cont de dimensiunile plăcii analizată în cadrul capitolului 3 și în funcție de caracteristicile determinate în cadrul programului experimental. În Fig. 4.27. este prezentat modelul simplificat propus pentru analiză.

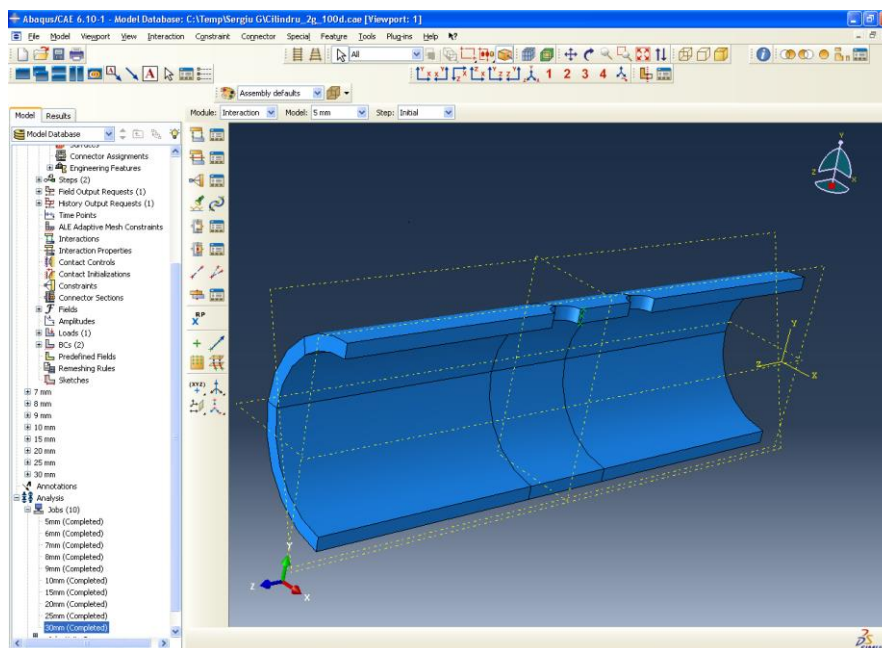


Fig. 4.27. Model propus

În vederea obținerii modelului din Fig. 4.27., s-a plecat de la schița 2D din Fig. 4.28., după care s-a aplicat extrudarea pe o lungime de 900 mm. În continuare au fost realizate cele două găuri cu diametrul de 50 mm dispuse longitudinal, la distanța de 75 mm față de centrul cilindrului (Fig. 4.29.).

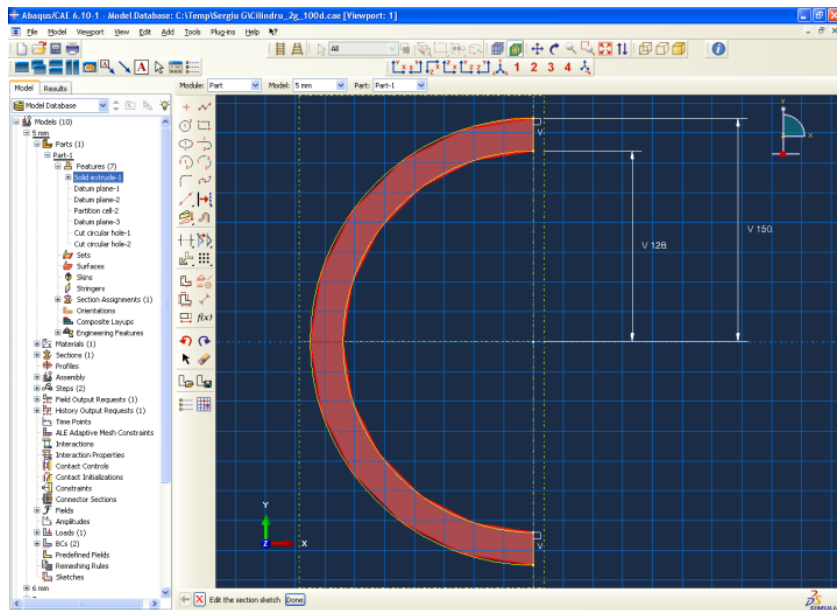


Fig. 4.28. Schiță model 2D

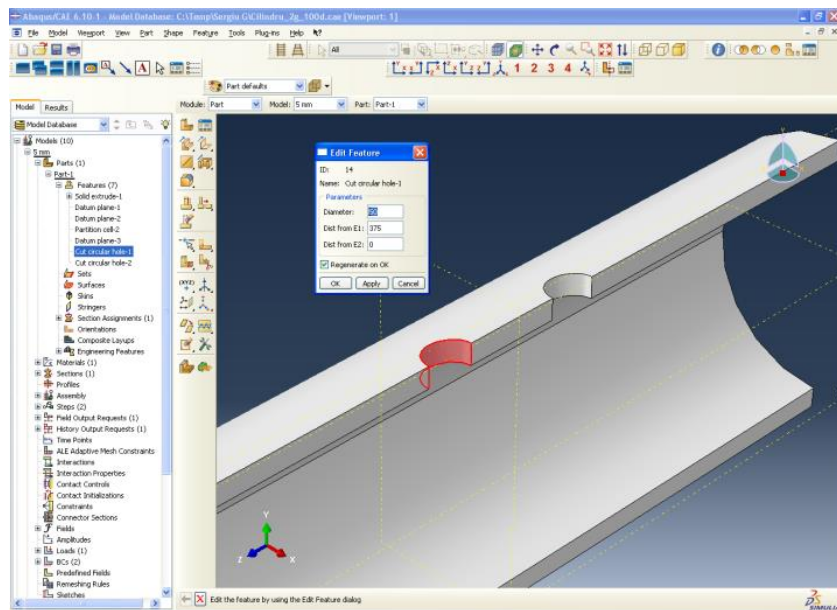


Fig. 4.29. Realizarea găurilor în modelul extrudat

Materialul din care este realizat modelul este un oțel marca P355NH, cu un modul de elasticitate longitudinal  $E=214700\text{MPa}$ , iar coeficientul de contracție transversală  $\nu=0,31$ .

În vederea realizării modelului simplificat s-a avut în vedere condiția de simetrie longitudinală, Fig. 4.30.

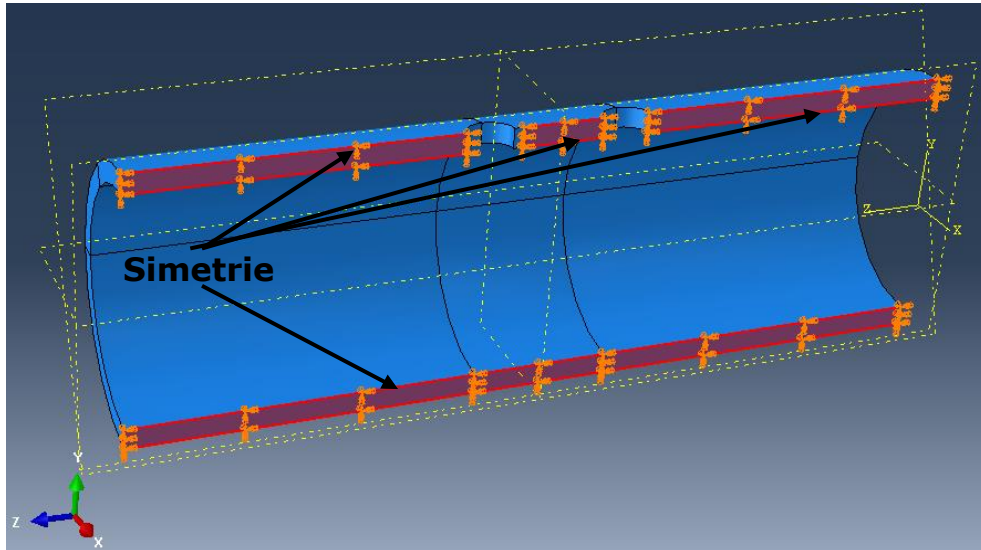


Fig. 4.30. Aplicarea condiției de simetrie pe modelul analizat

De asemenea în Fig. 4.31. se poate observa și presiunea interioară ce este exercitată asupra recipientului ( $1 \text{ N/mm}^2$ ).

