Numeričko modeliranje zaostalih naprezanja i pukotina u zavarenim konstrukcijama

Perić, Mato

Doctoral thesis / Disertacija

2015

Degree Grantor / Ustanova koja je dodijelila akademski / stručni stupanj: **University of Zagreb, Faculty of Mechanical Engineering and Naval Architecture / Sveučilište u Zagrebu, Fakultet strojarstva i brodogradnje**

Permanent link / Trajna poveznica: https://urn.nsk.hr/urn:nbn:hr:235:661778

Rights / Prava: In copyright / Zaštićeno autorskim pravom.

Download date / Datum preuzimanja: **2025-03-14**

Repository / Repozitorij:

Repository of Faculty of Mechanical Engineering and Naval Architecture University of Zagreb

DIGITALNI AKADEMSKI ARHIVI I REPOZITORIJI

Sveučilište u Zagrebu

FAKULTET STROJARSTVA I BRODOGRADNJE

Mato Perić

NUMERIČKO MODELIRANJE ZAOSTALIH NAPREZANJA I PUKOTINA U ZAVARENIM KONSTRUKCIJAMA

DOKTORSKI RAD

Zagreb, 2015.

University of Zagreb
FACULTY OF MECHANICAL ENGINEERING
AND NAVAL ARCHITECTURE

Mato Perić

NUMERICAL MODELING OF RESIDUAL STRESSES AND CRACKS IN WELDED STRUCTURES

DOCTORAL THESIS

Zagreb, 2015.

Sveučilište u Zagrebu
FAKULTET STROJARSTVA I BRODOGRADNJE

Mato Perić

NUMERIČKO MODELIRANJE ZAOSTALIH NAPREZANJA I PUKOTINA U ZAVARENIM KONSTRUKCIJAMA

DOKTORSKI RAD

Mentor:
dr. sc. Zdenko Tonković, redoviti profesor

Zagreb, 2015.

University of Zagreb
FACULTY OF MECHANICAL ENGINEERING
AND NAVAL ARCHITECTURE

Mato Perić

NUMERICAL MODELING OF RESIDUAL STRESSES AND CRACKS IN WELDED STRUCTURES

DOCTORAL THESIS

Supervisor:
Dr. sc. Zdenko Tonković, professor

Zagreb, 2015.

PODACI ZA BIBLIOGRAFSKU KARTICU

UDK: 519.6:621.791

Ključne riječi:	Zavarivanje, zaostala naprezanja, infracrvena termografija, korelacija digitalne slike, termoparovi, metoda zabušivanja rupica, analiza metodom konačnih elemenata, podmodeliranje, koeficijent intenzivnosti naprezanja.
Znanstveno područje:	TEHNIČKE ZNANOSTI
Znanstveno polje:	STROJARSTVO
Institucija u kojoj je rad izrađen:	Fakultet strojarstva i brodogradnje Sveučilišta u Zagrebu
Mentor rada:	Prof. dr. sc. Zdenko Tonković
Broj stranica:	114
Broj slika:	74
Broj tablica:	11
Broj korištenih bibliografskih jedinica:	108
Datum obrane:	27.07.2015.
Povjerenstvo:	Prof. dr. sc. Jurica Sorić, - predsjednik povjerenstva Prof. dr. sc. Zdenko Tonković, - mentor Prof. dr. sc. Janoš Kodvanj, - član povjerenstva Doc. dr. sc. Ivica Garašić, - član povjerenstva Izv. prof. dr. sc. Sandro Nižetić, - član povjerenstva
Institucija u kojoj je rad pohranjen:	Fakultet strojarstva i brodogradnje Sveučilišta u Zagrebu

Zahvala

Zahvaljujem na pomoći i korisnim savjetima mentoru prof. dr. sc. Zdenku Tonkoviću te članovima povjerenstva prof. dr. sc. Jurici Soriću, prof. dr. sc. Janošu Kodvanju, doc. dr. sc. Ivici Garašiću i izv. prof. dr. sc. Sandru Nižetiću.

Zahvaljujem se doc. dr. sc. Ivici Garašiću, prof. dr. sc. Srećku Švaiću, prof. dr. sc. Ivanki Boras, Alanu Rodiću, mag. ing. mech., doc. dr. sc. Anti Bakiću, Martinu Surjaku, mag. ing. mech. i doc. dr. sc. Tomažu Vuhereru na pomoći pri provedbi eksperimenata.

Zahvalio bih se i doc. dr. sc. Igoru Karšaju na pomoći u početnoj fazi istraživanja. Isto tako zahvala ide dr. sc. Ivici Skozritu i Tomislavu Lesičaru, mag. ing. mech. na pomoći u korištenju programskog paketa Abaqus.

Zahvaljujem se i Marku Josiću, dipl. ing. stroj., direktoru tvrtke Bestprojekt d.o.o. iz Zagreba, na plaćenim troškovima poslijediplomskog studija.

Sadržaj

1. UVOD 1

1.1. Pregled dosadašnjih istraživanja 1

1.2. Hipoteza rada 4

1.3. Opis istraživanja 4

2. TERMODINAMIKA ZAVARIVANJA 8

2.1. Uvod 8

2.2. Prijenos topline 8

2.3. Pomični izvor topline 10

2.4. Modeliranje toplinskog toka 12

2.5. Zavarivanje MAG postupkom 13

2.6. Zona utjecaja topline (ZUT) 14

2.7. Zaostala naprezanja usljed zavarivanja 16

2.8. Deformacije usljed zavarivanja 17

2.9. Redukcija i uklanjanje zaostalih naprezanja i deformacija 18

3. PRIMJENA MKE U PROCESU ZAVARIVANJA 20

3.1. Uvod 20

3.2. Toplinska analiza 21

3.3. Mehanička analiza 22

4. VERIFIKACIJA NUMERIČKOG MODELA 27

4.1. Uvod 27

4.2. Parametri zavarivanja i svojstva materijala 27

4.3. Potpuni 3D model 29

4.4. Analiza rezultata numeričke simulacije potpunog 3D modela 29

4.5. Kombinirani 3D/ljuskasti model 31

4.6. Analiza rezultata numeričke simulacije kombiniranim modelom 32

4.7. Usporedba zaostalih naprezanja metodom rađanja elemenata i standardne metode 35

4.8. Zaključak 36

5. NUMERIČKO I EKSPERIMENTALNO MODELIRANJE ZAVARIVANJA PLOČA U OBLIKU T-SPOJA 37

5.1. Uvod 37

5.2. Eksperimentalna validacija temperatura i progiba kod zavarivanja ploča u obliku T-spoja 37

5.2.1. Općenito 37

5.2.2. Parametri zavarivanja 39

5.2.3. Mjerenje temperature 40

5.2.4. Mjerenje pomaka 41

5.2.5. Mjerenje zaostalih naprezanja 42

5.3. Numerički model 43

5.4. Usporedba eksperimentalnih i numeričkih rezultata 46

5.4.1. Toplinska analiza 46

5.4.2. Mehanička analiza 51

5.5. Zaključak 56

6. POJEDNOSTAVLJENI MATERIJALNI MODEL 58

6.1. Uvod 58

6.2. Svojstva ugljičnih čelika prema ASCE manualu 59

6.3. Utjecaj pojednostavljenja svojstava materijala na polje temperatura 62

6.4. Utjecaj pojednostavljenja svojstava materijala na zonu staljivanja i zonu ZUT-a 64

6.5. Utjecaj pojednostavljenja svojstava materijala na progibe ploče 66

6.6. Utjecaj pojednostavljenja svojstava materijala na polje zaostalih naprezanja 68

6.7. Usporedba progiba dobivenih pomoću MKE i pomoću analitičkih rješenja . 70

6.8. Zaključak 72

7. NUMERIČKO MODELIRANJE PUKOTINA U ZAVARENOM SPOJU 74

7.1. Uvod 74

7.2. Analitički pristup 75

7.3. Numerički pristup 75

7.4. Primjena tehnike podmodeliranja na izračun koeficijenta intenzivnosti naprezanja u zavarenom spoju 75

7.5. Verifikacija izračuna koeficijenta intenzivnosti naprezanja metodom podmodeliranja - dvodimenzijski model 77
7.6. Verifikacija izračuna koeficijenta intenzivnosti naprezanja metodom podmodeliranja - trodimenzijski model 83
7.7. Izračun koeficijenta intenzivnosti naprezanja kod sučenog zavarivanja dviju ploča 84
7.8. Usporedba koeficijenta intenzivnosti naprezanja dobivenih pomoću MKE i prema normama 91
7.9. Izračuna koeficijenta intenzivnosti naprezanja u pločama zavarenim u obliku T-spoja 93
7.10. Utjecaj pojednostavljenja toplinskih i mehaničkih svojstava materijala na koeficijent intenzivnosti naprezanja 96
7.11. Zaključak 98

8. ZAKLJUČCI RADA 100
8.1. Znanstveni doprinos 104
8.2. Buduća istraživanja 104

9. LITERATURA 105

Popis slika

Slika 1. Prikaz pomičnog koordinatnog sustava 10
Slika 2. Goldakov model toplinskog toka [60] 12
Slika 3. MAG postupak zavarivanja [63] 14
Slika 4. Zavarivanje ugljičnog čelika s 0,2% C: a) prikaz u Fe-C dijagramu b) zona utjecaja topline [64] 15
Slika 5. Pojednostavljeni model nastanka zaostalih naprezanja [62] 16
Slika 6. Tipične deformacije konstrukcije usljed zavarivanja [65] 18
Slika 7. Shema sekvencijalnog modela za MKE simulaciju procesa zavarivanja [71] 26
Slika 8. Toplinska svojstva materijala S15C [74] 27
Slika 9. Mehanička svojstva materijala S15C [74] 28
Slika 10. Geometrija sučeono zavarenih ploča potpunog 3D modela s pripadajućim mehaničkim rubnim uvjetima 29
Slika 11. Polje zaostalih naprezanja σ_x u pravcu zavarivanja za potpuni 3D model 30
Slika 12. Profil zaostalih naprezanja σ_x na sredini ploče u pravcu zavarivanja za potpuni 3D i kombinirani I-23,5 model (x =100 mm, z = 0 mm) 30
Slika 13. Geometrija sučeono zavarenih ploča kombiniranog 3D modela s pripadajućim mehaničkim rubnim uvjetima 31
Slika 14. Usporedba temperaturnih profila potpunog 3D modela i kombiniranih 3D/ljuskastih modela, x =100 mm, z = 0 mm 32
Slika 15. Polje zaostalih naprezanja σ_x za modele: a) I-7,5, b) I-14,5, c) I-23,5 34
Slika 16. Maksimalna temperatura na sredini ploče (x =100 mm, z = 0 mm) za potpuni 3D model dobivena metodom rađanja elemenata i standardnom metodom 35
Slika 17. Usporedba zaostalih naprezanja σ_x u pravcu zavarivanja dobivenih metodom rađanja elemenata i standardnom metodom, (x =100 mm, z = 0 mm) 36
Slika 18. Eksperimentalni postav za mjerenje temperatura i pomaka 38
Slika 19. Eksperimentalni postav za mjerenje zaostalih naprezanja 39

Slika 20. Geometrija T-spoja zavarenih ploča s pripadajućim mehaničkim rubnim uvjetima 40
Slika 21. Mjesta ugradnje termoparova 41
Slika 22. Termogrami: (a) 290 s nakon početka zavarivanja i (b) 403 s nakon početka zavarivanja 41
Slika 23. Rezultati pomaka T-ploča mjerenih pomoću optičkog sustava ARAMIS 4M 42
Slika 24. Mjesta mjerenja zaostalih naprezanja 43
Slika 25. Tipična mreža konačnih elemenata: a) potpuni 3D model; b) kombinirani 3D/ljuskasti model 44
Slika 26. Toplinska svojstva materijala S355JR [62] 45
Slika 27. Mehanička svojstva materijala S355JR [62] 46
Slika 28. Usporedba temperaturnih profila potpunog 3D i kombiniranih 3D/ljuskastih modela 403 s nakon početka zavarivanja linijom B-B sa slike 20 47
Slika 29. Vremenska promjena temperature na mjestima ugradnje termoparova i usporedba s vrijednostima dobivenim IC kamerom u trenutku 290 s i 403 s nakon početka zavarivanja 47
Slika 30. Vremenska promjena temperature na mjestima ugradnje termoparova dobivena pomoću MKE 47
Slika 31. Usporedba temperaturnih profila dobivenih pomoću termoparova na profilu-1, IC kamere i pomoću MKE: a) 290 s nakon početka zavarivanja i b) 403 s nakon početka zavarivanja 48
Slika 32. Usporedba temperaturnih profila dobivenih pomoću termoparova na profilu-2, IC kamere i pomoću MKE: a) 290 s nakon početka zavarivanja i b) 403 s nakon početka zavarivanja 48
Slika 33. Usporedba temperaturnih profila dobivenih pomoću termoparova na profilu-3, IC kamere i pomoću MKE: a) 290 s nakon početka zavarivanja i b) 403 s nakon početka zavarivanja 48
Slika 34. Raspodjela temperatura 290 s nakon početka zavarivanja: a) potpuni 3D model i b) kombinirani 3D/ljuskasti model 49
Slika 35. Raspodjela temperatura 403 s nakon početka zavarivanja: a) potpuni 3D model i b) kombinirani 3D/ljuskasti model 50

Slika 36. Progibi po srednjoj ravnini horizontalne ploče uzduž linije B-B sa slike 20, nakon zavarivanja i hlađenja na temperaturu okoline 51
Slika 37. Zaostala naprezanja u pravcu zavarivanja (detalj “A”, slika 25) 52
Slika 38. (a) Progibi na srednjoj liniji horizontalne ploče uzduž linije B-B sa slike 20, (b) Zaostala naprezanja uzduž linije B-B sa slike 20 53
Slika 39. (a) Progibi na srednjoj liniji horizontalne ploče uzduž linije A-A sa slike 20, (b) Zaostala naprezanja uzduž linije A-A sa slike 20 54
Slika 40. (a) Progibi na srednjoj liniji horizontalne ploče uzduž linije C-C sa slike 20, (b) Zaostala naprezanja uzduž linije C-C sa slike 20 54
Slika 41. Raspodjela vertikalnih progiba: a) potpuni 3D model, b) kombinirani 3D/ljuskasti model 55
Slika 42. Polje zaostalih naprezanja: a) potpuni 3D model, b) kombinirani 3D/ljuskasti model 55
Slika 43. Usporedba eksperimentalno mjerenih zaostalih naprezanja u pravcu zavarivanja i numerički dobivenih vrijednosti: a) na gornjoj plohi horizontalne ploče, b) na donjoj plohi horizontalne ploče 56
Slika 44. Usporedba stvarnih toplinskih svojstava čelika S355JR [62] i toplinskih svojstava prema ASCE manualu 60
Slika 45. Usporedba stvarnih mehaničkih svojstava čelika S355JR [62] i mehaničkih svojstava prema ASCE manualu 61
Slika 46. Vremenska promjena temperatura toplinskih modela T1, T2 i T3 na mjestima termoparova TP-103, TP-105 i TP-106 62
Slika 47. Vremenska promjena temperatura dobivena eksperimentalnim mjerenjem 63
Slika 48. Usporedba temperatura toplinskih modela T1, T2 i T3 po srednjoj plohi donje ploče linijom B-B (slika 20), 365 s nakon početka zavarivanja 63
Slika 49. Zone staljivanja i ZUT-a modela T1, T2 i T3 , - numerička simulacija 65
Slika 50. Makroizbrusak obostranog kutnog zavara na T spoju, - eksperimentalno mjerenje zona staljivanja i ZUT-a 65
Slika 51. Progibi horizontalne ploče po srednjoj plohi za modele M1, M2a, M2b i M3 linijom B-B sa slike 20 67

Slika 52. Profil zaostalih naprezanja u smjeru zavarivana prema analitičkom rješenju Faulknera [98] 68
Slika 53. Naprezanja u smjeru zavarivanja na horizontalnoj ploči po srednjoj plohi za modele M1, M2a, M2b i M3 linijom B-B sa slike 20 69
Slika 54. Naprezanja u smjeru zavarivanja u blizini zavara na horizontalnoj ploči po srednjoj plohi za modele M1, M2a, M2b i M3 linijom B-B sa slike 20 69
Slika 55. Progib donje ploče zavarenog T-spoja 70
Slika 56. Shema numeričkog izračuna koeficijenta intenzivnosti naprezanja primjenom podmodeliranja 76
Slika 57. Sučeono zavarene ploče - analitički zadan profil zaostalih naprezanja 78
Slika 58. Polje zaostalih naprezanja u pravcu osi *y* nakon inicijalizacije 81
Slika 59. Profili zaostalih naprezanja u pravcu osi *y* prema izrazu (69) i nakon inicijalizacije..... 81
Slika 60. Utjecaj veličine podmodela na koeficijent intenzivnosti naprezanja 83
Slika 61. Utjecaj veličine podmodela na grešku izračuna koeficijenta intenzivnosti naprezanja 83
Slika 62. Dimenzije i položaj hipotetske pukotine 84
Slika 63. Shema numeričkog izračuna koeficijenta intenzivnosti naprezanja bez primjene podmodeliranja 86
Slika 64. Profil zaostalih naprezanja u pravcu zavarivanja po debljini ploče 86
Slika 65. Usporedba koeficijenta intenzivnosti naprezanja kod sučeono zavarenih ploča dobivenih pomoću MKE i analitički 91
Slika 66. Utjecaj veličine podmodela na grešku koeficijenta intenzivnosti naprezanja kod sučeonog zavara dviju ploča 91
Slika 67. Ovisnost koeficijenta intenzivnosti naprezanja kutu φ kod sučeono zavarenih ploča 93
Slika 68. Vanjsko opterećenje zavarenog T-spoja i položaj hipotetske pukotine 94
Slika 69. Stanje zaostalih naprezanja T-spoja zavarenih ploča - model sa zakrpom . 94
Slika 70. Utjecaj veličine podmodela na koeficijent intenzivnosti naprezanja kod T-spoja zavarenih ploča 95
Slika 71. Utjecaj veličine podmodela na grešku koeficijenta intenzivnosti naprezanja kod T-spoja zavarenih ploča 95
Slika 72. Profil ukupnih naprezanja u pravcu zavarivanja po srednjoj plohi 96

horizontalne ploče (linija B-B, slika 20) .....
Slika 73. Profili ukupnog naprezanja po debljini horizontalne ploče 97
Slika 74. Ovisnost koeficijenta intenzivnosti naprezanja o kutu φ 97

Popis tablica

Tablica 1. Dimenzije i broj stupnjeva slobode kombiniraninih 3D/ljuskastih modela sučeono zavarenih ploča 31

Tablica 2. Broj stupnjeva slobode i CPU vrijeme analize potpunog 3D i kombiniranog I-23,5 modela 34

Tablica 3. Dimenzije i broj stupnjeva slobode kombiniranih 3D/ljuskastih modela T-spoja zavarenih ploča 44

Tablica 4. Potrebno vrijeme simulacije za potpuni 3D model i kombinirani 3D/ljuskasti model 56

Tablica 5. Toplinska svojstva ugljičnih čelika prema ASCE manualu 60

Tablica 6. Mehanička svojstva ugljičnih čelika prema ASCE manualu. 61

Tablica 7. Analizirani slučajevi pojednostavljenja materijala te korišteni toplinski i mehanički modeli 66

Tablica 8. Usporedba progiba horizontalne ploče dobivenih analitičkim postupkom s MKE i eksperimentalnim mjerenjem 71

Tablica 9. Usporedba koeficijenta intenzivnosti naprezanja dobivenog numeričkim i analitičkim postupkom 82

Tablica 10. Usporedba koeficijenta intenzivnosti naprezanja dobivenog numeričkim i analitičkim postupkom 92

Tablica 11. Koeficijenti intenzivnosti naprezanja u najnižoj točki pukotine (MPa $mm^{1/2}$) 97

Popis važnijih oznaka

a	Toplinska difuzivnost
a	Dubina polueliptičke pukotine
a_f	Duljina poluelipsoida, $\xi > 0$
a_r	Duljina poluelipsoida, $\xi < 0$
b	Širina poluelipsoida, $\xi = 0,\ z = 0$
b	Širina horizontalne ploče u T-spoju
c	Širina vlačne zone pri sučeonom zavaru ploča
c	Polovica duljine polueliptičke pukotine
c	Dubina poluelipsoida, $\xi = 0$
$\mathbf{f_T}$	Vektor toplinskih opterećenja i Neumannovih rubnih uvjeta
$\mathbf{c}$	Matrica specifičnog toplinskog kapaciteta
f_f	Udio topline unešen u prednjem dijelu Goldakovog toplinskog toka
f_r	Udio topline unešen u zadnjem dijelu Goldakovog toplinskog toka
h_c	Koeficijent prijelaza topline konvekcijom
h_f	Ukupni koeficijent prijelaza topline koji obuhvaća konvekciju i radijaciju
$h(x,a)$	Težinska funkcija
k	Toplinska vodljivost
$k_x,\ k_y,\ k_z$	Toplinska vodljivost u pravcima osi x, y i z
$\mathbf{k}$	Matrica kondukcije (provođenja) topline
m	Širina zavara T-spoja
$\mathbf{q}$	Vektor toplinskog toka
$\mathbf{q}_A$	Vektor površinskih sila
$\mathbf{q}_V$	Vektor volumnih sila
q_{cal}	Energija unešena zavarivanjem u cal/m
s	Duljina stranice podmodela

t	Vrijeme
	Debljina horizontalne ploče
t_1	Širina trodimenzijske zone na 3D/ljuskastom modelu (horizontalna ploča)
t_2	Širina trodimenzijske zone na 3D/ljuskastom modelu (vertikalna ploča)
$\mathbf{u}$	Vektor pomaka
$\mathbf{v}$	Vektor čvornih pomaka
u_y	Progib (pomak) u pravcu osi y
v	Brzina gibanja izvora topline (brzina zavarivanja)
x, y, z	Koordinatne osi
$\mathbf{B}$	Matrica derivacija funkcija oblika
C	Specifični toplinski kapacitet
$\mathbf{D}$	Matrica koeficijenata toplinske vodljivosti
$\mathbf{D}$	Tenzor elastičnih svojstava materijala
$\mathbf{D}_{\mathrm{T},i}$	Tangentna konstitutivna matrica materijala
E_{ff}	Koeficijent korisnosti procesa zavarivanja
E_T	Modul elastičnosti na temperaturi T
$E_{T\,20°C}$	Modul elastičnosti na temperaturi T = 20° C
I	Jakost struje
$\mathbf{F}_{\mathbf{int}}$	Vektor unutarnjih čvornih sila u globalnom koordinatnom sustavu
$\mathbf{F}_{\mathbf{ext}}$	Vektor vanjskih čvornih sila u globalnom koordinatnom sustavu
$\mathbf{f}_{\mathbf{int}}$	Vektor unutarnjih čvornih sila u lokalnom koordinatnom sustavu
$\mathbf{f}_{\mathbf{ext}}$	Vektor vanjskih čvornih sila u lokalnom koordinatnom sustavu
K_I	Koeficijent intenzivnosti naprezanja, odcjepni lom
K_0	Modificirana Besselova funkcija druge vrste i prvog reda
$\mathbf{L}$	Matrica diferencijalnih operatora
M_b	Korekcijski faktor naprezanja na savijanje

M_m	Korekcijski faktor membranskog naprezanja
$\mathbf{N}$	Matrica funkcija oblika
P_w	Snaga toplinskog izvora
R_x, R_y, R_z,	Toplinski tok u pravcima osi x, y i z
$\mathbf{R}$	Vektor razlike unutarnjih i vanjskih sila
V	Ukupan volumen zavara
$\Delta\mathbf{V}$	Inkrement nepoznatih čvornih pomaka
Q_w	Unešena toplina po jedinici duljine
Q_f	Snaga toplinskog izvora po jedinici volumena za $\xi > 0$
Q_r	Snaga toplinskog izvora po jedinici volumena za $\xi < 0$
Q	Toplina generirana po volumenu, toplina unešena zavarivanjem
T	Temperatura
T_0	Temperatura u trenutku t = 0 s
T_A	Temperatura na vanjskoj plohi tijela
T_B	Temperatura okoline podalje od tijela
$\mathbf{T}$	Vektor čvornih temperatura
$\dot{\mathbf{T}}$	Vektor derivacija čvornih temperatura
$\Delta\mathbf{T}$	Vektor inkremenata temperature
T_e	Vektor čvornih temperatura konačnog elementa
U	Napon struje
V_H	Volumen odabranog seta elemenata
W	Širina ploče pri sučeonom zavaru ploča
δ	Debljina ploče (samo u poglavlju 2)
ε	Emisivnost površine
$\boldsymbol{\varepsilon}$	Vektor deformacija
$\boldsymbol{\varepsilon}_e$	Elastična deformacija
$\boldsymbol{\varepsilon}_p$	Plastična deformacija
$\boldsymbol{\varepsilon}_{th}$	Toplinska deformacija
$\boldsymbol{\varepsilon}_{\Delta V}$	Volumenska deformacija uslijed faznih promjena materijala
$\boldsymbol{\varepsilon}_{Trp}$	Plastična deformacija uslijed faznih promjena materijala

φ	Kut na polueliptičkoj pukotini
κ	Faktor širine tlačne zone kod zavarenog T-spoja
υ	Poissonov broj
μ	Koeficijent toplinske rastezljivosti
$\boldsymbol{\eta}$	Jedinični vektor normale
$\boldsymbol{\sigma}$	Vektor naprezanja
$\Delta\boldsymbol{\sigma}$	Vektor inkremenata naprezanja
σ_b	Normalno naprezanje od savijanja
σ_m	Membransko naprezanje
σ_t	Tlačno naprezanje
σ_v	Vlačno naprezanje
σ_{T}	Granica tečenja na temperaturi T
$\sigma_{\mathrm{T20°C}}$	Granica tečenja na temperaturi T = 20° C
$\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z$	Zaostalo naprezanje u pravcu osi x, y i z
θ	Kut zakreta horizontalne ploče
ξ	Koordinata x u pomičnom koordinatnom sustavu

Sažetak

Za modeliranje unosa topline prilikom zavarivanja i procjenu zaostalih naprezanja i deformiranja, uspješno se primjenjuje metoda konačnih elemenata čime se numeričkom simulacijom nastoji zamijeniti, odnosno nadopuniti skupi eksperiment. U tu svrhu je potrebno simulaciju provesti primjenom trodimenzijskog (3D) modela i tehnike rađanja elemenata. Međutim, takav model je često prezahtjevan za postojeće računalne resurse te skraćenje vremena trajanja simulacije postaje ključan izazov. U cilju povećanja učinkovitosti i točnosti numeričke simulacije procesa zavarivanja mehaničkih konstrukcija složenije geometrije, u radu je predložena metoda koja se temelji na kombinaciji 3D i ljuskastih konačnih elemenata. Verifikacija metode provedena je na primjerima zavarivanja dviju sučeono i T-spojenih čeličnih ploča. Istražen je utjecaj veličine zone kreirane 3D elementima na raspodjelu temperatura, zaostalih naprezanja i pomaka. Definiran je kriterij prijelaza s trodimenzijskih na ljuskaste elemente za dobivanje približno jednake točnosti rješenja, kao i pri korištenju potpunog 3D modela. Zaključeno je da je za konvergenciju temperatura, pomaka i naprezanja nužno da je veličina 3D zone jednaka barem trostrukoj debljini ploče. U cilju validacije numeričkog modela provedena su eksperimentalna istraživanja na primjeru zavarivanja nekoliko pločastih uzoraka potpuno automatiziranim procesom. Za mjerenje raspodjele pomaka, deformacija i temperature na vanjskim plohama ploča primijenjena je metoda korelacije digitalne slike i infracrvene termografije. Za razliku od postojećih postupaka, to je omogućilo usporedbu s rezultatima numeričkog modela na bilo kojem mjestu na konstrukciji. Osim toga, provedeno je mjerenje zaostalih naprezanja primjenom mjernih traka za mjerenje metodom zabušivanja rupica. Nadalje, provedena je numerička simulacija procesa zavarivanja na modelu s pojednostavljenim materijalnim svojstvima. U okviru istraživanja utjecaja toplinskih i mehaničkih svojstava ugljičnog čelika na tranzijentno polje temperatura i zavarivanjem prouzročenih zaostalih naprezanja i deformacija razmatrana su dva slučaja. U prvom slučaju sva svojstva materijala, izuzev granice tečenja, uzeta su konstantna na sobnoj temperaturi. U drugom slučaju, za procjenu svojstava materijala u ovisnosti o temperaturi korišteni su polinomi definirani ASCE manualom. Iz rezultata simulacije zaključeno je da u usporedbi s referentnim slučajem u kojem su korištena stvarna svojstva odabranog materijala S355JR, prvi slučaj je pogodniji za izračun progiba, dok je drugi slučaj pogodniji za izračun temperatura, veličine zone utjecaja topline i zaostalih naprezanja. U završnoj fazi istraživanja

razmatran je utjecaj zaostalih naprezanja na koeficijent intenzivnosti naprezanja u slučaju hipotetske površinske polueliptičke pukotine. Korištena je tehnika podmodeliranja te je utvrđeno da je konvergencija rezultata prihvatljiva ako je veličina podmodela veća od pet duljina pukotine. Razmatran je i utjecaj pojednostavljenja materijala na modelu s pukotinom te je zaključeno da je za izračun koeficijenta intenzivnosti naprezanja drugi slučaj pojednostavljenja znatno pogodniji od spomenutog prvog slučaja.

Ključne riječi: Zavarivanje, zaostala naprezanja, infracrvena termografija, korelacija digitalne slike, termoparovi, metoda zabušivanja rupica, analiza metodom konačnih elemenata, podmodeliranje, koeficijent intenzivnosti naprezanja.

Summary

For heat flux modelling due to welding and residual stress and distorsion assesment, the finite element method has been succesfully used by which it is intended to avoid expensive experiments and replace or supplement it with a numerical simulation. For this purpose it is neded to carry out the numerical simulation using three-dimensional model and element birth and death technique. However, such a complex model can be computionally expensive or oversized for avalilable resources, so that the shorter time duration of the numerical simulations remains a substantial challenge. With the aim to increase the efficiency and accuracy of numerical simulation of the welding process of mechanical structures with a more complex geometry, an efficient method based on combining three-dimensional and shell finite elements is proposed in this dissertation. The method is verified on examples of butt and T-joint welding of two steel plates. The influence of the choice of the local 3D size on temperature, residual stress, and displacement was investigated. A minimal 3D zone size that had both appropriate convergence of the solution and accuracy is defined. It was concluded that the convergence of temperature, displacement and stress is obtained if the size of the 3D zone is equal to at least three plate thickness. To validate the numerical model, a series of experiments using a fully automated welding process are conducted. A thermographic camera and an optical measurement system are used to measure the temperature and displacement distributions. Hole drilling strain gauge method is used to measure residual stress distributions. Furthermore, a three-dimensional numerical simulation of a T-joint fillet welding of two plates is performed using simplified material properties. To investigate the influence of the temperature dependent thermo-mechanical properties of carbon steel on the transient temperature distributions on weld-induced stresses and deformations, two different cases are considered. In the first case, all the material properties, except the yield stress, are taken as constant at room temperature. In the second case, to calculate the temperature-dependent material properties, the polynomials defined by the ASCE manual are used. From the simulation results, it was concluded that, compared with the reference case that uses the thrue properties of the chosen material S355JR, the first case of simplification is more suitable for prediction of plate deflections, while the second case is more favorable for the assesment of thermal fields, heat affected zones and residual stress fields. In the investigation final phase, the influence of residual stresses on the stress intensity factors in the case of a

hypothetical semi-elliptical surface crack is investigated. Here, the submodeling technique is used and it was concluded that the convergence of the results is attained if the submodel size is equal to five length of the crack. The influence of material simplification on the stress intensity factor calculation is also investigated and it is concluded that the second case of simplification is more appropriate for this purpose than the first one.

Keywords: Welding, residual stresses, infrared thermography, digital image correlation, thermocouples, hole drilling strain gauge method, finite element analysis, submodeling, stress intensity factor.

1
Uvod

Zavareni spojevi u industriji su u širokoj upotrebi zahvaljujući svojoj pouzdanosti, jednostavnosti izvedbe i niskim troškovima izrade. Stoga je izrada mnogih konstrukcija, kao što su zavareni mostovi, brodovi, automobili, vlakovi, posude pod tlakom, cjevovodi, građevinske konstrukcije itd., teško zamisliva bez korištenja zavarivanja. Nepovoljna strana zavarivanja je što se uslijed lokalnog unosa topline te naknadnog brzog hlađenja u samom zavaru i njegovoj blizini javljaju velika zaostala naprezanja, te kao posljedica, deformiranje konstrukcije. Ta naprezanja vrlo često dostižu granicu tečenja materijala te mogu potaknuti i ubrzati njegov zamor, krhki ili korozijski lom. Deformiranje koje nastaje nakon zavarivanja ima za posljedicu dimenzijska odstupanja, što predstavlja problem pri montaži konstrukcija. Naknadna korekcija nepoželjnih deformiranih oblika zahtijeva dodatno vrijeme te financijske troškove.