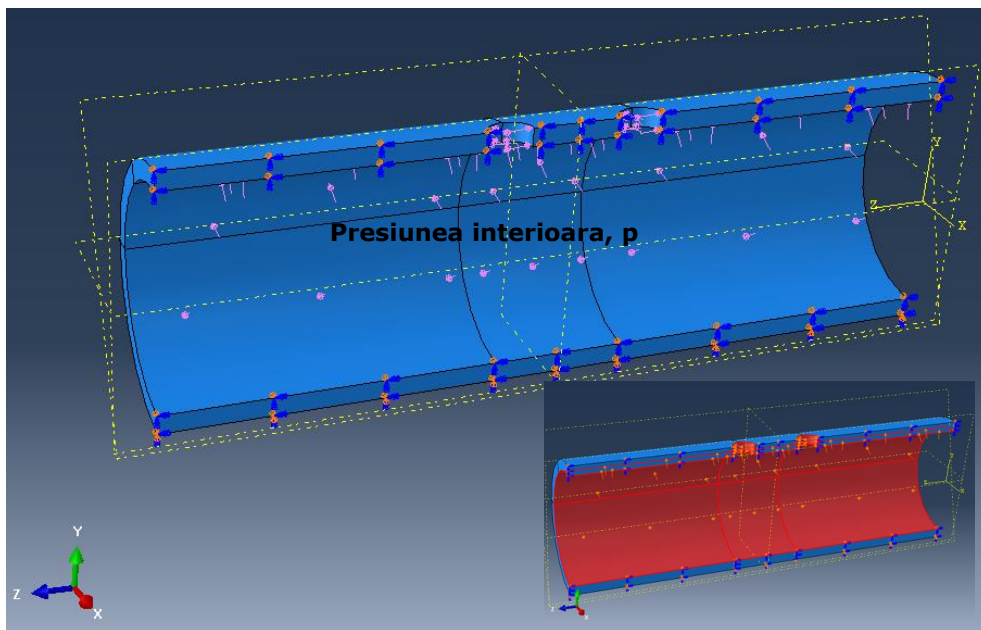


Fig. 4.31. Condițiile de simetrie și încărcările modelului

Modelul de calcul a fost discretizat în aproximativ 8000 elemente de tip C3D20R (elemente pătratice de formă hexaedrică), având aproximativ 40000 noduri, Fig. 4.32. și Fig. 4.33. Tehnica de discretizare a fost cea de tip "sweep"



deoarece este singura care permite combinația cu elemente finite degenerate folosite pentru modelarea la vârful fisurii.

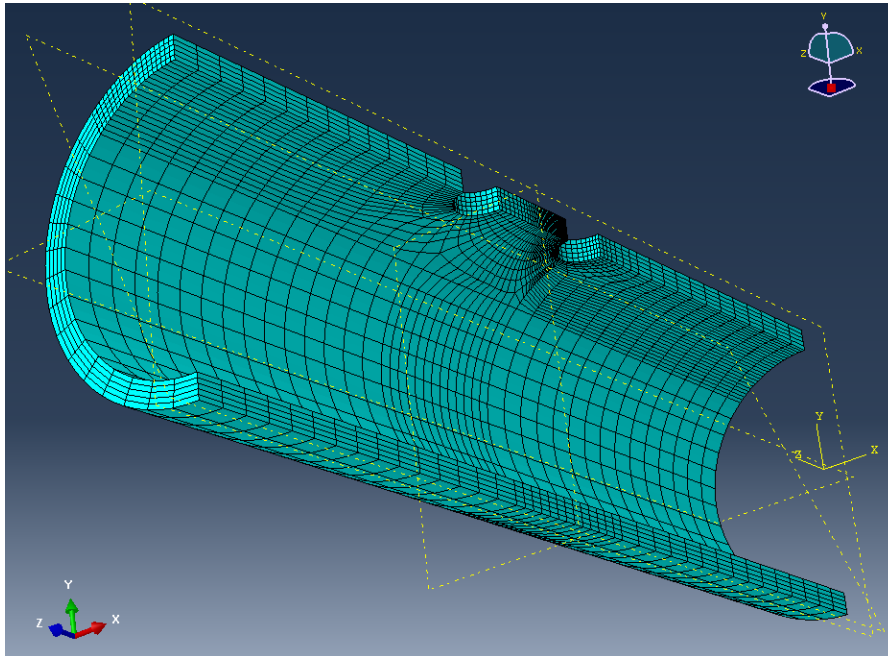


Fig. 4.32. Imagine a recipientului discretizat, vedere spre interior

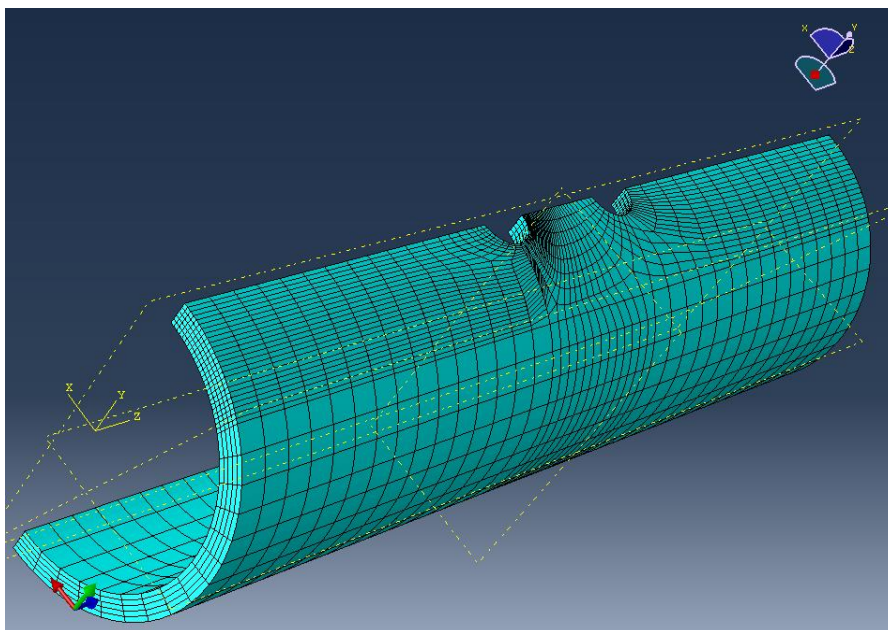


Fig. 4.33. Imagine a recipientului discretizat, vedere spre exterior

Având în vedere rezultatele obținute [Galațanu S. (2013)], modelul de calcul a fost utilizat pentru determinarea valorilor ale factorilor de intensitate a tensiunii, cunoscându-se zonele în care tensiunile ating valorile critice.

În Fig. 4.34. este prezentat frontul fisurii, iar în Fig. 4.35. este prezentată direcția de propagare a fisurii.

Pentru simularea fisurilor cu lungime variabilă, lungimea fisurilor a fost fixată la 5, 6, 7, 8, 9, 10, 15, 20, 25, 30 mm. Adâncimea fiecărei fisuri a fost aleasă conform grosimii peretelui recipientului, adică 22 mm.