1.1. Pregled dosadašnjih istraživanja

Zaostala naprezanja i deformacije kao posljedica zavarivanja, kao i načini njihovog otklanjanja, predmet su mnogih istraživanja još od uvođenja tehnologije zavarivanja u primjenu početkom devetnaestog stoljeća. Povod takvim istraživanjima bili su u to vrijeme neobjašnjivi lomovi zavarenih mostova u Europi, te kasnije, u drugom svjetskom ratu lomovi američkih ratnih brodova klase Liberty. U Americi su se u to vrijeme istraživači fokusirali na eksperimentalna istraživanja vezana uz mehaniku loma i testove lomne žilavosti materijala jer se proces zavarivanja smatrao previše složenim za analitičke analize. Za razliku od američkog eksperimentalnog pristupa u Europi je težište bilo na analitičkim istraživanjima zaostalih naprezanja i deformacija [1-2]. Numeričko modeliranje procesa zavarivanja počinje u šezdesetim godinama dvadesetog stoljeća, a svoj puni zamah dobiva ubrzanim razvojem kompjuterske tehnologije. Ueda i Yamakawa [3] su među prvima primjenom metode konačnih elemenata proveli simulaciju zavarivanja na sučeono i kutno zavarenim pločama

uzimajući u obzir ovisnost toplinskih i mehaničkih svojstava materijala o temperaturi. Od tog vremena napravljen je golem iskorak u istraživanjima te numerička analiza u mnogim slučajevima potiskuje, odnosno nadopunjuje skupi eksperiment. Na numeričku analizu procesa zavarivanja znatan utjecaj ima odabir konačnih elemenata, modeliranje unosa topline te odabir materijala zavara i osnovnog materijala. Pritom se za rješavanje problema nelinearnog nestacionarnog prijenosa topline spregnutog s materijalno i geometrijski nelinearnom mehaničkom analizom općenito primjenjuju dvije metode: potpuno spregnuta i sekvencijalno spregnuta metoda. Kod potpuno spregnute metode toplinska i mehanička analiza odvijaju se simultano u jednom koraku. Kako se brzina generiranja topline uslijed disipacije mehaničke energije (plastična deformacija) može zanemariti u analizi prijenosa topline, za simulaciju procesa zavarivanja uobičajeno se primjenjuje sekvencijalno spregnuta toplinsko-mehanička analiza [4-10]. Ovdje se u prvom koraku, u toplinskoj analizi određuje polje temperatura u ovisnosti o vremenu, koje se u drugom koraku koristi kao ulazno opterećenje u mehaničkoj analizi. Za što realnije modeliranje unosa topline i točniju procjenu zaostalih naprezanja i deformacija potrebno je simulaciju provesti primjenom trodimenzijskog (3D) modela i tehnike rađanja elemenata (eng. *element birth and death*) [11-15]. Međutim, takav model je često prezahtjevan za postojeće računalne resurse te skraćenje vremena trajanja simulacije postaje ključan izazov. Za prevladavanje tog problema u literaturi je predloženo nekoliko rješenja. Ukoliko je to moguće, primjenjuju se uvjeti simetrije [16-18], 3D modeli zamjenjuju se dvodimenzijskim (2D) [19-22], složeni model toplinskog toka zamjenjuje se jednostavnijim [23], a toplinski rubni uvjeti se također pojednostavljuju [22,23]. Osim toga, raširena je i primjena metode inherentnih (plastičnih) deformacija (eng. *inherent strain method*) [24-27] za koju je unaprijed potrebno poznavati raspodjelu plastičnih deformacija. Kako ta raspodjela ovisi o parametrima zavarivanja, materijalu, toplinskim i mehaničkim rubnim uvjetima te obliku konstrukcijske komponente, ova metoda ne opisuje dovoljno točno stanje zaostalih naprezanja i deformacija. S druge strane, za numeričko modeliranje procesa deformiranja mehanički opterećenih konstrukcija primjenjuje se kombinacija 3D i ljuskastih elemenata u cilju skraćenja vremena trajanja analize [28]. Simulacija zavarivanja kombinacijom 3D i ljuskastih elemenata slabo je istražena u literaturi. Budući da su gradijenti temperature i naprezanja u samom zavaru i zoni utjecaja topline (ZUT) izrazito veliki, dok su u ostatku zavarene konstrukcije mali, ideja istraživanja u okviru ovog rada je da se zavar i ZUT modeliraju 3D elementima, a ostatak konstrukcije ljuskastim elementima [23,29,30]. Problem koji se pri tome javlja je ispravno odrediti udaljenost od

zavara pri kojoj treba prijeći s 3D na ljuskaste elemente. Ukoliko je taj prijelaz preblizu zavaru, na spoju 3D i ljuskastih elemenata javlja se veliki diskontinuitet u naprezanjima i pomacima. S druge strane, ako se taj prijelaz ostvari predaleko od zavara, ušteda vremena simulacije u odnosu na potpuni 3D model se gubi. Određivanje optimalne veličine zone prijelaza s 3D na ljuskaste elemente u numeričkom modelu procesa zavarivanja do sada nije istraživano u literaturi. Nadalje, jedan od najvećih problema kod simulacije procesa zavarivanja je što je potrebno poznavati toplinska i mehanička svojstva materijala na povišenim temperaturama, sve do temperature taljenja. Mada ovi podaci bitno utječu na rezultat, dostupni su za vrlo mali broj materijala jer je njihovo generiranje skupo. U radu [31] je na primjeru dviju sučeono zavarenih aluminijskih ploča pokazano da se za približan proračun sva toplinska i mehanička svojstva materijala mogu uzeti na sobnoj temperaturi, izuzev granice tečenja. Pokazano je da granica tečenja ima vrlo veliki utjecaj na raspodjelu naprezanja i deformacija u zavarenom spoju. Međutim, u dostupnoj literaturi nema podataka o primjeni takvog pojednostavljenja kod modeliranja zavarivanja čeličnih konstrukcija. Nadalje, za procjenu ponašanja čeličnih materijala na povišenim temperaturama koriste se aproksimacijski polinomi [32], pri čemu je potrebno poznavati toplinska i mehanička svojstva na sobnoj temperaturi. Primjena ovih polinoma u numeričkom modeliranju procesa zavarivanja vrlo je rijetka i nedovoljno istražena.

Kombinacija velikih zaostalih naprezanja i naprezanja uslijed radnog opterećenja u području zavarenog spoja može pospješiti nastanak zamorne pukotine, krhki lom ili lom uslijed korozije. Zato je od izuzetne važnosti uzimanje u obzir zaostalih naprezanja kod proračuna nosivosti konstrukcije, ali isto tako i kod procjene cjelovitosti zavarene komponente s pukotinom. Procesu nastanka i rasta pukotina koje su obično prisutne u zavaru, odnosno zoni utjecaja topline doprinose vlačna zaostala naprezanja koja mogu doseći granicu tečenja materijala. Analitički način izračuna parametara mehanike loma temelji se na poznavanju težinske funkcije i raspodjele zaostalih naprezanja na mjestu pukotine te je ograničen na jednostavnije modele [33-35]. Uobičajeni numerički postupak izračuna parametara mehanike loma u zavarenoj konstrukciji je da se u prvom koraku eksperimentalno izmjere zaostala naprezanja. U drugom koraku se ta naprezanja unose kao inicijalna na model s pukotinom te se izračunavaju parametri mehanike loma, kao što su koeficijent intenzivnosti naprezanja i *J*-integral [35-38]. Nedostatak ovog postupka je što izmjerena zaostala naprezanja obično nisu poznata po cijelom volumenu zavarene komponente, osim za slučaj geometrijski jednostavnijih modela. Za rješenje ovog problema potrebno je numeričkom simulacijom

odrediti raspodjelu zaostalih naprezanja na modelu s hipotetskom pukotinom, kao što je to opisano u prethodnom tekstu. Ovdje se javlja problem što je gusta mreža konačnih elemenata potrebna ne samo u zavaru i zoni utjecaja topline, već i oko vrška pukotine, gdje je potrebno primijeniti singularne elemente. To čini numeričku simulaciju dosta složenom, a u većini slučajeva i teško provedivom. To je bio motiv da se u okviru ovih istraživanja definira računalno učinkovit postupak koji će omogućiti analizu pukotina u području zavarenog spoja, posebno za slučaj konstrukcije složenije geometrije. Pritom je namjera primijeniti tehniku podmodeliranja koja se uspješno primjenjuje za izračun parametara mehanike loma u mehanički opterećenim konstrukcijama [28]. Podmodeliranje se temelji na prijelazu s globalnog modela na lokalni podmodel koji je diskretiziran gušćom mrežom 3D elemenata, a obuhvaća područje od posebnog interesa. Rezultati pomaka globalnog modela dovoljno daleko od područja interesa predstavljaju rubne uvjete za podmodel. U tu svrhu potrebno je istražiti utjecaj veličine podmodela na vrijednosti parametara mehanike loma. Primjena tehnike podmodeliranja na probleme pukotina u zavarenoj konstrukciji nedovoljno je istražena u literaturi.

1.2. Hipoteza rada

Cilj je definirati učinkovitu metodu za numeričku simulaciju procesa zavarivanja te ju validirati primjenom korelacije digitalne slike, infracrvene termografije i mjerenjem zaostalih naprezanja metodom zabušivanja rupica. Hipoteza rada je da će se primjenom nove metode dobiti znatno manji numerički model u odnosu na potpuni 3D model uz približno jednaku točnost rješenja za temperature, pomake i naprezanja. Za razliku od postojećih postupaka, to će omogućiti modeliranje zavarivanja složenih mehaničkih konstrukcija u kraćem vremenskom periodu. Također, cilj je primjenom tehnike podmodeliranja, na primjerima pukotina u blizini sučeonog zavara i zavara u obliku T-spoja definirati optimalnu veličinu podmodela u ovisnosti o dimenzijama pukotine za izračunavanje parametara mehanike loma.

1.3. Opis istraživanja

Istraživanje je temeljeno na numeričkom modeliranju procesa zavarivanja čeličnih konstrukcija, istraživanju utjecaja zaostalih naprezanja na ponašanje pukotine u zavarenom spoju te na validaciji numeričkog modela eksperimentalnim mjerenjima. Numeričko modeliranje provedeno je u Laboratoriju za numeričku mehaniku, a eksperimenti u Laboratoriju za zavarivanje i Laboratoriju za eksperimentalnu mehaniku Fakulteta strojarstva

i brodogradnje Sveučilišta u Zagrebu te Laboratoriju za zavarivanje Strojarskog fakulteta Sveučilišta u Mariboru.

U prvoj fazi istraživanja provedena je sekvencijalno spregnuta toplinsko-mehanička analiza zavarivanja dviju sučeono spojenih čeličnih ploča na 3D modelu metodom konačnih elemenata, sa i bez primjene tehnike rađanja elemenata. Cilj provedbe ovog dijela istraživanja bio je svladati postojeće postupke unosa topline zavarivanjem primjenom programskog paketa ABAQUS [39] te verificirati numerički model usporedbom rezultata s dostupnim rješenjima iz literature. Nakon toga, verificirana je metoda koja se temelji na kombinaciji trodimenzijskih i ljuskastih konačnih elemenata. Detaljno su istražena polja temperatura i zaostalih naprezanja te su parametarskim analizama određene udaljenosti od zavara u ovisnosti o debljini ploče za optimalan prijelaz s 3D na ljuskaste elemente, što do sada u literaturi nije istraženo.

U drugoj fazi istraživanja numerički model je primijenjen za simulaciju procesa zavarivanja dviju čeličnih ploča u obliku T-spoja. Ovdje je također predložen kriterij za prijelaz s 3D na ljuskaste elemente za dobivanje približno jednake točnosti rješenja za temperature, pomake i naprezanja, kao i pri korištenju potpunog 3D modela. Rezultati su validirani vlastitim eksperimentom. Ploče izrađene iz čelika S355JR zavarene su u obliku T-spoja MAG postupkom pomoću robota zavarivanjem u jednom prolazu. Za razliku od standardne metode praćenja prostorno-vremenske raspodjele temperatura pomoću termoparova [40-44], u ovom istraživanju korišteno je, uz termoparove i praćenje temperature pomoću infracrvene kamere. Primjena infracrvene kamere u procesu zavarivanja malo je zastupljena u literaturi [45-47]. Prednost infracrvene kamere u odnosu na široko korištene termoparove je u tome što omogućava praćenje temperature po cijeloj površini radnog predmeta za razliku od termoparova koji to praćenje omogućuju samo na pojedinim uskim područjima. Rezultati dobiveni praćenjem temperaturnog polja pomoću infracrvene kamere na vanjskim plohama radnog komada mogu se usporediti s temperaturnim poljem dobivenim numeričkom simulacijom u svakom trenutku vremena i na bilo kojem mjestu na radnom komadu. Na odabranim mjernim mjestima na modelu izvršena je usporedba rezultata dobivenih pomoću termoparova i infracrvene kamere. Mjerenje temperatura provedeno od trenutka početka zavarivanja do hlađenja radnog predmeta na temperaturu okoline. Danas najčešće korištene metode mjerenja pomaka i deformacija u procesu zavarivanja su mjerenja mehaničkim postupcima [8,43,44]. Takva mjerenja su manje točnosti, vezana su točno za neko određeno mjerno mjesto i izvode se nakon završetka procesa zavarivanja. Za vrlo precizna mjerenja

pomaka i deformacija u današnje vrijeme se primjenjuju optički sustavi [23,48]. Primjena takvih mjerenja u procesu zavarivanja novijeg je datuma i broj znanstvenih članaka objavljenih u tom području je mali. Budući da se, kao i kod mjerenja temperatura, želi omogućiti usporedba deformacija i pomaka po cijeloj površini konstrukcije i u bilo kojem trenutku vremena, mjerenje je izvršeno pomoću sustava za optičko mjerenje deformacija i pomaka ARAMIS 4M [49]. Na ovaj način dobiveno polje deformacija i pomaka može se usporediti s rezultatima numeričkog modela na bilo kojem mjestu na konstrukciji. Mjerenje sustavom ARAMIS 4M koje se temelji na principu korelacije digitalne slike omogućuje kompletan uvid i u povijest deformiranja zavarene konstrukcije što se istovremeno može pratiti u softveru ABAQUS.

U trećoj fazi istraživanja detaljno je istražena mogućnost za definiranje modela s pojednostavljenim svojstvima materijala, kao i mogućnost primjene aproksimacijskih polinoma na proces zavarivanja. Razmatrana su dva načina pojednostavljenja materijala: uobičajeni inženjerski pristup gdje se sva svojstva materijala, izuzev granice tečenja, pri numeričkim simulacijama uzimaju konstantnim i predloženog pristupa modeliranja svojstava materijala pomoću aproksimacijskih polinoma. Detaljno su istraženi prednosti i nedostaci oba načina pojednostavljenja i predloženi kriteriji za njihovo korištenje.

U četvrtoj fazi istraživanja analiziran je utjecaj zaostalih naprezanja od zavarivanja na ponašanje pukotine smještene u blizini zavarenog spoja. Na primjeru iz literature za dvije sučeono zavarene ploče, sa središnjom pukotinom po cijeloj debljini ploče, uz pretpostavku linearno-elastičnog ponašanja materijala izračunat je koeficijent intenzivnosti naprezanja. Kod ovog problema geometrija modela i polje naprezanja su potpuno simetrični, što je uobičajeni slučaj u literaturi. Tehnikom podmodeliranja određena je minimalna veličina podmodela ovisno o duljini pukotine pri kojoj rezultati konvergiraju analitičkim rezultatima. Podmodeliranje je najprije provedeno na 2D modelu, za koji je poznato analitičko rješenje za koeficijent intenzivnosti naprezanja, a zatim i na 3D modelu. Nakon toga pristupilo se rješavanju problema kod kojih je polje zaostalih naprezanja određeno numeričkom simulacijom primjenom globalno-lokalnog postupka. Primjenom tehnike podmodeliranja, modelirana je površinska polueliptička pukotina u sučeono zavarenim pločama za koju je izračunat koeficijent intenzivnosti naprezanja. Za to je bilo potrebno na globalnom modelu bez pukotine odrediti raspodjelu zaostalih naprezanja od zavarivanja. U drugom koraku je dobiveno polje zaostalih naprezanja preslikano na model s pukotinom. Pri tome model s pukotinom zahtijeva vrlo gustu mrežu elemenata oko vrška pukotine. Transfer zaostalih

naprezanja s globalnog modela bez pukotine iz prvog koraka, na model s pukotinom iz drugog koraka, u programskom paketu ABAQUS nije moguće ostvariti bez izrade posebnog potprograma, što je predloženom metodom izbjegnuto. Ovdje je određena minimalna veličina podmodela u ovisnosti o duljini pukotine da bi rezultati bili u skladu s rezultatima dobivenim korištenjem potpunog 3D modela. Na kraju, rezultati podmodeliranja su uspoređeni s analitičkim rješenjima iz normi API 579 [50], BS 7910 [51] i R6 [52]. Ovaj model je poslužio kao verifikacijski za modele koji su analizirani u slijedećim fazama istraživanja. Za model zavarenih ploča u obliku T-spoja iz druge faze istraživanja, metodom podmodeliranja je određena minimalna veličina podmodela u ovisnosti o dimenziji pukotine za izračun koeficijenta intenzivnosti naprezanja. Ovdje je osim zaostalih naprezanja od zavarivanja bilo uključeno i vanjsko mehaničko opterećenje. Također, predloženi su kriteriji za dobivanje pojednostavljenog numeričkog modela uz primjenu materijala s pojednostavljenim toplinskim i mehaničkim svojstvima.