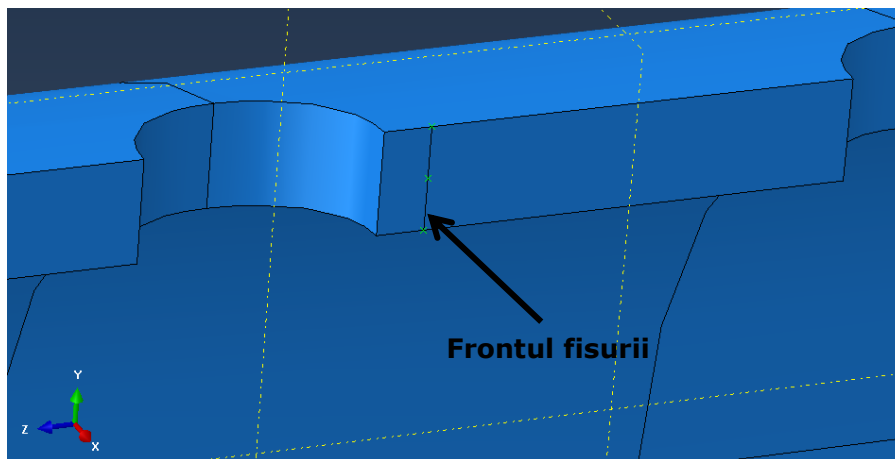


Fig. 4.34. Imagine cu frontul fisurii pentru o lungime a fisurii de 5 mm

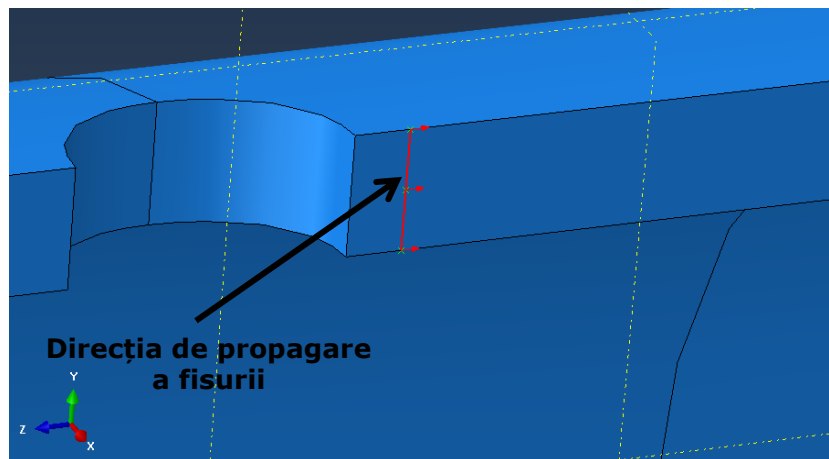


Fig. 4.35 Imagine cu direcția de propagare a fisurii cu lungimea de 5 mm

De pe suprafața flancului fisurii au fost eliminate constrângerile aplicate pentru satisfacerea condițiilor de simetrie longitudinală a recipientului, Fig. 4.36.

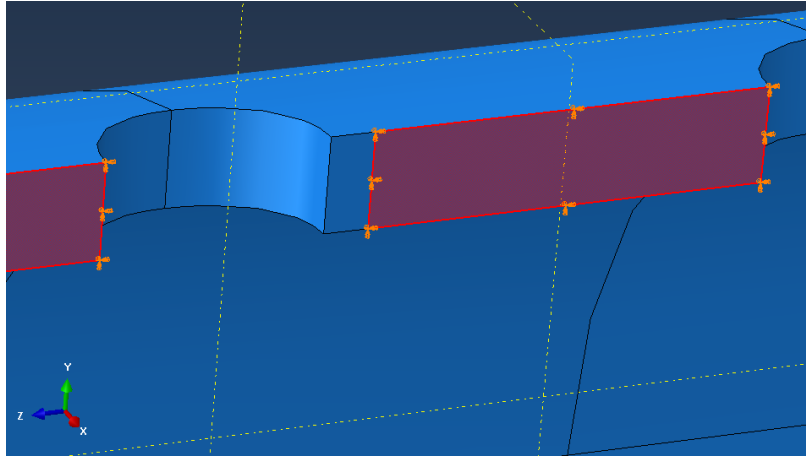


Fig. 4.36. Aplicarea condiției de simetrie în zona de propagare a fisurii de lungime 5 mm

#### 4.4.2. Rezultate și concluzii

Factorul de intensitate al tensiunii pentru modul I de rupere ( $K_I$ ) a fost determinat prin metoda integralei pe contur.

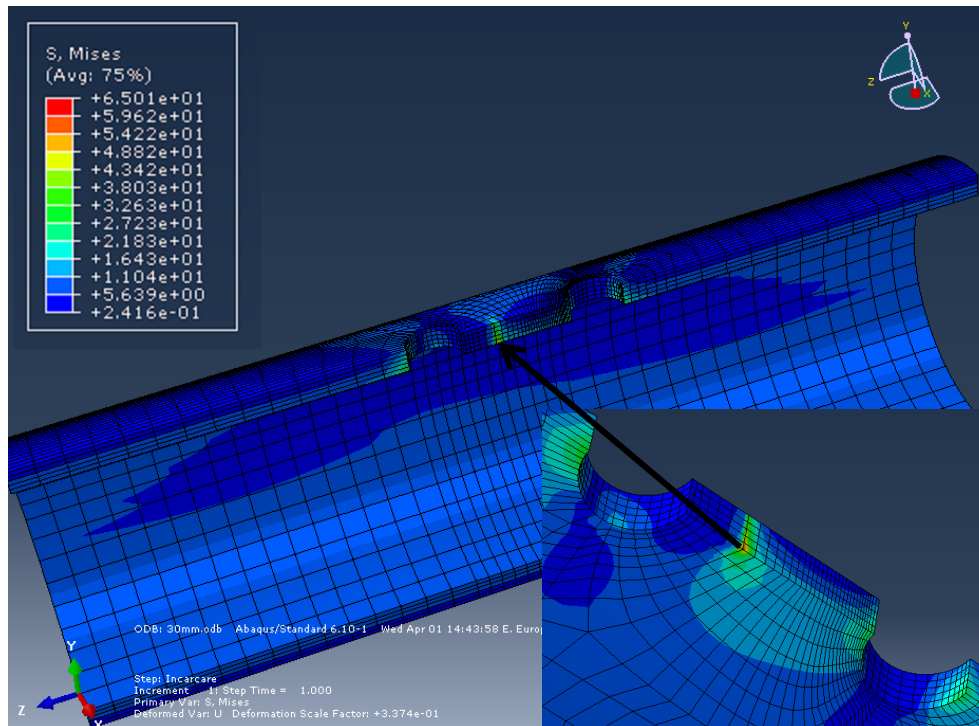


Fig. 4.37. Variația tensiunii echivalente von Mises pentru recipientul analizat, având lungimea fisurii de 30 mm

Au fost luate în considerare valorile calculate pentru contururile 3-5, pornind de la vârful fisurii. Primele două contururi nu s-au luat în calcul din cauza apariției efectului local.

În Fig. 4.37. este prezentată variația tensiunii echivalente von Mises pentru recipientul analizat, având lungimea fisurii de 30 mm.

În Fig. 4.38. este prezentată variația factorului de intensitate al tensiunilor funcție de lungimea fisurii.

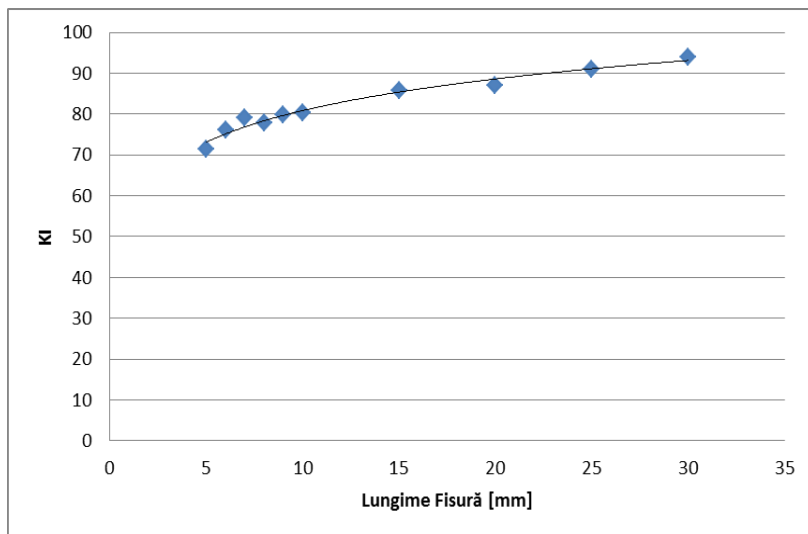


Fig. 4.38. Variația factorului de intensitate al tensiunilor funcție de lungimea fisurii

Determinarea numerică a factorilor de intensitate a tensiunilor pentru modul I de rupere ( $K_I$ ) pentru recipientul sub presiune cu două găuri dispuse pe aceeași generatoare a condus la concluzionarea următoarelor aspecte:

- pentru lungimi mici ale fisurii (1-5 mm), se observă o creștere notabilă a valorii factorului de intensitate a tensiunii odată cu creșterea lungimii fisurii;
- pentru lungimi mari ale fisurii, se observă o stabilizare a valorilor factorilor de intensitate a tensiunilor, curba căpătând caracteristicile unei asimptote;
- stabilizarea valorii factorilor de intensitate a tensiunilor pentru lungimi mari ale fisurii se datorează, pe de-o parte, rezilienței materialului, dar și prezenței celui de-al doilea concentrator de tensiune (gaură);
- pentru încărcarea aplicată ( $1 \text{ N/mm}^2$ ), valorile factorilor de intensitate a tensiunilor sunt inferioare valorii tenacității la rupere ( $K_{Ic}=170\text{MPa}\sqrt{m}$ );
- pentru încărcarea dată, nici pentru o lungime a fisurii de 30 mm, propagată între cei doi concentratori de tensiune, nu se atinge pragul propagării instabile a fisurii.

## 5. CONCLUZII ȘI CONTRIBUȚII PERSONALE

În urma studiilor și a cercetărilor experimentale efectuate asupra oțelului marca P355NH, folosit în construcția vaselor sub presiune, precum și în urma analizei efectuate utilizând metodele numerice s-au obținut următoarele **concluzii**:

- După cum s-a putut observa în urma realizării studiului bibliografic concentratorii de tensiune sunt unul dintre factorii importanți care trebuie studiați la orificiile recipientelor sub presiune. Totodată s-a putut observa că pentru orificiile multiple cu diverse moduri de dispunere pentru recipiente sub presiune nu există informații suficiente. Cele mai multe cazuri din literatură de specialitate abordând prezența unui singur orificiu.
- De asemenea se evidențiază faptul că îmbinările sudate reprezintă factori importanți de concentrare a tensiunilor atât din punct de vedere constructiv precum și din punct de vedere al proprietăților materialului de bază și materialului de adaos care datorită temperaturilor înalte și zonelor de tranziție pot reprezenta modificări importante cum ar fi apariția zonelor cu fragilitate ridicată, defecte de structură, microfisuri, etc.
- Replicile aplicate asupra plăcii din oțel marca P355NH au fost examinate microscopic la mărirea de 100x cu microscopul optic MeF2. Examinarea microscopică a condus la identificarea direcției de laminare a plăcii din oțel marca P355NH.
- Determinarea compoziției chimice pentru placa din oțel marca P355NH a fost realizată utilizând aparatul INNOVIX-Systems. Valorile obținute în urma analizei chimice confirmă marca P355NH a oțelului testat în conformitate cu standardul SR EN 10028-3.
- În urma aplicării procedurii de sudare MIG/MAG, s-a obținut o îmbinare sudată cu 5+2 straturi și 10 rânduri. După depunerea fiecărui cordon de sudură, respectiv înaintea depunerii următorului cordon de sudură, s-a intervenit cu polizorul unghiular în vederea eliminării incluziunilor nemetalice, precum și pentru egalizarea și uniformizarea cordonului. Suprafața astfel pregătită a fost examinată vizual pentru decelarea eventualelor discontinuități de suprafață sau de formă. Nu au fost observate vizual discontinuități de suprafață sau de formă.
- După realizarea îmbinării sudate s-a efectuat examinarea vizuală pentru evidențierea eventualelor defecte de suprafață, precum și controlul cu ultrasunete în vederea decelării de discontinuități în materialul depus. Pentru realizarea controlului cu ultrasunete s-a avut în vedere standardul ISO 17640:2010. În urma controlului cu ultrasunete nu au fost observate discontinuități în materialul depus.
- Înaintea pregătirii prin așchiere a epruvetelor, s-a realizat debitarea cu jet de apă a plăcii utilizând instalația: Streamline SLV OEM 30HP. Alegerea procedurii de debitare cu jet de apă a plăcii, a avut la bază multitudinea de avantaje ce le oferă. În cazul analizat cel mai important avantaj a fost faptul că în urma debitării, rostul rezultat are o valoare mică și pierderile de material sunt mici în consecință.
- Epruvetele realizate în vederea îndeplinirii programului experimental au fost epruvete pentru încercări distructive ale sudurilor din materiale metalice

conform standardelor: SR EN ISO 4136 – încercarea la tracțiune transversală, SR EN ISO 5173 – încercări la îndoire, SR EN ISO 148-1 – încercări de încovoiere prin șoc pe epruvete Charpy, precum și epruvete pentru încercarea la tracțiune a materialelor metalice conform standardului: SR EN ISO 6892-1 – metoda de încercare la temperatură ambiantă. Totodată s-au realizat epruvete pentru examinările micro/macroscoapice ale îmbinării sudate conform standardelor: SR EN ISO STAS 5500-74, SR 5000:1997, și pentru încercările de duritate conform standardului SR EN ISO 9015-1. De asemenea au fost realizate probe pentru simularea lor cu cicluri termice.

- Simularea de cicluri termice pe epruvetele din oțel marca P355NH au fost realizate în cadrul Institutului Național de Cercetare – Dezvoltare în sudură și Încercări de Materiale ISIM Timișoara, utilizând simulatorul de sudură Smitweld LS 14o2. În cadrul cercetărilor experimentale analizate, tipul de flux utilizat este cel tridimensional, deoarece factorul intermediar,  $E'$  are valoarea 1,05. Totodată timpul de răcire,  $t_{8/5}$  are valoarea de 10 s.
- După aplicarea simulărilor, (cu sau fără tratament termic post-simulare) epruvetele au fost prelucrate la dimensiunile tipice pentru încercarea prin șoc Charpy.
- În urma examinării macroscopice nu s-au observat defecte de tipul fisurilor la proba din oțelul marca P355NH sudată cap la cap cu material de adaos Mn3Ni1CrMo. De asemenea pentru epruvetele simulate cu cicluri termice cu tratament post-simulare respectiv fără tratament post-simulare, nu s-au observat defecte de tipul fisurilor după simulare.
- Examinările microscopice relevă structuri normale perlito-feritice în zona influențată termic a îmbinării sudate cu toate că în zona influențată termic simulată fără tratament post-simulare, s-au decelat structuri cu zone martensitice, iar în zona influențată termic simulată și tratată termic post-simulare, structurile au devenit sorbitice.
- Conform STAS 5500-74 zonele examinate microscopic nu au prezentat defecte de tipul microfisurilor. Lipsa microfisurilor în îmbinarea sudată, precum și în epruvetele simulate cu cicluri termice cu și fără tratament post-simulare, a arătat că simularea cu cicluri termice, precum și procedeul de sudare MIG-MAG, au fost efectuate la parametri specifici conform ciclurilor termice de sudare aplicate în timpul încălzirii și răcirii.
- Pentru epruveta simulată cu cicluri termice fără tratament post-simulare s-au determinat valori de duritate mari până la 437 HV10 în zona influențată termic simulată. În cazul epruvetei simulate și tratate, valorile durităților ajung la maxim 268 HV10 în zona influențată termic simulată.
- S-a observat o bună corelare între rezultatele obținute prin sudare respectiv prin simulare cu cicluri termice cu tratament post-simulare.
- Ridicarea curbei caracteristice la tracțiune statică s-a realizat pentru oțelul P355NH inițial sub formă de epruvete confecționate dintr-o placă laminată. Încercările s-au efectuat conform standardului ISO 6892-1:2009. Scopul acestor încercări a fost de a se determina principalele caracteristici mecanice ale oțelului și pentru evaluarea sa.
- S-a determinat forța de tracțiune maximă și s-au interpretat rezultatele obținute pentru îmbinarea sudată cap la cap a plăcii din oțel P355NH.
- Încercarea la încovoiere prin șoc, efectuată conform SR EN ISO 148-1 pe epruvete de tip Charpy, prelevate din îmbinarea sudată, respectiv simulate cu cicluri termice cu și fără tratament post-simulare a evidențiat valori

distincte ale caracteristicilor de tenacitate ale zonei influențate termic, a materialului de bază și a sudurii. S-a observat că valorile cele mai mici ale energiei de rupere Charpy, s-au obținut în zona influențată termic (ZIT). Pentru cele trei epruvete prelevate din zona influențată termic, valoarea medie a energiei de impact este de 128 J.