2

Termodinamika zavarivanja

2.1. Uvod

Zavarivanje je nelinearan i nestacionaran proces koji je općenito popraćen lokalnim unosom topline, pri čemu se u samom zavaru i njegovoj blizini javljaju veliki gradijenti temperatura. Ove temperature su ponekad znatno iznad tališta metala i mogu biti blizu točke njegovog isparavanja, ovisno o tehnologiji zavarivanja. Pri tome je prostorna i vremenska raspodjela temperatura u zavarenom spoju izrazito nejednolika, a izmjena topline odvija se konvekcijom, radijacijom i kondukcijom. Prijenos topline konvekcijom na okolišnju atmosferu dominatnan je na nižim temperaturama, a odvija se također između rastaljenog materijala elektrode i osnovnog materijala. Što su temperature pri zavarivanju više, prijenos topline radijacijom postaje sve dominantniji [53]. Visoke temperature u zavaru i zoni utjecaja topline (ZUT) uzrokuju promjene u mikrostrukturi materijala te dovode do plastičnih deformacija i zaostalih naprezanja u zavarenoj konstrukciji.

2.2. Prijenos topline

Za kontrolni volumen V omeđen proizvoljnom površinom S, jednadžba toplinskog toka [54-57] se može izraziti u obliku

$$-\left(\frac{\partial R_x}{\partial x}+\frac{\partial R_y}{\partial y}+\frac{\partial R_z}{\partial z}\right)+Q(x,y,z,t)=\rho C\,\frac{\partial T(x,y,z,t)}{\partial t}. \tag{1}$$

pri čemu su R_x, R_y i R_z iznosi gustoće toplinskog toka po jedinici površine. Q je iznos topline generiran po jedinici volumena, ρ je gustoća materijala, C je specifični toplinski kapacitet materijala, a t je vrijeme.

Uvođenjem Fourierovog zakona provođenja topline

$$R_x=-k_x\,\frac{\partial T}{\partial x}, \tag{2a}$$

$$R_y = -k_y \frac{\partial T}{\partial y}, \tag{2b}$$

$$R_z = -k_z \frac{\partial T}{\partial z}, \tag{2c}$$

u jednadžbu (1), dobivamo

$$\frac{\partial}{\partial x}\left(k_x \frac{\partial T}{\partial x}\right) + \frac{\partial}{\partial y}\left(k_y \frac{\partial T}{\partial y}\right) + \frac{\partial}{\partial z}\left(k_z \frac{\partial T}{\partial z}\right) + Q = \rho C \frac{\partial T}{\partial t}. \tag{3}$$

U općem slučaju koeficijenti toplinske vodljivosti k_x, k_y, k_z, kao i ρ i C su ovisni o temperaturi što jednadžbu (3) čini nelinaernom. Ako se koeficijenti toplinske vodljivosti uzmu neovisni o temperaturi, uz pretpostavku izotropnog ponašanja materijala, tada se dobiva linearizirani oblik jednadžbe:

$$k\left[\frac{\partial}{\partial x}\left(\frac{\partial T}{\partial x}\right) + \frac{\partial}{\partial y}\left(\frac{\partial T}{\partial y}\right) + \frac{\partial}{\partial z}\left(\frac{\partial T}{\partial z}\right)\right] + Q = \rho C \frac{\partial T}{\partial t}. \tag{4}$$

Jednadžba (4) je parcijalna diferencijalna jednadžba drugog reda i za njeno rješenje potrebno je zadati početne i rubne uvjete. Početni uvjeti uključuju poznavanje prostorne raspodjele temparatura za t = 0 s kako je to definirano jednadžbom:

$$T(x, y, z, 0) = T_0(x, y, z). \tag{5}$$

Rubni uvjeti opisuju interakciju vanjske površine čvrstog tijela i okoline. Budući da postoji izmjena topline radnog tijela s okolinom, mjerodavan je mješoviti Newtonov rubni uvjet u obliku:

$$-k\left(\frac{\partial T}{\partial n}\right)_{\mathrm{S}} = -h_{\mathrm{f}}(T_{\mathrm{B}} - T_{\mathrm{A}}). \tag{6}$$

pri čemu je h_{f} ukupni koeficijent prijelaza topline koji obuhvaća konvekciju i radijaciju, T_{B} predstavlja temperaturu okoline podalje od tijela, dok T_{A} predstavlja temperaturu na površini tijela. U gornjim jednadžbama veličina Q predstavlja izvor ili ponor topline. U slučaju zavarivanja toplina unešena zavarivanjem u radni komad iznosi:

$$Q = \frac{E_{ff} UI}{Vt}. \tag{7}$$

pri čemu je E_{ff} koeficijent korisnosti procesa zavarivanja, U je napon struje, I je jakost struje, V je volumen zavara, a t je vrijeme zavarivanja. Za analitičko rješenje jednadžbe (4) potrebno je zadovoljiti sljedeće uvjete:

- svojstva materijala moraju biti neovisna o temperaturi,
- površina poprečnog presjeka radnih komada (ploča) mora biti jednolika,
- toplina unešena zavarivanjem mora biti jednoliko raspodjeljena,
- pretpostavlja se kvazi-stacionarno stanje temperaturnog polja,
- konstantna brzina pomicanja izvora topline,
- materijal ostaje cijelo vrijeme u čvrstom stanju, nema faznih transformacija, izotropan je i homogen,
- ploča je beskonačna.

2.3. Pomični izvor topline

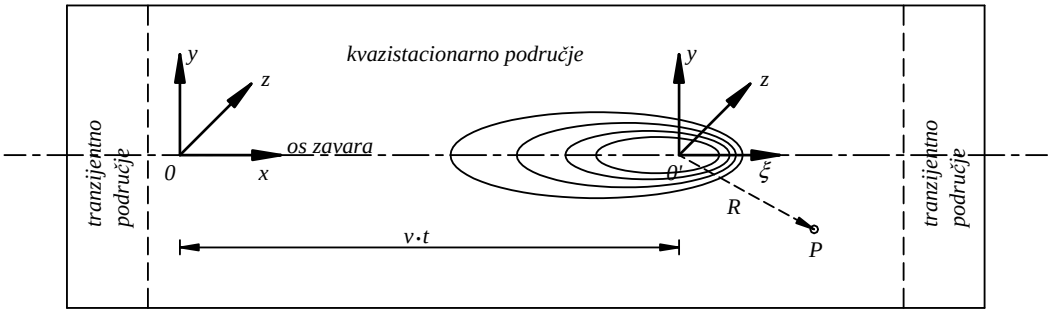
Temeljnu teoriju prijenosa topline za slučaj pomičnog izvora topline razvio je Rosenthal [58]. Pri tome je izvor topline uvijek smješten u ishodištu pomičnog koordinatnog sustava (ξ, y, z) koji se uvijek pomiče s izvorom topline. Veza između stacionarnog koordinatnog sustava (x,y,z) i pomičnog koordinatnog sustava (ξ, y, z) prikazana je slici 1 i data relacijama:

$$\xi = vt - x\,, \tag{8}$$

$$y = y\,, \tag{9}$$

$$z = z\,, \tag{10}$$

gdje su x, y, z koordinate stacionarnog koordinatnog sustava, v brzina gibanja pomičnog toplinskog toka, a t vrijeme u kome se posmatra položaj toplinskog toka.



Slika 1. Prikaz pomičnog koordinatnog sustava

Rosenthal je izveo rješenja jednadžbe za slučaj linijskog, odnosno točkastog izvora topline za proizvoljno smještenu točku P u obliku

$$T - T_0 = \frac{P_w}{2\delta\pi k} K_0\left(\frac{vR}{2a}\right) e^{-\frac{v\xi}{2a}}, \tag{11}$$

$$T - T_0 = \frac{P_w}{2\pi kR} e^{\left[-\frac{v}{2a}(R+\xi)\right]}, \tag{12}$$

pri čemu su

$$R = \sqrt{\xi^2 + y^2 + z^2}, \tag{13}$$

$$a = \frac{k}{\rho C}. \tag{14}$$

Jednadžba (11) se odnosi na tanke, a jednadžba (12) na debele ploče, pri čemu se tankim pločama smatraju one kod kojih je gradijent temperature po debljini ploče zanemariv. U literaturi postoje brojna rješenja za kvazistacionarnu raspodjelu topline u tankim i debelim pločama koja su izvedena iz Rosenthalovih rješenja uz djelomične modifikacije. Nešto jednostavnija rješenja od Rosenthala predložio je Hrivnak [59] za tanke

$$T - T_0 = \frac{2}{\pi \cdot e} \cdot \frac{P_w}{\delta\rho \cdot CRv} \tag{15}$$

i za debele ploče

$$T - T_0 = \sqrt{\frac{2}{\pi \cdot e}} \frac{P_w}{2\delta\rho CRv}. \tag{16}$$

Rješenja Rosenthala i Hrivnaka su primjenjiva na slučaj zavarivanja tankih i debelih ploča. Glavni nedostaci ovih rješenja su:

- primjenjiva su samo u kvazistacionarnom području tj. za $\frac{\partial T}{\partial t} = 0$ pri $\xi = const.$,
- daju nerealno visoke iznose temperatura u samom zavaru i zoni utjecaja topline,
- za $R = 0$ zbog singulariteta temperature postaju beskonačne,
- izvedena su za adijabatske uvjete na rubnim površinama ploče.

U jednadžbama (8-16) navedene veličine su:

x, y, z - koordinatne osi,

a - toplinska difuzivnost,

k - toplinska vodljivost,

δ - debljina ploče,

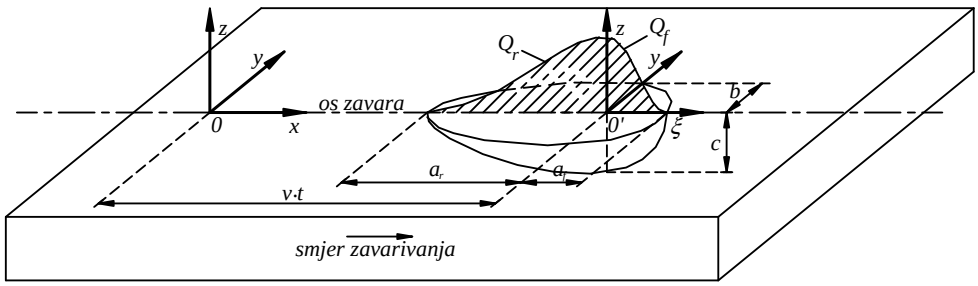
v - brzina gibanja pomičnog izvora topline,

K_0 - modificirana Besselova funkcija druge vrste i prvog reda te

P_w - snaga toplinskog izvora.

2.4. Modeliranje toplinskog toka

Gore navedena rješenja, iako limitirana na jednostavne modele i uz navedene nedostatke, predstavljaju dobru podlogu za validaciju numeričkih rješenja. Problem singularnosti rješava se uvođenjem distribuiranog toplinskog toka po površini ili po volumenu. U često korištenim tehnikama zavarivanja unošenjem dodatnog materijala kao vrlo dobro rješenje za distribuirani toplinski tok pokazao se Goldakov model [60] raspodijeljen po volumenu zavara u obliku dvostrukog poluelipsoida. Taj model toplinskog toka, prikazan na slici 2, ima veliki gradijent temperature ispred centra izvora topline, dok je iza centra izvora topline manji zbog konvektivnog prijenosa topline u zavaru.



Slika 2. Goldakov model toplinskog toka [60]

Model se sastoji iz prednjeg ($\xi > 0$) i zadnjeg ($\xi < 0$) poluelipsoida gledano u smjeru zavarivanja, na način da je

$$Q_f(\xi, y, z) = \frac{6\sqrt{3} f_f Q_w}{a_f bc\pi\sqrt{\pi}} \exp\left[-3\left(\frac{\xi^2}{a_f^2} + \frac{y^2}{b^2} + \frac{z^2}{c^2}\right)\right], \tag{17}$$

$$Q_r(\xi, y, z) = \frac{6\sqrt{3} f_r Q_w}{a_r bc\pi\sqrt{\pi}} \exp\left[-3\left(\frac{\xi^2}{a_r^2} + \frac{y^2}{b^2} + \frac{z^2}{c^2}\right)\right], \tag{18}$$

$$f_f + f_r = 2, \tag{19}$$

$$Q = E_{ff} UI / v. \tag{20}$$

U jednadžbama (17) i (18) navedene veličine su:

Q_f - snaga toplinskog izvora po jedinici volumena za $\xi > 0$,

Q_r - snaga toplinskog izvora po jedinici volumena za $\xi < 0$,

Q_w - unešena toplina po jedinici duljine zavara,

a_f - duljina poluelipsoida, $\xi > 0$,

a_r - duljina poluelipsoida, $\xi < 0$,

b - širina poluelipsoida, $\xi = 0,\ z = 0$,

c - dubina poluelipsoida, $\xi = 0,\ y = 0$,

f_f - udio topline unešen u prednjem dijelu Goldakovog toplinskog toka,

f_r - udio topline unešen u zadnjem dijelu Goldakovog toplinskog toka.

Parametri a_r, a_f, b, i c usko su vezani uz karakteristike električnog luka i određuju se eksperimentalnim mjerenjima. Uz Goldakov volumetrijski model toplinskog toka, koji dobro opisuje MAG (eng. *Metal Active Gas*) postupak zavarivanja korišten u ovom radu, za isti postupak vrlo se često koristi i kombinirani model [61] sastavljen iz volumetrijskog toplinskog toka usljed kapljica rastaljene elektrode i površinskog toplinskog toka prema Gaussovoj raspodjeli u omjeru 60 % : 40 %. Također, na manje zahtjevnim modelima gdje se traži manja razina točnosti koristi se volumetrijski model toplinskog toka s jednoliko raspoređenom toplinom po volumenu zavara [62].

2.5. Zavarivanje MAG postupkom

Navedeni modeli toplinskog toka dobro opisuju raspodjelu topline u korijenu zavara i zoni utjecaja topline kod postupaka zavarivanja unošenjem dodatnog materijala. U ovom radu korišten je MAG postupak zavarivanja kod kojeg do taljenja metala dolazi djelovanjem topline električnog luka uspostavljenog između konstantno dobavljane elektrode kao dodatnog materijala i radnog komada. Proces se ostvaruje u zaštitnoj atmosferi aktivnih plinova odnosno plinskih mješavina koje struje kroz sapnicu. MAG postupak zavarivanja u odnosu na ostale elektrolučne postupke ima niz prednosti:

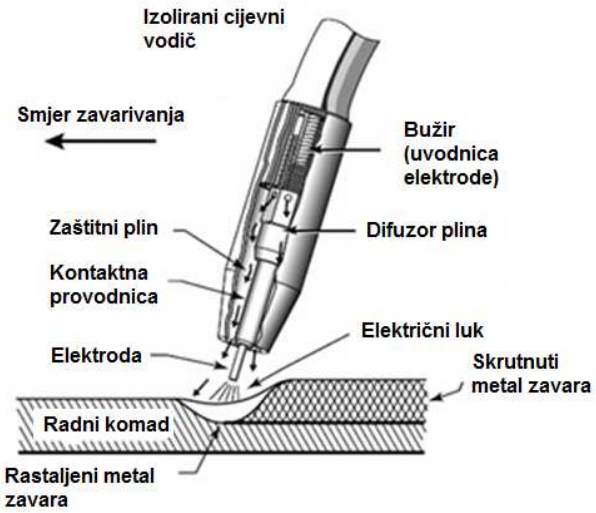
- primjenjiv je za zavarivanje svih vrsta materijala,
- moguć je veliki izbor parametara kao i načina prijenosa materijala,
- prikladan je za zavarivanje u svim položajima,
- primjenjiv je za zavarivanje i u otvorenim i zatvorenim prostorima,

- ima mogućnost primjene različitih plinskih mješavina,
- ima mogućnost primjene praškom punjene žice,
- primjenjiv je za široki raspon debljina osnovnog materijala,
- odlikuje se visokom učinkovitošću i proizvodnosti.

Nedostatci MAG postupka u odnosu na druge elektrolučne postupke su:

- kod rada na otvorenom moguće su greške jer vjetar može otpuhivati zaštitini plin,
- problemi kod dovođenja žice,
- naljepljivanje, poroznost,
- štrcanje kod zavarivanja kratkim spojevima,
- složeniji uređaji (automatsko dovođenje žice, regulacija visine električnog luka, mikroprocesorsko upravljanje).

Prikaz zavarivanja MAG postupkom prikazan je na slici 3 .