- Având în vedere că probele din oțel marca P355NH, supuse simulărilor cu cicluri termice, nu pot fi utilizate pentru evaluarea tenacității la rupere prin încercări clasice, s-a utilizat o corelație la limita inferioară pentru regimul ductil (prag superior) [Bannister, (1998)]. În cazul acestor epruvete simulate cu cicluri termice fără tratament post-simulare (ZITS), s-a observat că rezultatele obținute pentru energia de rupere KV, au valori în domeniul ruperii fragile. Aplicarea tratamentelor termice post-simulare pe epruvetele simulate cu cicluri termice (ZITS+T), au condus la o îmbunătățire a rezultatelor obținute pentru energia de rupere KV.
- Utilizarea metodei de încercare la îndoire transversală laterală pe epruvete prelevate din îmbinarea cap la cap a plăcii din oțel marca P355NH, conform standardului SR EN ISO 5173:2010, s-a realizat în vederea evaluării ductilității și a evaluării în apropierea suprafeței îmbinate a absenței imperfecțiunilor. În urma examinărilor suprafețelor externe cât și a celor laterale ale epruvetei nu au fost observate imperfecțiuni.
- În urma utilizării dispozitivului de testare nedistructivă: Resonant Frequency Damping Analyzer (RFDA) s-a determinat pentru diferitele epruvete prelevate din zona influențată termic și zone neinfluențate termic, modulul de elasticitate longitudinal.
- Limitele de aplicare ale calculului analitic și numeric pentru plăcile de grosime mică rigide, sunt impuse de valorile tensiunilor și deformațiilor obținute comparativ cu caracteristicile mecanice și elastice ale acestora.
- Validarea modelului de calcul numeric în cazul studiului limitelor de aplicare a metodelor analitice și numerice pentru plăci de grosime mică utilizate la capacele recipientelor sub presiune a fost confirmată de concordanța rezultatelor cu cele calculate analitic în domeniul  $h/D = 0.0275-0.2$ . Relațiile de calcul analitic au la bază așa cum este cunoscut o serie de ipoteze simplificatoare, valabile numai pentru anumite domenii, ceea ce restrânge aplicabilitatea lor la domeniile de existență al ipotezelor utilizate. Prin urmare aceste relații se pot utiliza în limitele ale raportului  $h/D = 0.01-0.2$ .
- Metoda numerică de analiză, respectiv metoda elementelor finite utilizată are la bază un algoritm a cărui valabilitate poate fi extinsă pentru orice domeniu al raportului  $h/D$  în condițiile în care algoritmul de discretizare este același pentru întreg domeniul analizat. Limitele de aplicare a acestei metode sunt determinate de apariția neliniarităților date de deformațiile mari pentru rapoarte  $h/D < 0.0275$ .
- S-a realizat un studiu asupra efectului de concentrare al tensiunii în cazul în care sunt prezente două sau mai multe găuri amplasate la o distanță mică între ele, în conformitate cu cerințele de construcție. Calculul tensiunii maxime a fost realizată utilizând metoda elementelor finite cu ajutorul pachetului de programe ABAQUS. Validarea modelului de calcul a fost efectuat de un exemplu în care valorile teoretice ale coeficientului de concentrare al tensiunii  $K_t$  sunt prezentate în lucrările din literatura de specialitate.
- A fost analizat un recipient sub presiune cu două găuri dispuse longitudinal. Prezența găurilor în recipientul sub presiune duce la apariția unor zone de

- concentrare a tensiunilor. Factorul de intensitate al tensiunii pentru modul I de rupere ( $K_I$ ) a fost determinat prin metoda integralei pe contur.
- Modelul de calcul a fost discretizat în aproximativ 8000 elemente de tip C3D20R (elemente pătratice de formă hexaedrică), având aproximativ 40000 noduri. Tehnica de discretizare a fost cea de tip "sweep" deoarece este singura care permite combinația cu elemente finite degenerare folosite pentru modelarea la vârful fisurii.
  - Determinarea numerică a factorilor de intensitate a tensiunilor pentru modul I de rupere ( $K_I$ ) pentru recipientul sub presiune cu două găuri dispuse pe aceeași generatoare a condus la concluzionarea următoarelor aspecte:
    - pentru lungimi mici ale fisurii (1-5 mm), se observă o creștere notabilă a valorii factorului de intensitate a tensiunii odată cu creșterea lungimii fisurii;
    - pentru lungimi mari ale fisurii, se observă o stabilizare a valorilor factorilor de intensitate a tensiunilor, curba căpătând caracteristicile unei asimptote;
    - stabilizarea valorii factorilor de intensitate a tensiunilor pentru lungimi mari ale fisurii se datorează, pe de-o parte, rezilienței materialului, dar și prezenței celui de-al doilea concentrator de tensiune (gaură);
    - pentru încărcarea aplicată ( $1 \text{ N/mm}^2$ ), valorile factorilor de intensitate a tensiunilor sunt inferioare valorii tenacității la rupere ( $K_{Ic} = 170 \text{ MPa} \sqrt{m}$ );
    - pentru încărcarea dată, nici pentru o lungime a fisurii de 30 mm, propagată între cei doi concentratori de tensiune, nu se atinge pragul propagării instabile a fisurii.

Principalele contribuții personale sunt următoarele:

- Realizarea unei sinteze bibliografice privind principalele aspecte în problematica recipientelor sub presiune.
- Realizarea unei sinteze bibliografice cu privire la fenomenul de concentrare al tensiunilor.
- Realizarea unei sinteze bibliografice cu privire la concentratori de tensiune din domeniul vaselor sub presiune: prezentarea soluției lui Lamé pentru un cilindru cu presiune interioară precum, cazul unui cilindru presurizat cu un concentrator de tensiune de tip gaură circulară și cazul unui recipient sub presiune cu pereți în trepte și cu guler de racordare  $R/H \approx 10$  [Pikey, (2007)].
- Elaborarea unui program de cercetare experimental cuprinzător asupra oțelului marca P355NH, folosit în construcția vaselor sub presiune.
- Determinarea parametrilor specifici pentru simularea de cicluri termice pe epruvetele din oțel marca P355NH.
- Reproducerea în epruvetele din oțel marca P355NH a ciclurilor termice de tipul celor provocate în zona influențată termic în timpul sudării, utilizând simulatorul de sudură Smitweld LS 14o2.
- Efectuarea examinărilor macroscopice și microscopice asupra îmbinării sudate cap la cap precum și asupra epruvetelor simulate cu cicluri termice cu și fără tratament post simulare.
- Determinarea durităților în zonele specifice îmbinării sudate, respectiv în zona influențată termic simulată pentru îmbinarea sudată cap la cap și



- pentru epruvetele simulate cu cicluri termice cu și fără tratament post simulare.
- Determinarea energiei de rupere prin încercarea la încovoiere prin șoc, efectuată conform SR EN ISO 148-1 pe epruvete de tip Charpy, prelevate din îmbinarea sudată, respectiv simulate cu cicluri termice cu și fără tratament post-simulare și evidențierea valorilor distincte ale caracteristicilor de tenacitate ale zonei influențate termic, a materialului de bază și a sudurii. S-a observat ca rezultatele obținute pentru energia de rupere KV, are valori în domeniul ruperii fragile pentru probele simulate cu cicluri termice fără tratament post-simulare. Aplicarea tratamentelor termice post-simulare pe epruvetele simulate cu cicluri termice (ZITS+T), au condus la o îmbunătățire a rezultatelor obținute pentru energia de rupere KV.
  - Determinarea tenacității la rupere utilizând o corelație la limita inferioară pentru regimul ductil. S-a observat o bună corelație între valoarea medie a tenacității la rupere pentru zona influențată termic (ZIT) respectiv epruvetele simulate cu cicluri termice cu tratament post-simulare. Diferența procentuală dintre acestea este de 11.11%.
  - Determinarea pentru diferitele epruvete a modulului de elasticitate longitudinal utilizând metoda excitării prin impuls
  - Determinarea limitelor de aplicare ale metodelor numerice pentru calculul stării de tensiune și deformație pentru plăcile subțiri și groase întrucât datele din literatură nu oferă informații.
  - Determinarea coeficientului teoretic de concentrare al tensiunilor pentru un cilindru cu două găuri în care variază diametrul găurilor și distanța dintre ele, pentru care nu există informații în literatura de specialitate.
  - Determinarea coeficientului teoretic de concentrare al tensiunilor pentru un cilindru cu trei găuri în care variază distanța dintre găuri, pentru care nu există informații în literatura de specialitate.
  - Determinarea factorului de intensitate al tensiuni ( $K_I$ ) prin metoda integralei pe contur.

## BIBLIOGRAFIE

- Abaqus/CAE User's Manual.
- Alashti R. A., Rahimi G. H., (2007) Plastic limit loads of cylinders with a circular opening under combined axial force and bending moment, *The Journal of Strain Analysis*.
- Alashti R. A., Rahimi G. H., (2008) Parametric Study of Plastic Load of Cylindrical Shells with Opening Subject to Combined Loading, *Journal of Aeronautical society*, Vol. 5, No2.
- Aldea M., Antonescu G., Chitu I., Giurcaneanu G., Iordache N., Negulescu L., Mutescu M. Postelniceanu M., Slatineanu R., (1972) Cazane de abur și recipiente sub presiune: Îndrumător, Ediția a II-a îmbunătățită, Editura Tehnică.
- ASME, Boiler and Pressure Vessel Code (1986) Section VIII - Division 1, Pressure Vessels.
- ASME-1876-01, Standard Test Method for Dynamic Young's Modulus, Shear Modulus, and Poisson's Ratio by Impulse Excitation Technique of Vibration.
- Ayob A. (2006) Stress analysis of torispherical shell with radial nozzle, *Journal - The Institution of Engineers, Malaysia*, September 2006, Vol. 67, No. 3.
- Bannister A.C. (1998) Structural Integrity assessment procedures for European industry, SINTAP, Sub-Tank 3.3 Report: Final issue determination of fracture toughness from Charpy impact energy: Procedure and validation, Report by British Steel plc.
- Bapu rao M. N., M. Murthy V. V., (1971) On the stresses in the vicinity of an elliptic hole in a cylindrical shell under torsional loading, *Nuclear Engineering and Design*, Vol. 16.
- Barson J. M., and Rolfe S. T., (1987) Fracture and fatigue control in structures. Applications of FractureMechanics – Prentice - Hall, Inc. Second Edition, Englewood Cliffs, New Jersey.
- Boresi A. P., Schmidt R.J., Sidebottom O.M., (1993) Advanced Mechanics of Materials 5th edition, John Wiley & Sons, New York.
- Bryson J. W., Johnson W. G., (1977) Stresses in reinforced nozzle-cylinder attachments under internal pressure loading analyzed by the finiteelement method - a parameter study, U.S. Nuclear Regulatory Commission Office of Nuclear Regulatory Research.
- Btachut J., Magnucki K., (2008) Strength, stability, & Optimization of pressure vessel: Review of selected problem, *Applied Mechanical Reviews*, November 2008, Vol. 61.
- Burstow MC., Howard IC, (1998) Ainsworth RA. The influence of constraint on crack tip stress fields in strength mismatched welded joints, *J Mech Phys Solids*.
- Calladine C. R., (1966) On the design of reinforcement for openings and nozzles in thin spherical pressure vessels, *Journal Mechanical Engineering Science* Vol8 No 1.
- Camilleri D., Mackenzie D., (2008) Shakedown of a Thick Cylinder with a Radial Crosshole, *Strathprints Institutional Repository*.
- Carter W. J., (1999) Openings & Reinforcements, CASTI Guidebook to ASME Section VIII Div. 1 – Pressure Vessels – 2nd Edition.

Carvalho E.A. (2005) Stress concentration factors for an internally pressurized circular vessel containing a radial U-notch, *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, 2005, Vol.82.

Chiorean C. G., (2007) Aspecte legate de discretizare în elemente finite și instabilități numerice în calculul liniar și neliniar al structurilor, <http://users.utcluj.ro/~ccosmin/cursscoaladoctorala.pdf>, Accesat în 26.06.2012.

Cioclov D., (1983) Recipiente sub presiune: analiza stării de tensiune și deformație, Editura Academiei Republicii Socialiste România.

Dehelean D. (1997) Sudarea prin topire, Editura Sudura, Timișoara.

Deutsch I., (1979) Rezistența Materialelor, Ediția a II-a revizuită, Editura Didactică și Pedagogică, București.

Dimache A., (2006) Rezistența Materialelor-parte I, Editura Fundației Universitare "Dunărea de Jos", Galați.

Dimache A., (2006) Rezistența Materialelor-parte II, Editura Fundației Universitare "Dunărea de Jos", Galați

Dudescu M. C., Botean A., Hardau M., (2009) Application of digital image correlation for measuring e-modulus of wood beams., *Annals of Daaam & Proceedings*.

Dudescu M. C., Botean A., (2007) Deformations measurement using digital image correlation principle, *Acta Technica Napocensis, Series: Machines Construction, Materials*.

Dudescu M. C., (2004) Experimental Stress Analysis In Bellows Subjected To Axial Loads

Dudescu M. C., (2005) Calculul de rezistență al tuburilor ondulate UT Pres

Durelii A. J., Parks V. J., (1973) Stresses in a pressurized ribbed cylindrical shell with a reinforced hole, *The Journal of Strain Analysis for Engineering Design*, Vol. 8.

Dumitru I., , Faur N., (1999) Elemente de calcul și aplicații în rezistența materialelor, Editura Politehnica, Timișoara

Dumitru I., Marsavina L., (2001) Introducere in Mecanica Ruperii, Editura Mirton, Timisoara.

Duma I., Drăgoi S., **Galațanu S. V.**, (2013) Quality Assessment deposited metal wire for CO2 gas SG2 and CORCON 18, Al XV -lea Simpozion Internațional "Tinerii și Cercetarea Multidisciplinara"

Fang J., Tang Q.H., (2009) A comparative study of usefulness for pad reinforcement in cylindrical vessels under external load on nozzle, *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, Vol. 86, 2009.

Faur N., Dumitru I., (1997) Diferențe finite și elemente finite, Editura Mirton, Timișoara.

Faur N., (2005) Elementary Finite Element, Editura Politehnica

Fischer F., Albrecht U., (2009) Tăierea cu jet de apă în comparație cu tăierea termică - domenii de aplicare și puncte de vedere privind eficiența economică a procedurii, *Wasserschneiden im Vergleich zum thermischen Schneiden - Einsatzbereiche und Wirtschaftlichkeitsgesichtspunkte, Der Praktiker* 11/2009, DVS Verlag Dusseldorf.

Faur N., **Galațanu S. V.**, M. Hlușcu, (2014) Study of Multiple Holes Influence on Theoretical Stress Concentration Coefficient in Case of Cylindrical Vessels, *Key Engineering Materials* 601, pp. 129-132.

Folias E.S., (1999) Failure correlation between cylindrical pressurized vessels and flat plates, *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, Vol.76.

Fronius, Sudarea MIG/MAG Noțiuni de bază, CM Metal Trading SRL Timișoara, reprezentanța producătorului de echipamente de sudare Fronius.

Fridric B., ș.a. (1965) Sudarea Metalelor. București. Editura tehnică. 1965

Fuad Kh., (2007) Stress Concentration Factors of Various Adjacent Holes Configurations in a Spherical Pressure Vessel, ACAM.

**Galațanu S.V.**, Faur N., Pascu D. R., (2014) Studies regarding the evaluation of mechanical properties of heat affected zones in welds at macro-microstructural level, using thermal cycle simulation, Structural Integrity and Life, Vol. 4, No 1.

**Galațanu S. V.**, Pascu D. R., M. Dome, Drăgoi S., (2013) Comparative Assessment of Composite Materials Performance Subjected to Fillet and Butt Welding, Advanced Materials Research, 814, pp. 123-126.

**Galațanu S. V.**, Pascu D. R., Faur N., (2015) "Evaluation of fracture toughness for P355NH steel subjected to thermal cycles simulation", Advanced Materials Research, Structural Integrity of Welded Structures XI, pp.193-198.

**Galațanu S. V.**, Faur N., (2012) Research on the application limit of analytical relations of the stress and strain state for rigid thin plates, Al XIV -lea Simpozion Internațional "Tinerii și Cercetarea Multidisciplinara".

Gerdeen, J. C., (1972), "Analysis of Stress Concentration in Thick Cylinders with Sideholes and Crossholes," Trans. ASME, J. Eng. for Industry, Vol. 94, Series B, p. 815.

Gerdeen, J. C., Smith, R. E., (1972), "Experimental Determination of Stress Concentration Factors in Thick-walled Cylinders with Crossholes and Sideholes," Exp. Mech., Vol. 12, p. 530.

Giglio M., (2000) Fatigue analysis of different types of pressure vessel nozzle, International Journal of Pressure Vessels and Piping, 2000, Vol.80.

Goanța V., (2006) Mecanica Ruperii, Editura Tehnopress, Iasi.

Goanța V., Hadăr A., Leitoiu B., (2010) Experimental Procedure Designed to Determine the Elastic Characteristics of Fiber-Reinforced Polymeric Composite Materials, Materiale Plastice 47 nr. 4.

Gordon W. P., (1987) Metals Handbook Ninth Edition, Volume 11, Failure Analysis and Prevention, American Society for Metals, Metals Park, Ohio

Gwaltney R. C., Greenstreet W. L., (1973) Comparisons of theoretical and experimental stresses for spherical shells having single non-radial nozzles, U.S Atomic Energy Commission.

Griffin, D. S., and Thurman, A. L., (1967) Comparison of DUZ Solution with Experimental Results for Uniaxially and Biaxially Loaded Fillets and Grooves, WAPD TM-654, Clearinghouse for Scientific and Technical Information, Springfield, VA.