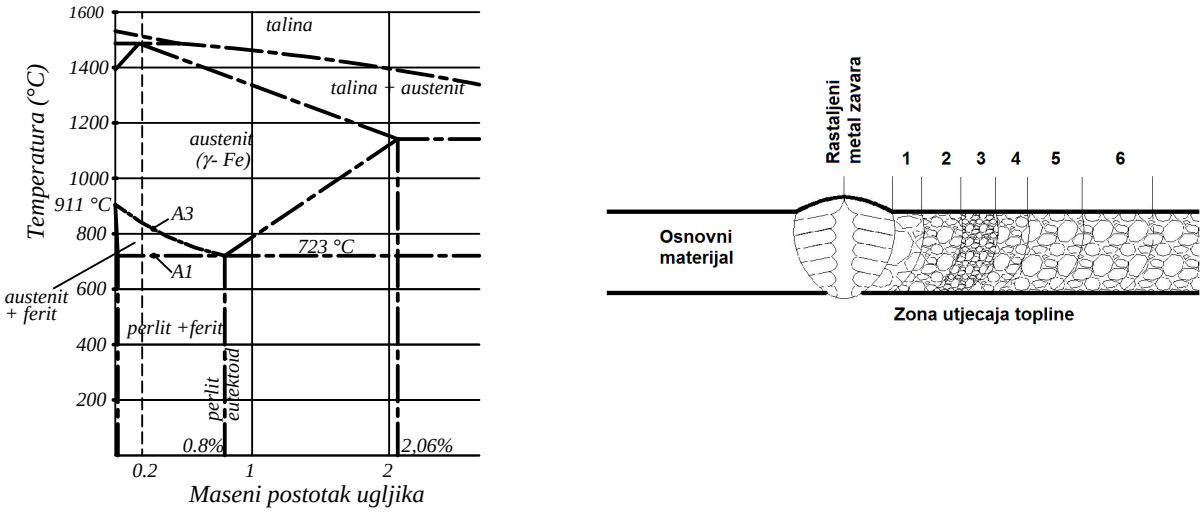


Slika 3. MAG postupak zavarivanja [63]

2.6. Zona utjecaja topline (ZUT)

Veliki lokalni unos topline zavarivanjem u blizini zavara u osnovnom materijalu izaziva promjenu mikrostrukture što dovodi i do promjene njegovih toplinskih i mehaničkih svojstava. Dio osnovnog materijala koji se nije talio, a u kojem je došlo do promjene kristalne strukture naziva se zona utjecaja topline (ZUT) i lako je uočljiv na makroizbruscima gdje daje

drugačiju refleksiju svjetlosti u odnosu na osnovni materijal. Izrazite promjene kristalne strukture za ugljične čelike kod dovoljno sporog hlađenja nastaju iznad linije A1 (slika 4a).



(a) **(b)**

Slika 4. Zavarivanje ugljičnog čelika s 0,2% C: a) prikaz u Fe-C dijagramu b) zona utjecaja topline [64]

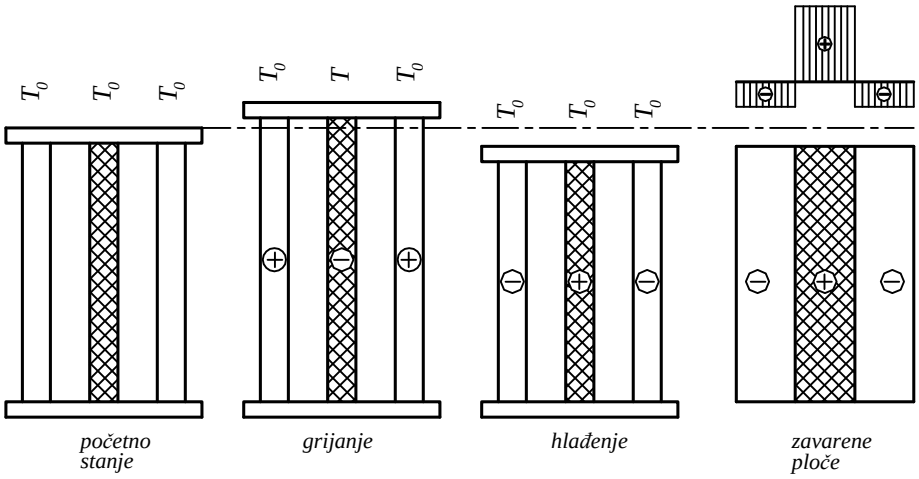
Zona ZUT-a prikazana je na slici 4b te se sastoji od:

1. Djelomično rastaljene zone: Obuhvaća područje između solidus i likvidus linije. Uslijed visokih temperatura dolazi do taljenja nemetalnih faza što slabi metalnu vezu i može dovesti do nastanka vrućih pukotina.
2. Zone pregrijanja (zona pogrubljenja zrna): Obuhvaća područje ispod solidus linije i linije A3 pri temperaturama cca. 1100 - 1150 °C. U ovoj zoni dolazi do porasta veličine austenitnog zrna koje pri bržem hlađenju prelazi u nepovoljnu Widmanstätenovu strukturu koja se odlikuje većom tvrdoćom i krhkošću. U slučaju pojave ovakve strukture grijanjem na temperaturu iznad A3 i zatim polaganim hlađenjem moguće je postići žilavu feritno-perlitnu strukturu.
3. Zone normalizacije: Zona se nalazi iznad A3 linije, a čelik u njoj je finozrnate normalizirane strukture. Zagrijavanjem materijala feritno-perlitna struktura prelazi u potpunosti u austenit. Moguća je pojava zakaljivanja, ako je čelik zakaljiv. Predgrijanjem ili unošenjem veće količine topline može se izbjeći zakaljivanje.
4. Zone djelomične prekristalizacije: Struktura je vrlo heterogena, sastavljena od zrna nejednake veličine te nema dobra mehanička svojstva. Pri većim brzinama hlađenja moguća je lokalna pojava visoke tvrdoće materijala.

5. Zone rekristalizacije i zone plavog loma: Obuhvaća područja ispod linije A1, a na slici 4b označena je brojevima 5 i 6. U ovom području ne dolazi do promjene strukture, ona ostaje feritno-perlitna. U slučaju prethodnih hladnih deformacija moguća je pojava rekristalizacije i pogrubljenja zrna te na temperaturama ispod 400 °C može doći do starenja materijala. Na temperaturama između 200 i 400 °C kod čelika sklonim starenju dolazi do pada udarne žilavosti.

2.7. Zaostala naprezanja usljed zavarivanja

Izrazita nelinearnost i nestacionarnost procesa zavarivanja dovode do nejednolike prostorno-vremenske raspodjele temperatura što uz fazne promjene u materijalu popune i osnovnom materijalu dovodi do pojave zaostalih naprezanja. Ta naprezanja mogu imati privremeni ili trajni karakter. Privremena zaostala naprezanja nastaju usljed razlike u temperaturama u materijalu i nestaju njihovim izjednačavanjem. Trajna zaostala naprezanja nastaju usljed plastičnih deformacija i faznih promjena u materijalu nakon hlađenja zavarene konstrukcije na temperaturu okoline pri čemu u općenitom slučaju nastaje troosno stanje zaostalih naprezanja. Ovisno o modelu, troosna naprezanja se mogu u pojednostavljenom slučaju svesti na dvoosna ili jednoosna. Nastanak zaostalih naprezanja moguće je objasniti jednostavnim modelom [62] koji se sastoji od tri jednaka štapa, koji su na krajevima nepomično učvršćeni krutim pločama kako je to prikazano na slici 5. Pritom se gornja kruta ploča može pomicati u osnom smjeru štapova.



Slika 5. Pojednostavljeni model nastanka zaostalih naprezanja [62]

U početnom stanju temperatura sva tri štapa je jednaka i iznosi T_0. U slučaju da se srednji štap zagrije na temperaturu $T > T_0$, doći će do produljenja sva tri štapa pri čemu će zbog

produljenja bočni štapovi biti opterećeni na vlak. Srednji štap zbog porasta tempetrature ima tendenciju produljenja, ali zbog ukruta na krajevima štapa to produljenje se ne može ostvariti u potpunosti pa srednji štap postaje tlačno opterećen. Ukoliko se temperatura T drži dovoljno niskom da naprezanja u srednjem štapu ostanu ispod granice tečenja materijala, nakon hlađenja na početnu temperaturu T_0, naprezanja u sva tri štapa će biti jednaka nuli. U slučaju da se srednji štap zagrije na temperaturu dovoljno veliku da tlačna naprezanja premaše granicu tečenja materijala, nakon hlađenja srednjeg štapa na početnu temperaturu u njemu ostaju trajne plastične deformacije. U fazi hlađenja srednji štap nastoji smanjiti svoju duljinu čemu se opiru bočni štapovi pa srednji štap biva opterećen na vlak. Istovremeno skupljanje srednjeg štapa izaziva tlačno naprezanje u bočnim štapovima. Analogiju štapnom modelu moguće je pronaći u sučeono zavarenim pločama pri čemu zavar igra ulogu srednjeg štapa, a područja podalje od zavara su analogna bočnim štapovima prikazanog modela. Dijagram koji prikazuje zaostala naprezanja u zavarenim pločama na slici 5 je krajnje pojednostavljen. Stvarno stanje zaostalih naprezanja je znatno složenije i ovisi o mnogim faktorima kao što su:

- količina unešene topline zavarivanjem,
- broj prolaza zavarivanjem,
- redoslijed zavarivanja,
- svojstva osnovnog materijala i materijala popune,
- toplinski rubni uvjeti,
- mehanički rubni uvjeti,
- volumen rastaljenog metala,
- dimenzije i oblik konstrukcije i sl.

2.8. Deformacije usljed zavarivanja

Zaostala naprezanja uslijed zavarivanja uzrokuju deformacije u konstrukciji koje kao i kod zaostalih naprezanja mogu biti trajnog ili privremenog karaktera. Ukupna deformacija u materijalu zavarene konstrukcije može se izraziti kao

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \boldsymbol{\varepsilon}_{\mathrm{el}} + \boldsymbol{\varepsilon}_{\mathrm{pl}} + \boldsymbol{\varepsilon}_{\mathrm{th}} + \boldsymbol{\varepsilon}_{\Delta V} + \boldsymbol{\varepsilon}_{\mathrm{Trp}} \tag{21}$$

pri čemu su:

$\boldsymbol{\varepsilon}_{\mathrm{el}}$ - elastična deformacija, $\boldsymbol{\varepsilon}$

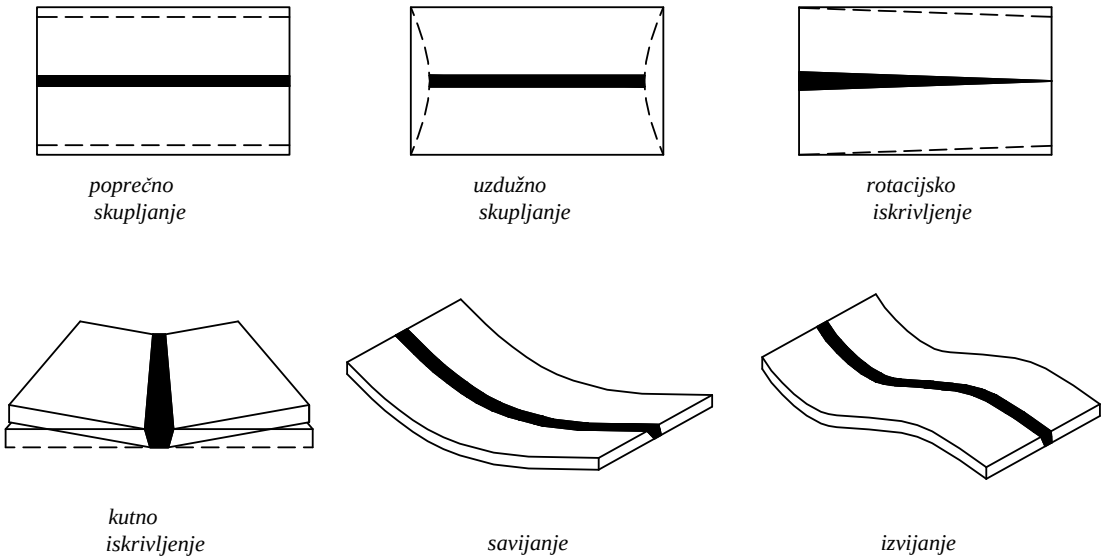
$\boldsymbol{\varepsilon}_{\mathrm{pl}}$ - plastična deformacija,

$\boldsymbol{\varepsilon}_{\mathrm{th}}$ - toplinska deformacija,

$\boldsymbol{\varepsilon}_{\Delta V}$ - volumenska deformacija uslijed faznih promjena materijala,

$\boldsymbol{\varepsilon}_{\mathrm{Trp}}$ - plastična deformacija uslijed faznih promjena materijala,

Navedene deformacije imaju za posljedicu promjene dimenzija u konstrukciji, a tipični slučajevi su prikazani na slici 6.



Slika 6. Tipične deformacije konstrukcije usljed zavarivanja [65]

2.9. Redukcija i uklanjanje zaostalih naprezanja i deformacija

Vlačna zaostala naprezanja u kombinaciji s vlačnim naprezanjem uslijed radnog opterećenja mogu znatno smanjiti nosivost konstrukcije i njezin radni vijek. Ovaj slučaj potencijalno je opasan ukoliko se radi o konstrukciji s pukotinom jer u tom slučaju vlačna zaostala naprezanja pospješuju njen rast. Zaostala tlačna naprezanja u ovakvom slučaju imaju pozitivan utjecaj jer otežavaju širenje pukotine. Zaostala naprezanja i deformacije uzrokuju netočnosti u izradi zavarene konstrukcije čija sanacija uzrokuje gubitak vremena i financijske troškove. Pri tome su mogućnosti njihova smanjenja uveliko određene fazom proizvodnje u kojoj se ona nalazi te se mogu izdvojiti tri slučaja:

- Faza projektiranja: vrlo važna faza gdje se pravilnim izborom tehnologije zavarivanja, broja prolaza elektrode, dimenzija konstrukcije, oblika zavara, predeformiranjem

konstrukcije i sl. u startu mogu smanjiti potencijalna zaostala naprezanja i deformacije.

- Faza zavarivanja: moguće je korištenje toplinskog i mehaničkog prednaprezanja, ukrućivanje konstrukcije (smanjuje deformiranje, ali i povećava zaostala naprezanja), prisilno hlađenje.
- Faza nakon završetka zavarivanja: prisilno mehaničko ispravljanje deformiranja (čekićanje, valjanje, istezanje i sl.), ili smanjenje zaostalih naprezanja toplinskom obradom.

Nastala zaostala naprezanja i deformiranje zavarene konstrukcije često se teško uklanjaju zbog glomaznosti konstrukcije. Fizičko ispravljanje često zahtijeva velike sile što u stvarnosti nije moguće ostvariti. Iz istog razloga i uklanjanje zaostalih naprezanja često nije moguće jer treba osigurati goleme peći. Lokalizirani unos topline može djelomično na nekom mjestu smanjiti zaostala naprezanja, ali ih i uzrokovati na drugom mjestu.

3

Primjena MKE u procesu zavarivanja

3.1. Uvod

Metoda konačnih elemenata (MKE) je približna numerička metoda gdje se kontinuum diskretizira u konačan broj manjih dijelova koji se nazivaju konačni elementi. Diskretizacijom kontinuuma diferencijalne jednadžbe prelaze u algebarske što u konačnosti vodi ka njihovom približnom rješenju, za što je preduvjet dobro poznavanje fizikalnog modela i konačnih elemenata koji ga opisuju [66]. Razvojem kompjuterske tehnologije MKE je postala neizostavan alat za numeričke simulacije zavarivanja. Kao što je već rečeno u uvodnom dijelu rada, u literaturi se mogu sresti sljedeća dva pristupa:

- potpuno spregnuta toplinsko-mehanička analiza i
- sekvencijalno spregnuta toplinsko-mehanička analiza.

Kod potpuno spregnute toplinsko-mehaničke analize u obzir se uzima da u svakom koraku temperaturno polje utječe na raspodjelu naprezanja i deformacija. Također vrijedi i obrnuto; deformacije i naprezanja utječu na raspodjelu temperatura. Ovakav tip analize je nelineran i dovodi do nesimetričnih matrica čije je rješavanje znatno zahtjevnije nego kod slučaja simetričnih matrica. Za ovakav model su razvijeni posebni konačni elementi koji za stupnjeve slobode imaju pomake i temperaturu. Potpuno spregnuta toplinsko-mehanička analiza koristi se pri simulacijama mehaničkih obrada metala kao što su duboko vučenje, provlačenje, prešanje itd. U sekvencijalno spregnutoj analizi je dominatan je utjecaj toplinskog polja na polje naprezanja i deformacija, dok se obrnuti utjecaj može zanemariti. Time se problem znatno pojednostavljuje pa se sekvencijalno spregnuta numerička simulacija odvija u dva odvojena dijela:

- toplinska analiza i
- mehanička analiza.

U toplinskoj analizi izračunavaju se vrijednosti temperaturnog polja u svakom čvoru konačnih elemenata i trenutku vremena. Vrijednosti temperatura zapisuju se u posebnu datoteku i koriste se kao opterećenje u mehaničkoj analizi. U literaturi je uobičajena primjena sekvencijalne analize na proces zavarivanja [67-71], koja je korištena i u ovom radu te se na nju odnosi sve dalje izneseno u nastavku.