Griffin, D. S., and Kellogg, R. B., (1967) A Numerical Solution for Axially Symmetrical and Plane Elasticity Problems, Intern. J. Solids and Structures, Vol. 3, p. 781.

Gwaltney, R. C., Corum, J. M., and Greenstreet, W. L., (1971), Effect of Fillets on Stress Concentration in Cylindrical Shells with Step Changes in Outside Diameter, Trans. ASME, J. Eng. for Industry, Vol. 93, p. 986.

Heifetz, J. H., and Berman, L, (1967) Measurements of Stress Concentration Factors in the External Fillets of a Cylindrical Pressure Vessel," Expt. Mechanics. Vol. 7, p. 518.

Hertzberg R.W., (1996) Deformation and fracture mechanics of engineering materials, New York: Wiley.

Hyder M.J., Asif M., (2008) Optimization of location & size of opening in pressure vessel cylinder using ANSYS, Engineering Failure Analysis 15,

- Iyer M. S., (1975) Analysis of a pressure vessel junction by the finite element method, Texas Tech University.
- Jiga G., Hadăr A., Pastramă Ș., Constantinescu I. N. (2008) Numerical Validation of a Finite Element, Proceedings of the 1st WSEAS International Conference on Visualization, Imaging and Simulation.
- John M. B., (1987) Fracture & Fatigue Control in Structures, Applications of Fracture Mechanics, Second Edition, New Jersey
- Kaufman A., Spera D., (1965) Investigation of the elastic- plastic stress state around reinforced opening in a spherical shell, NASA Scientific and technical publications, Washington, D. C.
- Kihiul J.M., Masu L.M., (1995) The effect of chamfer and size on the stress distributions in a thick-walled cylinder with a cross bore under internal pressure, R & D Journal.
- Kihiul J.M., (2007) Universal SCFs and optimal chamfering in cross-bored cylinders, International Journal of Pressure Vessels and Piping, 2007, Vol. 84.
- Kim K. S., Choi S., Kim T. W., Lee G. M., Park K. B. P. (1999) Effect of opening on distance patterns & the stress distribution of the pressure vessel head, Transactions of the 15Th International conference structural mechanical in reactor technology, 1999.
- Kitching R., Davise J. K. (1970) Limit pressures for cylindrical shells with unreinforced openings of various shapes, Journal Mechanical Engineering Science, 1970, Vol12 No 5.
- Kocak M., (1998) Weld mis-match effect, International Institute of Welding (IIW), IIW Document X-1419-98.
- Kun L., Murariu A.C., **Galațanu S. V.**, Kun K.-N., (2015) "Evaluation of damage caused by artificial aging on the solvent-based ink printed layer of PVC coated PES fabrics", BID-ISIM - Welding and Material Testing (lucrare acceptata - urmează să fie publicată)
- Laczek S., (2010) Load capacity of a thick-walled cylinder with a radial hole, International Journal of Pressure Vessels and Piping, 2010, Vol. 87.
- Liu J. S., (2000) Shape optimisation of axisymmetric cylindrical nozzles in spherical pressure vessels subject to stress constraints, International Journal of Pressure Vessels and Piping, Vol.78.
- Liu Y. H., (2004) Limit pressure and design criterion of cylindrical pressure vessels with nozzles, International Journal of Pressure Vessels and Piping, 2004, Vol. 81.
- Makulsawatudom P., Mackenzie D., Hamilton R., (2004) Stress concentration at crossholes in thick cylindrical vessels, The Journal of Strain Analysis for Engineering Design, 2004, Vol. 39.
- Mare P., Hindli Ș., Letai E., Fay T., (2006) Conducte și fittinguri preizolate termic Tip Izoterm
- Marșavina L., Nurse A.D., (2007) The asymptotic structure of small-scale yielding interacial free-edge joint and crack tip fields, Acta Mechanica 190.
- Marșavina L., (1998) Metode numerice în mecanica ruperii, Editura Mirton, Timișoara.
- Marsavina L., Sadowski T., (2007) Stress Intensity Factors for an Interface Kinked Crack in a Bi-Material Plate Loaded Normal to the Interface, International Journal of Fracture, Volume 145, Issue 3, pp 237-243.
- Marsavina L., Sadowski T., Kneć M., Negru R., (2007) Non-linear behaviour of foams under static and impact three point bending, International Journal of Non-Linear Mechanics, Volume 45, Issue 10, December 2010, Pages 969–975.

Moss D., (2004) Pressure Vessel Design Manual, Gulf professional publication, Third Edition, Elsevier.

Mulchandani K. B., (1995) Photo elastic investigation of stress intensifications in the interacting nozzle attachment region of pressure vessels, Journal of strain analysis, vol. 30 no 3.

Nădășan Ș., (1962) Oboseala metalelor. București, Editura tehnică.

Negru R. M., (2009) Contributii la studiul efectului de concentrare a tensiunilor cu aplicatii in mecanica ruperii si oboseala materialelor, Editura Politehnica.

Nevasmaa P., Wallin K., (1997) Structural Integrity assessment procedures for European industry, SINTAP, Task 3 Status review report: Reliability based methods, Report VAL A: SINTAP VTT/4, Espoo.

Oterkus E., Madenci E., (2007) Stress analysis of composite cylindrical shells with an elliptical cutout, Journal of mechanics of materials and structures, Vol. 2, No. 4.

Palade V., Ștefănescu I., (2000) Recipiente și aparate tubulare, Editura Semne.

Pascu D.R. Farbaș N., Kurtag A., (1978) Simularea ciclurilor termice la sudarea oțelului 1, 3 MoDV, Construcția de mașini, nr. 9, București.

Pascu D.R., (1983) Influența factorilor structurali asupra caracteristicilor tehnologice și proprietăților mecanice ale oțelului slab aliat pentru construcții sudate supus tratamentelor termice post-sudare, Teză doctorat.

Ponomariov S. D., Biderman V. L., (1963) Calculul de rezistență în construcția de mașini, Editura tehnică, București.

Perianu I.A., Ionescu D., Hajan I., (2008) Tăierea cu jet de apă a materialelor avansate: Faza 1: Influența procesului de tăiere cu jet de apă asupra diverselor categorii de materiale, inclusiv cele avansate, Institutul Național de Cercetare – Dezvoltare în Sudură și Încercări de Materiale.

Peterson R.E., (1974) Stress Concentration Factor, John Wiley & Sons, New York.

Pilkey, W. D., (1994), Formulas for Stress, Strain, and Structural Matrices, Wiley, New York.

Pilkey W.D., (1998) Peterson's Stress Concentration Factor, 2nd edition, John Wiley & Sons, New York.

Pilkey W. D., Pilkey D. F., (2008) Stress Concentration Factors, Third Edition, Peterson's.

Quider M., (2009) SCF analysis of a pressurized vessel-nozzle intersection with wall thinning damage, International Journal of Pressure Vessels and Piping, 2009, Vol.86.

Rahimi G.H., Alashti R.A., (2007) Lower bound to plastic load of cylinders with opening under combined loading, Journal of Thin-Walled Structures 45.

Ratiu M., (2011) Power plants serviceability maintenance: fitness for service of pressure retaining components, Editura Politehnica.

Safta I., (2006) Încercări tehnologice și de rezistență ale îmbinărilor sudate sau lipite, Editura Sudura, Timișoara, România.

Schindler S., (2003) Stress concentration factors of nozzle-sphere connections, International Journal of Pressure Vessels and Piping, 2003, Vol. 80.

Schwalbe KH., (2001) Basic engineering methods of fracture mechanics and fatigue, Geesthacht: GKSS Research Center.

Seferian, D. (1959) Metalurgie de la soudure. Paris, Dunod.

Sinescu C., Negruțiu M., Marșavina L., Negru R., Căplescu C., Bradu A., Hughes M., Romînu M., Podoleanu A.G., (2009) Effect of masticatory load on crack deflection/penetration investigated with en-face optical coherence tomographic in ceramic fixed partial, *Mediac Imaging 2009:Physics of Medical Imaging*, Proceedings of SPIE vol. 7258, Lake Buena Vista, USA, 72584K.

Skopinsky V.N., Smetankin A.B., (2006) Modeling and Stress analysis of nozzle connections in ellipsoidal heads of pressure vessels under external loading, *Int. J. of Applied Mechanics and Engineering*, 2006, vol.11, No.4.

Snowberger D., (2008) Stress concentration factor convergence comparison study of a flat plate under elastic loading conditions, *Rensselaer Polytechnic Institute Hartford, Connecticut*.