3.2. Toplinska analiza

Primjenom diferencijalne jednadžbe (4) za vremenski ovisno provođenje topline u čvrstim tijelima uvodi se funkcional π u obliku [72]

$$\pi = \int_V \left\{ \frac{1}{2} k \left[\left(\frac{\partial T}{\partial x} \right)^2 + \left(\frac{\partial T}{\partial y} \right)^2 + \left(\frac{\partial T}{\partial z} \right)^2 \right] - QT + \rho C T \frac{\partial T}{\partial t} \right\} \mathrm{d}V. \tag{22}$$

Jednadžba (4) može se prikazati u matričnom obliku:

$$\rho C \frac{\partial T}{\partial t} = \mathbf{L}^{\mathrm{T}} \left(\mathbf{D} \mathbf{L} T \right) + Q \,, \tag{23}$$

pri čemu je $\mathbf{L}$ matrica diferencijalnih operatora

$$\mathbf{L} = \begin{bmatrix} \dfrac{\partial}{\partial x} \\ \dfrac{\partial}{\partial y} \\ \dfrac{\partial}{\partial z} \end{bmatrix}, \tag{24}$$

a $\mathbf{D}$ matrica koeficijenata toplinske vodljivosti

$$\mathbf{D} = \begin{bmatrix} k & 0 & 0 \\ 0 & k & 0 \\ 0 & 0 & k \end{bmatrix}. \tag{25}$$

Minimiziranjem funkcionala ($\delta\, \pi$=0) definiranog jednadžbom (22) u odnosu na temperaturu T, uz primjenu jednadžbe (23) i uvažavanjem rubnih uvjeta

$$\mathbf{q}^T \boldsymbol{\eta} = -h_{\mathrm{f}} \left(T_{\mathrm{B}} - T_{\mathrm{A}} \right), \tag{26}$$

dobivamo

$$\int_V \left(\delta T \rho C \frac{\partial T}{\partial t} \right) \mathrm{d}V + \int_V \left(\delta T \ \mathbf{L}^T \mathbf{D} \mathbf{L} T \right) \mathrm{d}V = \int_V \left(\delta T Q \right) \mathrm{d}V + \int_A \left(\delta T h_{\mathrm{f}} \left(T_{\mathrm{B}} - T_{\mathrm{A}} \right) \right) \mathrm{d}A, \tag{27}$$

gdje V i A predstavljaju volumen i površinu elementa. Za proizvoljni konačni element jednadžba (27) nadalje se može zapisati u obliku

$$\rho\int_V \left(C\mathbf{N}\mathbf{N}^{\mathrm{T}}\dot{\mathbf{T}}_{\mathrm{e}}\right)\mathrm{d}V + \int_V \left(\mathbf{B}^{\mathrm{T}}\mathbf{D}\mathbf{B}\mathbf{T}_{\mathrm{e}}\right)\mathrm{d}V = \int_A \mathbf{N}\cdot Q\mathrm{d}V + \int_V \mathbf{N}\ h_{\mathrm{f}}(T_{\mathrm{B}} - \mathbf{N}^{\mathrm{T}}\mathbf{T}_{\mathrm{e}})\mathrm{d}A\,, \tag{28}$$

gdje je **N** matrica funkcije oblika, a $\mathbf{T}_{\mathrm{e}}$ je vektor čvornih temperatura konačnog elementa na način da je

$$T = \mathbf{N}\,\mathbf{T}_e\,, \tag{29}$$

dok je **B** matrica derivacija funkcija oblika

$$\mathbf{B} = \mathbf{L}\mathbf{N}\,. \tag{30}$$

Jednadžba (28) može se nadalje zapisati u sažetom obliku kao

$$\mathbf{c}\dot{\mathbf{T}} + \mathbf{k}\mathbf{T} = \mathbf{f}_{\mathrm{T}}\,, \tag{31}$$

gdje su

$$\mathbf{c} = \rho\int_V C\mathbf{N}^{\mathrm{T}}\mathbf{N}\mathrm{d}V\,, \tag{32}$$

$$\mathbf{k} = \int_V \mathbf{B}^{\mathrm{T}}\mathbf{D}\mathbf{B}\mathrm{d}V + \int_A h_{\mathrm{f}}\mathbf{N}\mathbf{N}^{\mathrm{T}}\mathrm{d}A\,, \tag{33}$$

$$\mathbf{f}_{\mathrm{T}} = \int_V Q\mathbf{N}\mathrm{d}V + \int_A h_{\mathrm{f}}T_{\mathrm{B}}\mathbf{N}\mathrm{d}A\,. \tag{34}$$

U jednadžbama (31) do (34) $\mathbf{c}$ je matrica specifičnog toplininskog kapaciteta (konzistentna matrica toplinskog kapaciteta), $\mathbf{k}$ matrica kondukcije (provođenja) topline te $\mathbf{f}_{\mathrm{T}}$ vektor toplinskih opterećenja i Neumannovih rubnih uvjeta. Problem provođenja topline opisan jednadžbom (31) svodi se na pronalaženje temperature u vremenu i prostoru. Kako je temperatura funkcija prostora i vremena moraju biti poznati početni uvjeti (poznata raspodjela temperature preko cijele domene za t = 0), kao i rubni uvjeti u funkciji od vremena. U [72] dan je detaljan prikaz izvoda jednadžbe (31) primjenom Galerkinove metode težinskog reziduuma.

3.3. Mehanička analiza

U skladu s principom virtualnih radova i teoremom divergencije, jednadžbe ravnoteže zajedno s konstitutivnim jednadžbama mogu se zapisati u obliku

$$\int_V \delta\boldsymbol{\varepsilon}^{\mathrm{T}}\boldsymbol{\sigma}\mathrm{d}V = \int_A \delta\mathbf{u}^{\mathrm{T}}\mathbf{q}_A\mathrm{d}A + \int_V \delta\mathbf{u}^{\mathrm{T}}\mathbf{q}_V\mathrm{d}V\,. \tag{35}$$

U prethodnoj jednadžbi $\boldsymbol{\varepsilon}$ je vektor deformacije, $\boldsymbol{\sigma}$ je vektor naprezanja, $\mathbf{u}$ je vektor pomaka, $\mathbf{q}_A$ je vektor površinskih sila, a $\mathbf{q}_V$ je vektor volumenskih sila. Uvrštavanjem izraza

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \mathbf{B}\mathbf{v}\,, \tag{36}$$

$$\delta\boldsymbol{\varepsilon} = \mathbf{B}\cdot\delta\mathbf{v}\,, \tag{37}$$

$$\mathbf{u} = \mathbf{N}\mathbf{v}\,, \tag{38}$$

$$\delta\mathbf{u} = \mathbf{N}\,\delta\mathbf{v}\,, \tag{39}$$

$$\mathbf{B} = \mathbf{L}\mathbf{N}\,, \tag{40}$$

u jednadžbu (35) dobivamo

$$\int_V \mathbf{B}^{\mathrm{T}}\boldsymbol{\sigma}\mathrm{d}V = \int_A \mathbf{N}^{\mathrm{T}}\mathbf{q}_A\mathrm{d}A + \int_V \mathbf{N}^{\mathrm{T}}\mathbf{q}_V\mathrm{d}V\,. \tag{41}$$

U izrazima (36–40) $\mathbf{v}$ je vektor čvornih pomaka, $\mathbf{B}$ je matrica ovisnosti deformacije u elementu o čvornim pomacima, a $\mathbf{N}$ je matrica funkcije oblika. Jednadžba (41) predstavlja ravnotežu unutarnjih i vanjskih sila

$$\mathbf{f}_{\mathrm{int}} = \mathbf{f}_{\mathrm{ext}}\,, \tag{42}$$

gdje su

$$\mathbf{f}_{\mathrm{int}} = \int_V \mathbf{B}^{\mathrm{T}}\boldsymbol{\sigma}\mathrm{d}V, \qquad \mathbf{f}_{\mathrm{ext}} = \int_A \mathbf{N}^{\mathrm{T}}\mathbf{q}_A\mathrm{d}A + \int_V \mathbf{N}^{\mathrm{T}}\mathbf{q}_V\mathrm{d}V\,. \tag{43}$$

Za modeliranje procesa zavarivanja potrebno je opisati nelinearno elastoplastično ponašanje materijala. U skladu s izrazom (21) ukupna deformacija je zbroj elastične, $\boldsymbol{\varepsilon}_{\mathrm{el}}$, plastične, $\boldsymbol{\varepsilon}_{\mathrm{pl}}$, i toplinske deformacije, $\boldsymbol{\varepsilon}_{\mathrm{th}}$,

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \boldsymbol{\varepsilon}_{\mathrm{el}} + \boldsymbol{\varepsilon}_{\mathrm{pl}} + \boldsymbol{\varepsilon}_{\mathrm{th}}\,. \tag{44}$$

Ovdje su zanemarene volumenske i plastične deformacije uslijed faznih transformacija materijala. Toplinska deformacija definirana je kao

$$\boldsymbol{\varepsilon}_{\mathrm{th}} = \alpha\,\Delta T\begin{bmatrix}1 & 1 & 1 & 0 & 0 & 0\end{bmatrix}^{\mathrm{T}}, \tag{45}$$

gdje je α koeficijent toplinske rastezljivosti materijala, a ΔT je promjena temperature. Poznata konstitutivna relacija za elastično ponašanje materijala je

$$\boldsymbol{\sigma} = \mathbf{D}\boldsymbol{\varepsilon}_{\mathrm{el}}\,, \tag{46}$$

koja primjenom izraza (43) poprima oblik

$$\boldsymbol{\sigma} = \mathbf{D}\left(\boldsymbol{\varepsilon} - \boldsymbol{\varepsilon}_{\mathrm{pl}} - \boldsymbol{\varepsilon}_{\mathrm{th}}\right), \tag{47}$$

gdje je $\mathbf{D}$ tenzor elastičnih svojstava materijala.

Za slučaj elastoplastičnog ponašanja materijala ovisnost naprezanja o deformaciji je nelinearna, tj. $\mathbf{D} = \mathbf{D}(\mathbf{v})$, i predstavlja tzv. materijalnu nelinearnost. Osim toga, tijekom procesa zavarivanja ovisnost deformacija i pomaka općenito je nelinearna, tj. $\mathbf{B} = \mathbf{B}(\mathbf{v})$, što

predstavlja tzv. geometrijsku nelinearnost. Na taj način, za uspostavljanje ravnoteže između unutarnjih i vanjskih sila, izraz (42), neophodna je primjena inkrementalno-iterativnog proračuna. Sumiranjem sila po svim konačnim elementima u numeričkom modelu dobiva se izraz

$$\mathbf{F}_{\text{int}} = \mathbf{F}_{\text{ext}} \,, \tag{48}$$

U prethodnoj jednadžbi vektor vanjskih čvornih sila $\mathbf{F}_{\text{ext}}$ je poznat, dok je vektor unutarnjih čvornih sila nelinearna funkcija nepoznatih čvornih pomaka V globalnog modela. Za približno rješenje sustava nelinearnih jednadžbi (48) najčešće se primjenjuje Newton-Raphsonov iterativni postupak. Za primjenu inkrementalno-iterativnog rješenja sustav jednadžbi (48) potrebno je zapisati u sljedećem obliku

$$\mathbf{R}(\mathbf{V}) = \mathbf{F}_{\text{int}}(\mathbf{V}) - \mathbf{F}_{\text{ext}} \approx 0 \,, \tag{49}$$

gdje je s **R** definiran vektor neuravnoteženih ili rezidualnih sila koji predstavlja razliku između unutarnjih i vanjskih sila. Na kraju iterativnog postupka rezidualne sile trebaju biti približno jednake nuli. Uz pretpostavku da vanjske čvorne sile nisu ovisne o pomacima, za i+1 iterativni korak jednadžba (49) može se razviti u Taylorov red. Uz zanemarivanje članova višeg reda linearizirani rezidual **R**(**V**) za i+1 iterativni korak može se zapisati u obliku

$$\mathbf{R}(\mathbf{V}) = \mathbf{R}(\mathbf{V}_i) + \frac{\partial \mathbf{R}(\mathbf{V})}{\partial \mathbf{V}}\Big|_{\mathbf{V}_i} \left[\Delta \mathbf{V}_{i+1}\right] = 0 \,, \tag{50}$$

gdje je inkrement nepoznatih čvornih pomaka globalnog modela definiran kao

$$\Delta \mathbf{V}_{i+1} = \mathbf{V}_{i+1} - \mathbf{V}_i \,. \tag{51}$$

Ovdje se pretpostavlja da su rješenja za $\mathbf{V}_i$, $\boldsymbol{\sigma}_i$ i $\boldsymbol{\varepsilon}_i$ u i-tom koraku poznata. Iz jednadžbe (50) slijedi linearizirani globalni sustav jednadžbi problema

$$\mathbf{K}_{\text{T},i} \Delta \mathbf{V}_{i+1} = -\mathbf{R}(\mathbf{V}_i) = \mathbf{F}_{\text{ext}} - \mathbf{F}_{\text{int}}(\mathbf{V}_i) \,, \tag{52}$$

gdje je $\mathbf{K}_{\text{T},i}$ globalna tangentna matrica krutosti:

$$\mathbf{K}_{\text{T},i} = \frac{\partial \mathbf{R}(\mathbf{V})}{\partial \mathbf{V}}\Big|_{\mathbf{V}_i} = \frac{\partial \mathbf{F}_{\text{int}}(\mathbf{V})}{\partial \mathbf{V}}\Big|_{\mathbf{V}_i} \,. \tag{53}$$

Rješavanjem sustava linearnih jednadžbi (52) dobivaju se nepoznati inkrementalni pomaci $\Delta \mathbf{V}_{i+1}$, a primjenom izraza (51) dobivaju se globalni čvorni pomaci za i+1 iterativni korak ($\mathbf{V}_{i+1}$=$\mathbf{V}_i$+$\Delta\mathbf{V}_{i+1}$), kao i naprezanja za sve konačne elemente ($\boldsymbol{\sigma}_{i+1}$=$\boldsymbol{\sigma}_i$+$\Delta\boldsymbol{\sigma}_{i+1}$). Iterativni proces se prekida kada vektor rezidualnih sila zadovolji unaprijed propisanu granicu tolerancije.

Globalna tangentna matrica krutosti te globalni vektori rezidualnih sila i pomaka dobivaju se sumiranjem po svim konačnim elementima u numeričkom modelu:

$$\mathbf{K}_{\mathrm{T},i} = \sum_{e=1}^{n_{ele}} \mathbf{k}_{\mathrm{T},i}^{e}, \quad \mathbf{R}(\mathbf{V}_i) = \sum_{e=1}^{n_{ele}} \mathbf{r}_i^{e}, \quad \Delta\mathbf{V}_{i+1} = \sum_{e=1}^{n_{ele}} \Delta\mathbf{v}_{i+1} \,. \tag{54}$$

Ovdje se tangentna matrica krutosti po elementu **k**, odnosno vektor rezidualnih sila konačnog elementa **r** određuju na način da je

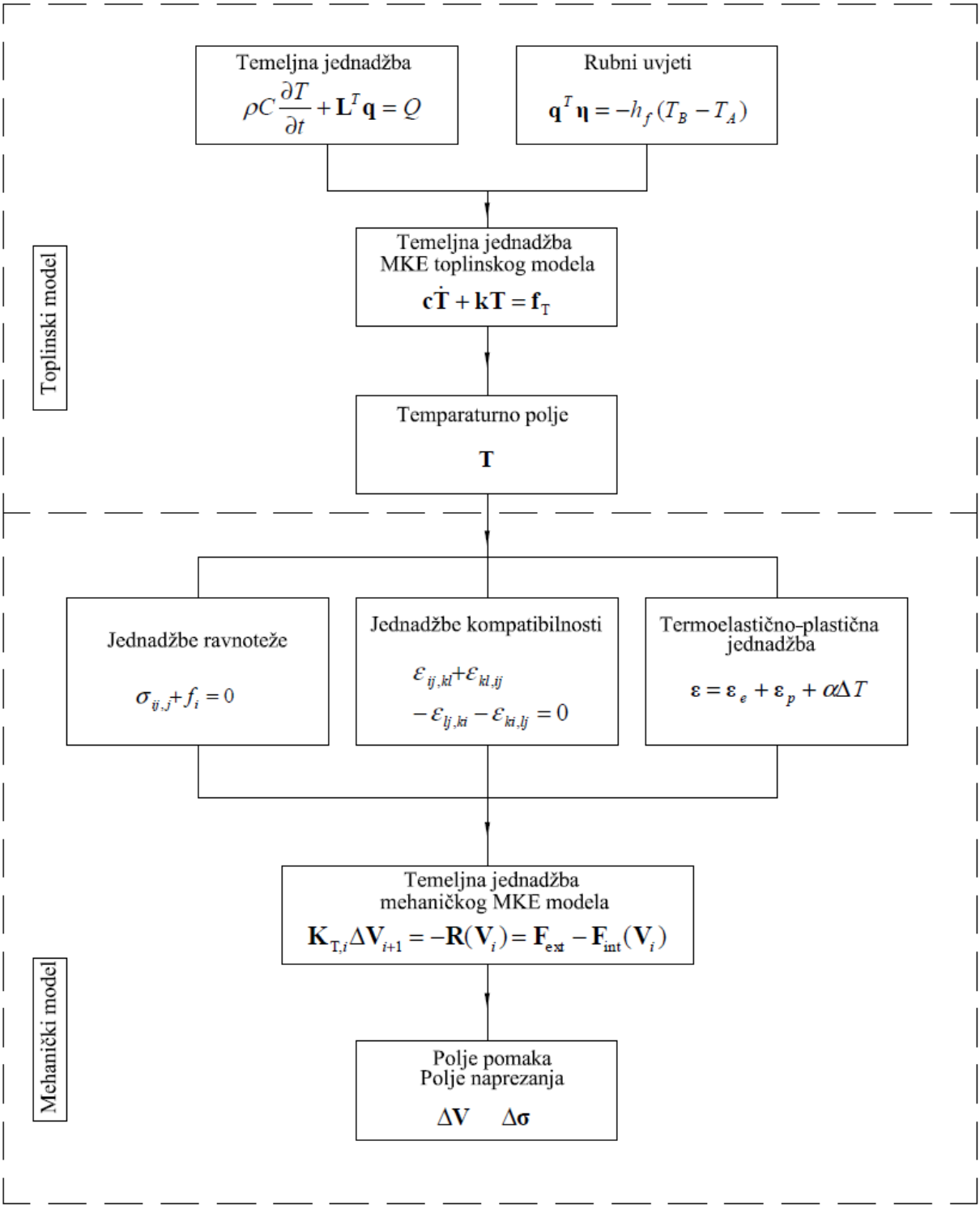
$$\mathbf{k}_{\mathrm{T},i}^{e} = \frac{\partial \mathbf{f}_{\mathrm{int}}^{e}(\mathbf{v})}{\partial \mathbf{v}}\Big|_{\mathbf{v}_i} = \int_V \mathbf{B}^{\mathrm{T}} \mathbf{D}_{\mathrm{T},i} \mathbf{B} \,\mathrm{d}V, \quad \mathbf{r}_i^{e} = \mathbf{f}_{\mathrm{int},i}^{e} - \mathbf{f}_{ext}^{e} = \int_V \mathbf{B}^{\mathrm{T}} \boldsymbol{\sigma}_i \,\mathrm{d}V - \mathbf{f}_{ext}^{e}, \tag{55}$$

gdje je

$$\mathbf{D}_{\mathrm{T},i} = \left[\frac{\partial \boldsymbol{\sigma}}{\partial \boldsymbol{\varepsilon}} \right]_i \tag{56}$$

tangentna konstitutivna matrica materijala.

Za rješavanje nestacionarnog provođenje topline primjenjuju se eksplicitne i implicitne metode [73]. U ovom radu analiza je provedena primjenom programskog paketa Abaqus/Standard koji se temelji na implicitnoj formulaciji. Shema sekvencijalnog modela za numeričku simulaciju zavarivanja prikazana je na slici 7.



Slika 7. Shema sekvencijalnog modela za MKE simulaciju procesa zavarivanja [71]

4

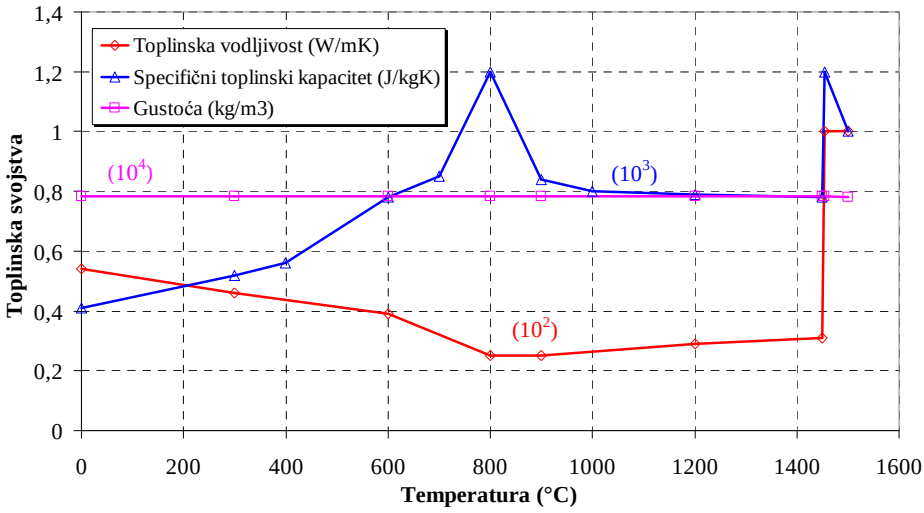
Verifikacija numeričkog modela

4.1. Uvod

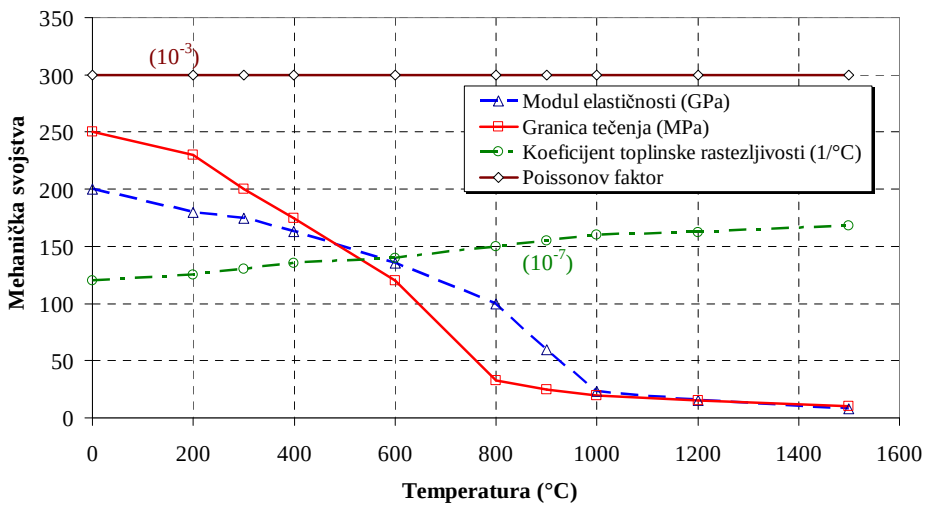
Za verifikaciju procesa zavarivanja te opravdanosti primjene 3D/ljuskastog modela, iz literature [74] je odabran primjer sučeonog zavarivanja dviju ploča izrađenih iz čelika S15C. Provedena je numerička simulacija u programskom paketu Abaqus/Standard i dana je usporedba dobivenih temperatura i naprezanja na odgovarajućim mjestima.

4.2. Parametri zavarivanja i svojstva materijala

U svim analizama ista mreža konačnih elemenata korištena je u toplinskoj i mehaničkoj analizi. Kao što je u ovakvim analizama uobičajeno, pretpostavka je da nema deformacija uzrokovanih puzanjem materijala budući da je vrijeme izlaganja materijala visokim temperaturama vrlo kratko. Također, modelirano je elastično-idealnoplastično ponašanje materijala, bez očvršćenja, s toplinskim i mehaničkim svojstvima ovisnim o temperaturi, (slike 8 i 9). Za osnovni materijal i materijal popune zavara pretpostavljeno je da imaju ista toplinska i mehanička svojstva. Pretpostavljen je model bez pripreme zavara budući da o tome u odabranom primjeru iz literature nisu navedeni podaci.



Slika 8. Toplinska svojstva materijala S15C [74]



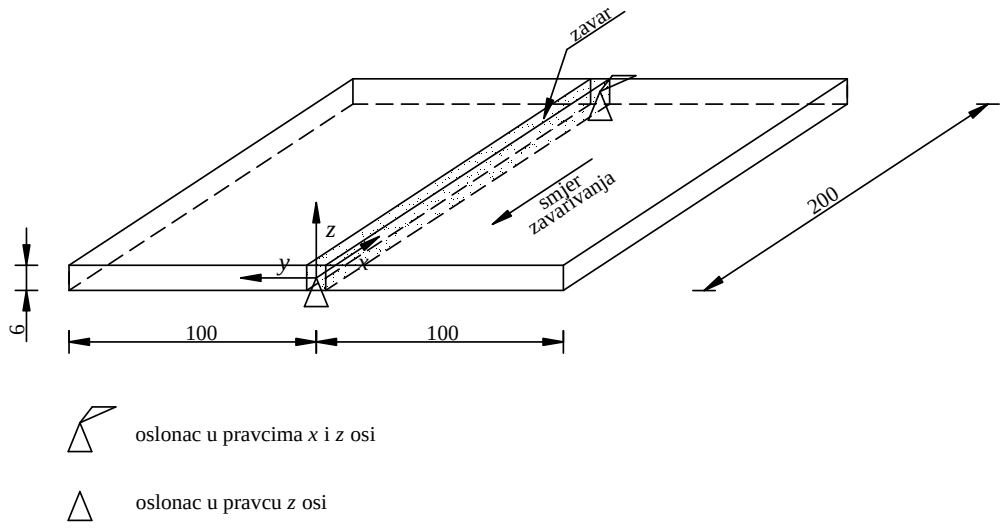
Slika 9. Mehanička svojstva materijala S15C [74]

Provedene su numeričke simulacije za potpuni 3D model (slika 10) i kombinirani model sastavljen iz 3D i ljuskastih elemenata (slika 13). Nadalje, uslijed nedostatka eksperimentalnih podataka pretpostavljeno je da gustoća materijala i Poissonov faktor nisu ovisni o temperaturi ($\rho = 7800$ kg/m^3 i $\upsilon = 0{,}3$). Modelirano je zavarivanje dviju ploča TIG-postupkom (eng. *Tungsten Inert Gas*) u jednom prolazu sa sljedećim parametrima zavarivanja: struja zavarivanja $I = 300$ A, napon zavarivanja $U = 21$ V i brzina zavarivanja $v = 10$ mm/s. Pretpostavljene su vrijednosti ostalih bitnih parametara: koeficijent prijelaza topline konvekcijom $h_c = 15$ W/m^{2}K, koeficijent korisnosti procesa zavarivanja $E_{ff} = 0{,}7$ i faktor emisivnosti površine $\varepsilon = 0{,}77$. Modeliran je toplinski tok s jednolikom raspodjelom topline po volumenu zavara $Q = 1{,}84 \times 10^{10}$ J/m^{3}s. Fazne promjene u materijalu koje nastaju pri zavarivanju nisu uzete u obzir budući da se one kod niskougljičnih čelika mogu zanemariti [74]. Također, zanemarena je i vlastita težina ploča. Korištena je metoda rađanja elemenata (eng. *element birth and death technique*) [75] u kojoj se neposredno prije početka toplinske analize deaktiviraju konačni elementi na koje se unosi toplinski tok. U stvarnosti elementi ne nestaju iz modela već se njihove matrice toplinskog kapaciteta i provođenja topline postave na nulu. Unošenjem toplinskog toka na konačne elemente, što odgovara kretanju elektrode, dolazi do njihove reaktivacije. U mehaničkoj analizi isti elementi se ponovo deaktiviraju, pri čemu se matrica krutosti postavlja na nulu. Deaktivacija odnosno aktivacija elemenata u Abaqusu postiže se opcijom "*model change*". Uz široko rasprostranjenu metodu rađanja elemenata, u inženjerskoj praksi prisutna je i tzv. standardna metoda numeričke simulacije

procesa zavarivanja. Kod te metode nema deaktivacije odnosno aktivacije elemenata, a kretanje elektrode simulira se unošenjem toplinskog toka na elemente preko amplituda. Takav postupak lošije opisuje fizikalni proces zavarivanja, budući da nema simulacije unošenja materijala popune zavara.

4.3. Potpuni 3D model

Geometrija zavarenih ploča i dodijeljeni mehanički rubni uvjeti za potpuni 3D model prikazani su na slici 10. Zbog simetrije u odnosu na *x* - *z* ravninu, u cilju skraćenja vremena simulacije, modelirano je samo pola modela. Korišteni su 3D solid elementi s 8 čvorova: DC3D8 u toplinskoj analizi i C3D8 u mehaničkoj analizi. Najmanji elementi su korišteni u samom zavaru, a veličina elemenata se povećavala s udaljenošću od zavara (slika 11). Tipična mreža se sastojala od 2240 konačnih elemenata.

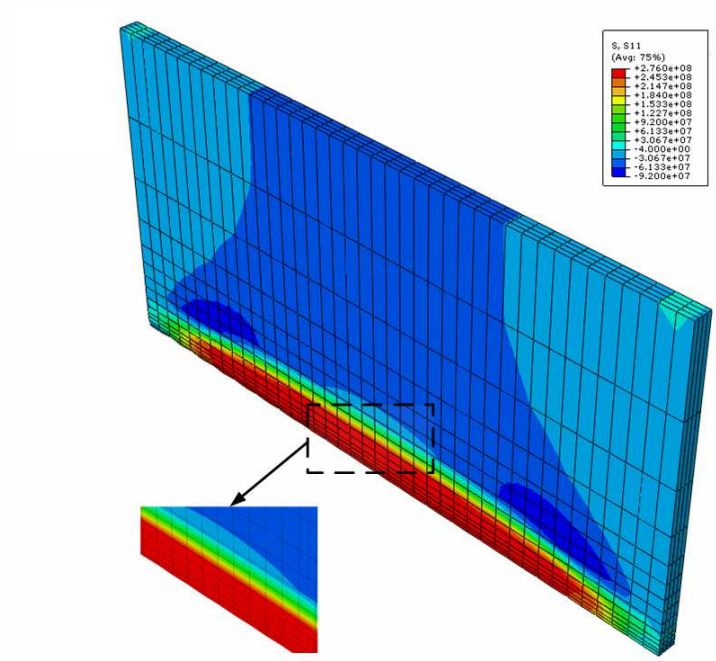


Slika 10. Geometrija sučeono zavarenih ploča potpunog 3D modela s pripadajućim mehaničkim rubnim uvjetima

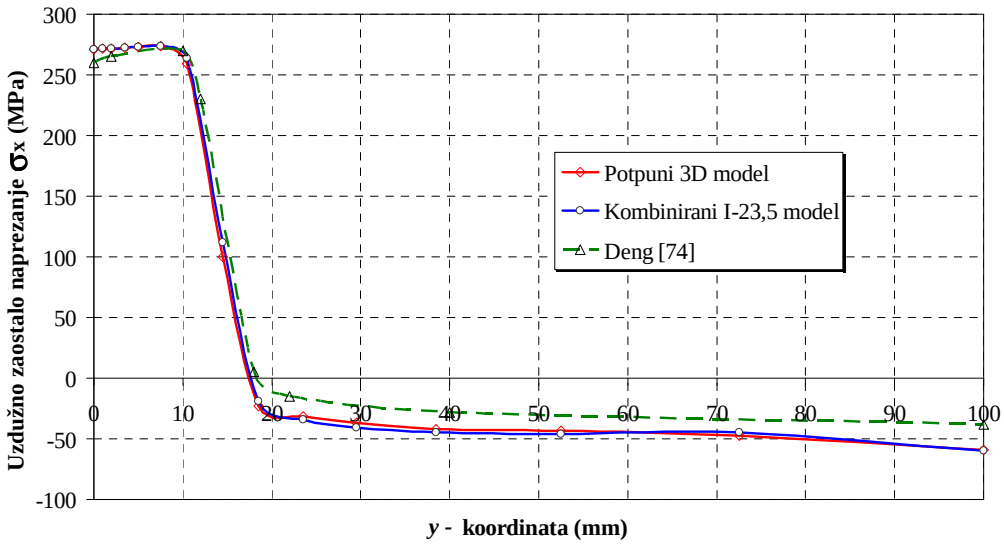
4.4. Analiza rezultata numeričke simulacije potpunog 3D modela

Na slici 11 prikazano je polje zaostalih normalnih naprezanja σ_x u smjeru osi *x*, tj. u pravcu zavarivanja. Rezultati su dani u MPa kao što je to slučaj i za sve raspodjele naprezanja u tekstu koji slijedi. Profil ovih zaostalih naprezanja u sredini ploče (*x* =100 mm), paralelno s osi *y*, za *z* = 0 mm, tj. na neutralnoj ravnini ploče, prikazan je na slici 12. Maksimalna vlačna naprezanja u zoni zavara iznose 274,4 MPa što je nešto više od granice tečenja materijala, dok tlačna naprezanja dostižu -59,2 MPa na rubovima ploče. Na sredini ploče na udaljenosti cca.

18 mm od sredine zavara prema rubovima, vlačna naprezanja prelaze u tlačna. Blago odstupanje rezultata zaostalih naprezanja u odnosu na model iz literature može se pripisati unešenoj toplini s jednoliko raspoređenim toplinskim tokom po volumenu zavara umjesto Goldakovog toplinskog toka u obliku dvostrukog poluelipsoida. Također u numeričkoj simulaciji korišten je pojednostavljeni model bez pripreme zavara, dok je u modelu iz literature korišten model s "V" pripremom zavara.