Suresh B. S., Rangavitttal, (2008) Influence of Axis Ratio on the Stresses around an Elliptical Cutout and Inclusion in a Filament Wound Fiber Reinforced Plastic Pressure Vessel, *B M S College of Engineering, Bangalore*.

Tafreshi A., (1995) Numerical analysis of stresses at oblique holes in plates subjected to tension and bending, *Journal of strain analysis*, vol. 30 no 4.

Teodorescu C.C., Mocanu D.R., Buga M., (1972) *Îmbinări sudate*, Ediția a II-a, revizuită și completată, Editura Tehnică.

Traicu R., Pascu D.R, Bobic A., (2007) *Instalații energetice din industria chimică, petrochimică și nucleară: materiale, calculul elementelor constructive, avarii*, Editura Politehnică.

Turcu L., Stanciu A., (1995) Metalografia nedistructivă, metodă pentru expertizarea și diagnosticarea materialelor din componența utilajelor energetice, *Energetica*, 43, Nr. 5 A.

Uwer D. ș.a. (1976) Thermal cycles in arc welding calculation of cooling times, *Doc. IIS/IIW, IX - 987 - Paris*.

Ventsel E., Krauthammer T., (2001) *Thin Plates and Shells*, Marcel Dekker , ISBN: 0-8247-0575-0, New York.

Vuherer T., ș.a. (2012) Microstructural investigation on the heat-affected zone of simulated weld joint of P91 steel, *ISSN 0543-5846*.

Vinckier A. G. (1972) Heat affected zone cracking in low alloy steels during stress relief heat treatments, *Doc. IIS/IIW X 674+72, Paris, France*.

Zamirk S. Y., (1982) *Pressure Vessels and Piping: Design Technology*, A Decade of Progress, The Pennsylvania State University, University Park, Pennsylvania.

Zu L., (2009) Design of filament-wound isotensoid pressure vessels with unequal polar openings, *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, 2009, Vol.92.

\*\*\* CR 12361 (1997) Destructive tests on welds in metallic materials - Etchants for macroscopic and microscopic examination.

\*\*\* EN 10028-2 (2003) Flat products made of steels for pressure purposes - Part 2: Non-alloy and alloy steels with specified elevated temperature properties.

\*\*\* EN 10028-3 (2003) Normalized steels for pressure purposes.

\*\*\* MSDS-Nr.: 8308/9-Rom (2013) Fișă cu date de securitate Corgon, cronigon, argon în amestec, comprimat, Versiunea: 2.

\*\*\* PT C 4/2 (2003) ISCIR Ghid pentru proiectarea, construcția și repararea recipientelor metalice stabile sub presiune, Colecția Inspecției de Stat pentru Controlul Cazanelor, Recipientelor sub Presiune și Instalațiilor de Ridicat, Ediția Oficială.

\*\*\* FDA MF basic MANUAL Version1.0, IMCE N.V, Genk, Belgium, [www.imce.net](http://www.imce.net).

- \*\*\* ISO 17640 (2010) Non-destructive testing of welds - ultrasonic testing - techniques, testing levels, and assessment, Second edition 2010.12.15.
- \*\*\* SR EN 499 (1997) Materiale pentru sudare. Electrozi înveliți pentru sudarea manuală cu arc electric a oțelurilor nealiat și cu granulație fină. Clasificare.
- \*\*\* SR EN 10028 (2003) Produse plate din oțel pentru recipient sub presiune, Partea 3: Oțeluri sudabile cu granulație fină, normalizate.
- \*\*\* SR EN 759 (1998) Materiale pentru sudare. Condiții tehnice de livrare a materialelor de adaos pentru sudare. Tipul produsului, dimensiuni, toleranțe și marcare.
- \*\*\* SR EN 875 (1997) Încercări distructive ale îmbinărilor sudate din materiale metalice. Încercarea la încovoiere prin șoc. Poziția epruvetei, orientarea creștăturii și examinare.
- \*\*\* SR EN 970 (1999) Examinări nedistructive ale îmbinărilor sudate prin topire. Examinare vizuală.
- \*\*\* SR EN 1043 (1997) Încercări distructive ale îmbinărilor sudate din materiale metalice. Încercarea de duritate. Partea 1: Încercarea de duritate a îmbinărilor sudate cu arc electric.
- \*\*\* SR EN 1043-2 (1999) Încercări distructive ale îmbinărilor sudate din materiale metalice. Încercarea de duritate. Partea 2: Încercarea de microduritate a îmbinărilor sudate.
- \*\*\* SR EN 1599 (1999) Materiale pentru sudare. Electrozi înveți pentru sudarea manuală cu arc electric a oțelurilor termorezistente. Clasificare.
- \*\*\* SR EN 10002-1 (1995) Materiale metalice. Încercarea la tracțiune. Partea 1: Metoda de încercare (la temperatura ambiantă).
- \*\*\* SR EN ISO 6507-1 (2006) Materiale metalice. Încercarea de duritate Vickers. Partea 4: Tabele de valori de duritate.
- \*\*\* SR EN ISO 17639, (2014) Încercări distructive ale îmbinărilor sudate din materiale metalice. Examinarea macroscopică și microscopică a îmbinărilor sudate.
- \*\*\* SR EN ISO 4136 (2013) încercări distructive ale sudurilor din materiale metalice. Încercarea la tracțiune transversală.
- \*\*\* SR EN ISO 5173 (2010) Încercări distructive ale sudurilor din materiale metalice. Încercări la îndoire.
- \*\*\* SR EN ISO 148-1 (2011) Materiale Metalice. Încercarea de încovoiere prin șoc pe epruveta Charpy, Partea 1: Metoda de încercare
- \*\*\* SR EN ISO 6892-1 (2010) Materiale metalice. Încercarea la tracțiune. Partea 1: Metoda de încercare la temperatura ambiantă.
- \*\*\* SR EN ISO STAS 5500 (1974) Metalografie. Defecte. Terminologie.
- \*\*\* SR EN ISO 9015-1 (2011) Încercări distructive ale îmbinărilor sudate din materiale metalice. Încercarea de duritate. Partea 1: Încercarea de duritate a îmbinărilor sudate cu arc electric.
- \*\*\* SR 5000 (1997) Structuri și constituenți metalografici ai produselor feroase. Vocabular.
- \*\*\* SR EN 1321 (2000) Încercări distructive ale îmbinărilor sudate din materiale metalice. Examinarea macroscopică și microscopică a îmbinărilor sudate.
- \*\*\* SR EN ISO 6520 (2008) Sudare și procedee conexe. Clasificarea imperfecțiunilor geometrice din îmbinările sudate ale materialelor metalice. Partea 1: Sudare prin topire.
- \*\*\* STAS 492/1 (1985) Încercările metalelor. Încercarea de duritate Vickers. HV 5 până la HV 100.



\*\*\* STAS 4203 (1974) Metalografie. Luarea și pregătirea probelor metalografice.

\*\*\* STAS 6733 (1983) Utilaj pentru industria chimică. Funduri pentru recipiente. Tipuri și diametre.

\*\*\* Inspekția de Stat pentru Controlul Cazanelor, Recipientelor sub Presiune și Instalațiilor de Ridicat – ISCIR -, Reglementare tehnică națională, Prescripție tehnică, Ghid pentru Proiectarea, Construirea, Montarea și Repararea Recipientelor Metalice Stabile sub Presiune, PT C 4/2-2003.

\*\*\* Directiva 97/23/CE a Parlamentului European și a Consiliului din 29 mai 1997 de apropiere a legislațiilor statelor membre referitoare la echipamentele sub presiune (JO L 181, 9.7.1997, p. 1).

\*\*\* Cazane de abur și recipiente sub presiune. Îndrumător. București. Editura tehnică, 1964

\*\*\* W1 <http://www.twi-global.com/news-events/case-studies> accesat 14.05.2014.

\*\*\* W2 [http://en.wikipedia.org/wiki/Pressure\\_vessel](http://en.wikipedia.org/wiki/Pressure_vessel) accesat 5.02.2014.

\*\*\* W3 [http://en.wikipedia.org/wiki/Boiler\\_explosion](http://en.wikipedia.org/wiki/Boiler_explosion) accesat 12.12.2014

\*\*\* W4 <http://www.pressurevessel.propacktechnologies.com/> accesat 5.02.2014.

\*\*\* W5 <http://3d-labs.com/Pressure%20vessel%20e-book-Types.html> accesat 02.02.2015.