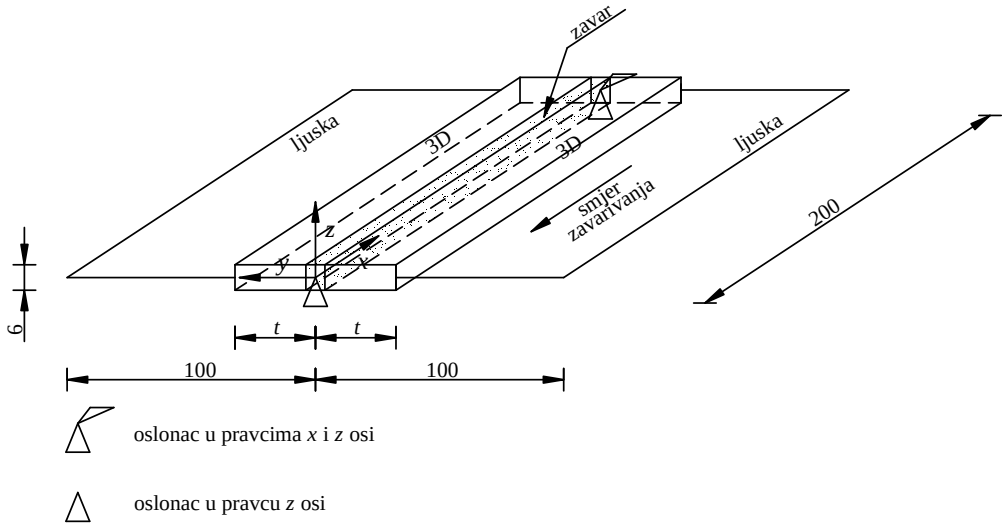
Slika 11. Polje zaostalih naprezanja σ_x u pravcu zavarivanja za potpuni 3D model



Slika 12. Profil zaostalih naprezanja σ_x na sredini ploče u pravcu zavarivanja za potpuni 3D i kombinirani I-23,5 model (x =100 mm, z = 0 mm)

4.5. Kombinirani 3D/ljuskasti model

Simulacija procesa zavarivanja provedena je za tri 3D/ljuskasta modela: I-7,5, I-14,5 i I-23,5 a njihove dimenzije, broj konačnih elemenata i stupnjeva slobode prikazani su u tablici 1. Modeli se međusobno razlikuju u veličini dijela ploče modeliranim 3D elementima (slika 13). U toplinskoj analizi korišteni su DC3D8 trodimenzijski elementi i DS4 ljuskasti elementi, dok su u mehaničkoj analizi korišteni C3D8 trodimenzijski elementi i S4 ljuskasti elementi. Dijelovi ploče blizu zavara modelirani su istom mrežom kao i kod potpunog 3D modela, dok je ostatak modela iz ljuskastih elemenata bio iste gustoće mreže kao i kod potpunog 3D modela. Mijenjala se samo veličina zone s 3D elementima.



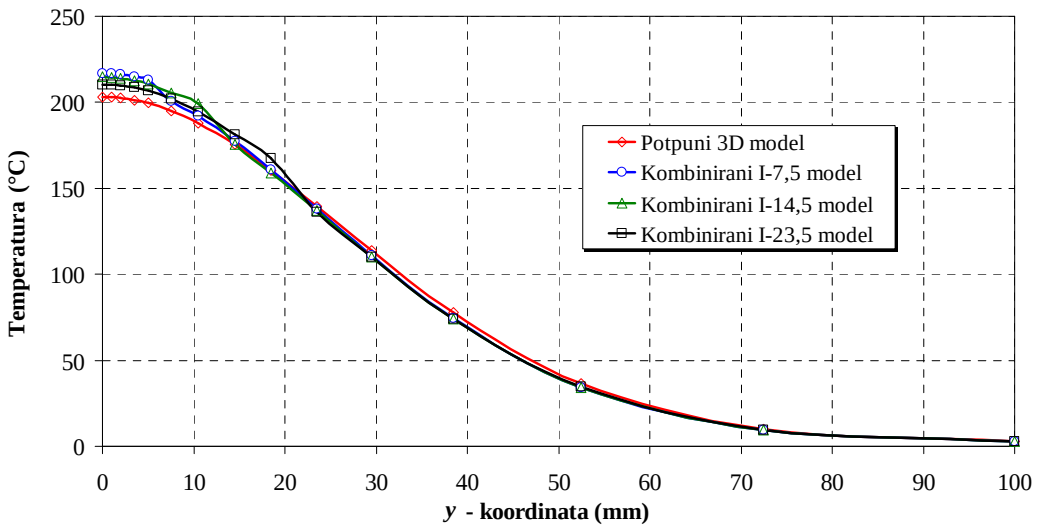
Slika 13. Geometrija sučeono zavarenih ploča kombiniranog 3D modela s pripadajućim mehaničkim rubnim uvjetima

Tablica 1. Dimenzije i broj stupnjeva slobode kombiniraninih 3D/ljuskastih modela sučeono zavarenih ploča.

Model	*t* / mm	Broj 3D elemenata	Broj ljuskastih elemenata	Broj stupnjeva slobode u toplinskoj analizi	Broj stupnjeva slobode u mehaničkoj analizi
I-7,5	7,5	800	360	1630	6150
I-14,5	14,5	1120	280	1928	6888
I-23,5	23,5	1440	200	2296	7626

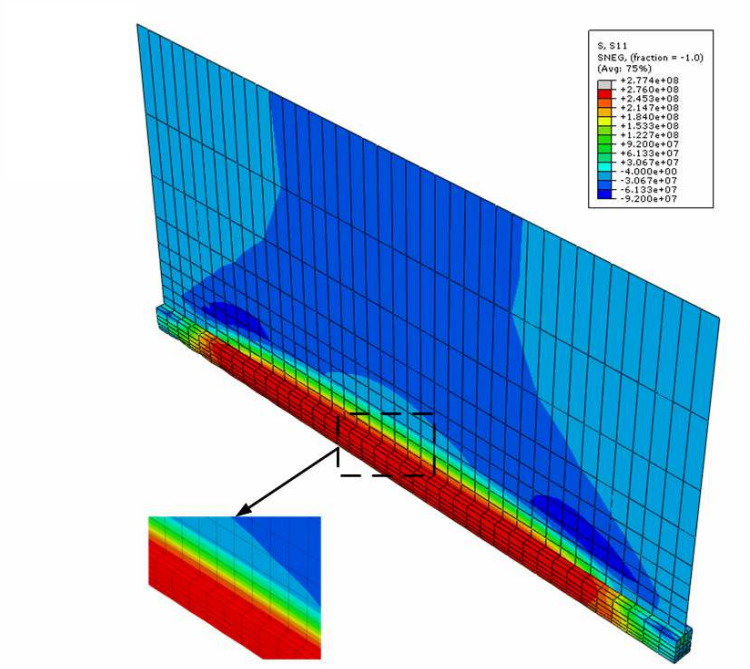
4.6. Analiza rezultata numeričke simulacije kombiniranim modelom

Na slici 14 prikazana je usporedba temperaturnih profila za potpuni 3D model i tri analizirana kombinirana 3D/ljuskasta modela. Rezultati su dani za srednju ravninu ploče, x = 100 mm i z = 0 mm uzduž y osi, 20 s nakon završetka zavarivanja. Može se zaključiti da je temperaturna raspodjela kod sva tri modela praktično ista i vrlo slična potpunom 3D modelu te da veličina 3D podmodela ima zanemariv utjecaj na raspodjelu temperatura. Evidentno je da je prijelaz s 3D na ljuskaste elemente kontinuiran, bez diskontinuiteta na liniji dodira 3D i ljuskastih elemenata.

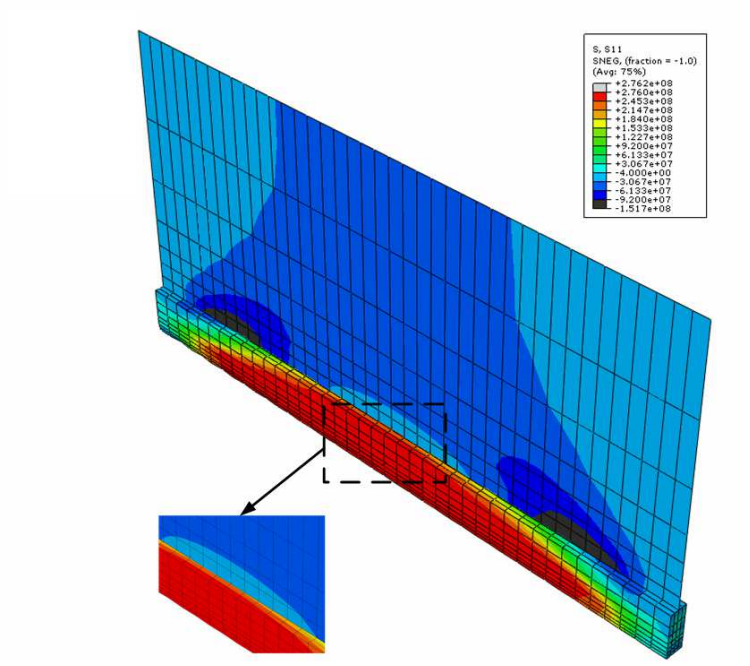


Slika 14. Usporedba temperaturnih profila potpunog 3D modela i kombiniranih 3D/ljuskastih modela, x=100 mm, z = 0 mm

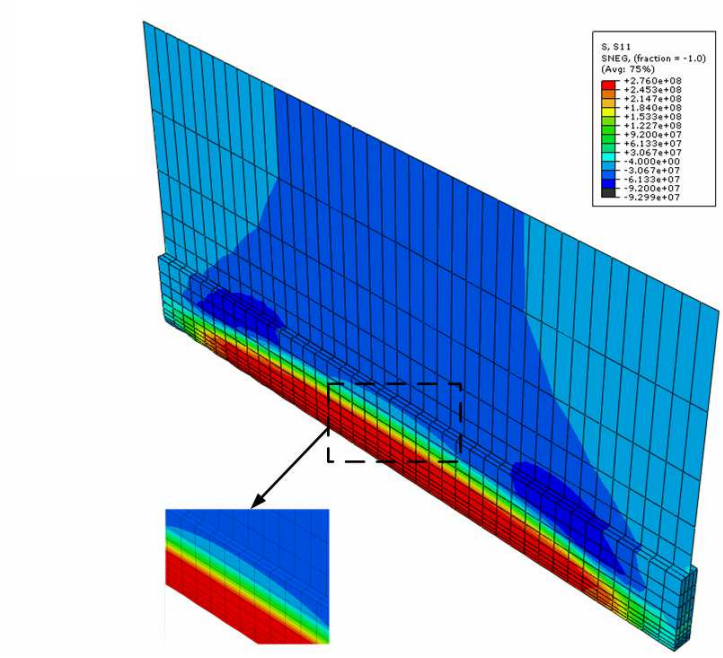
Na slici 15 prikazana je raspodjela zaostalih naprezanja u smjeru zavarivanja za sva tri analizirana kombinirana modela. Sa slika 15a i 15c je vidljivo da je prijelaz s trodimenzijskih elemenata na ljuskaste gladak, bez značajnih razlika u iznosima zaostalih naprezanja, za modele I-7,5 i I-23,5. Pri tome manju razliku na spoju 3D i ljuskastih elemenata pokazuje model I-23,5. Nasuprot modelima I-7,5 i I-23,5, polje zaostalih naprezanja modela I-14,5 znatno se razlikuje od onog modeliranog 3D elementima (slika 11). Razlika naprezanja na spoju ljuskastih i 3D elemenata kod modela I-14,5 je velika, i prijelaz je izrazito diskontinuiran (slika 15b).


S, S11
SNEG, (fraction = -1.0)
(Avg: 75%)
+2.774e+08
+2.760e+08
+2.453e+08
+2.147e+08
+1.840e+08
+1.533e+08
+1.227e+08
+9.200e+07
+6.133e+07
+3.067e+07
-4.000e+00
-3.067e+07
-6.133e+07
-9.200e+07

(a)


S, S11
SNEG, (fraction = -1.0)
(Avg: 75%)
+2.762e+08
+2.760e+08
+2.453e+08
+2.147e+08
+1.840e+08
+1.533e+08
+1.227e+08
+9.200e+07
+6.133e+07
+3.067e+07
-4.000e+00
-3.067e+07
-6.133e+07
-9.200e+07
-1.517e+08

(b)



(c)

Slika 15. Polje zaostalih naprezanja σ_x za modele: a) I-7,5, b) I-14,5, c) I-23,5

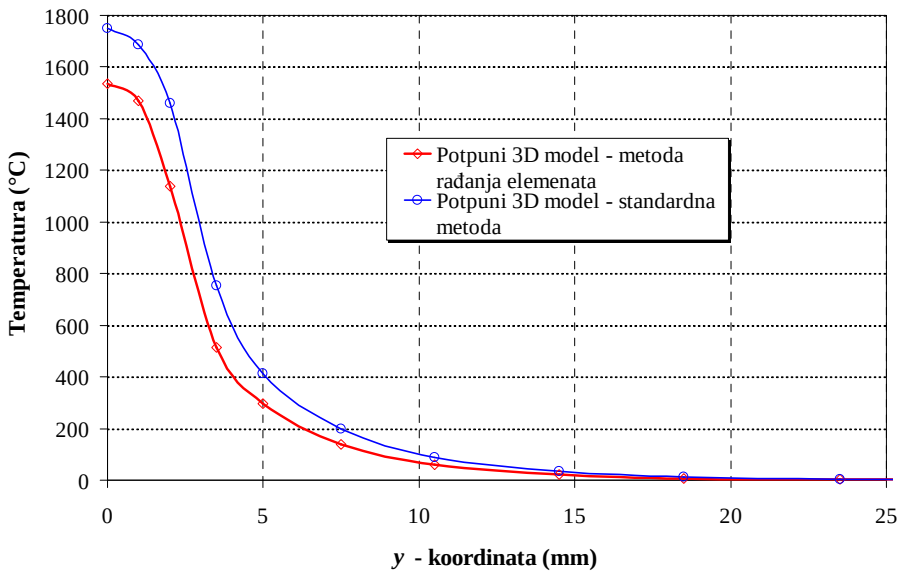
Dakle, može se zaključiti da je za prijelaz s 3D na 2D elemente najpogodniji I-23,5 model čija veličina 3D podmodela iznosi 23,5 mm što je otprilike 4 debljine ploče. Nešto slabiji rezultati su dobiveni s modelom I-7,5, dok model I-14,5 znatno odstupa od 3D modela, posebno na spojevima 3D i ljuskastih elemenata. U tablici 2 prikazana su vremena potrebna za toplinske i mehaničke analize za potpuni 3D model i I-23,5 kombinirani model. Sve numeričke simulacije procesa zavarivanja provedene su na PC-u sa 3,2 GHz Athlon 64 procesorom i 1 GB RAM. Vidljivo je da je ukupno vrijeme analize kombiniranog modela oko 40 % kraće u odnosu na vrijeme potrebno za analizu potpunim 3D modelom.

Tablica 2. Broj stupnjeva slobode i CPU vrijeme analize potpunog 3D i kombiniranog I-23,5 modela

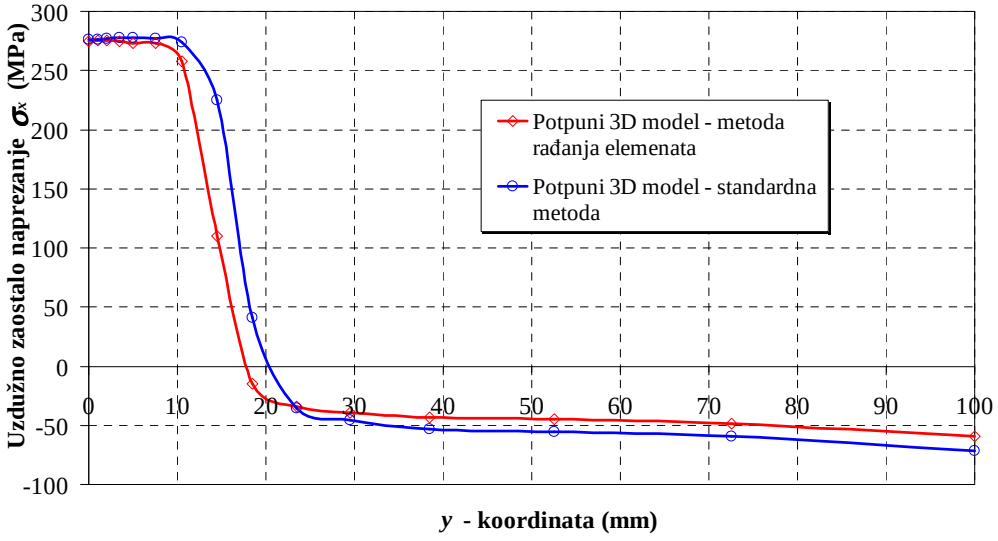
Model	Broj stupnjeva slobode u toplinskoj analizi	Broj stupnjeva slobode u mehaničkoj analizi	Toplinska analiza CPU/s	Mehanička CPU/s	Ukupno CPU/s
I-23,5	2296	7626	2365	1634	3999
Potpuni 3D	3075	9225	4010	2665	6675

4.7. Usporedba zaostalih naprezanja metodom rađanja elemenata i standardne metode

Na slici 16 prikazana je usporedba temperaturnih profila dobivenih metodom rađanja elemenata i standardnom metodom. Vidljivo je da se modeliranjem standardnom metodom dobivaju nešto veće vrijednosti temperatura. Budući da u numeričkim simulacijama temperaturno polje predstavlja ulazno opterećenje u mehaničkoj analizi, standardnom metodom se dobivaju i nešto veća zaostala naprezanja (slika 17). Obje metode daju gotovo identična zaostala naprezanja u korijenu zavara, ali je širina zone vlačnih naprezanja veća ako se koristi standardna metoda. Budući da je korišten model bez pripreme zavara kod kojeg nije izraženo savijanje ploča, ovim modelom nije moguće usporediti rezultate za savijanje ploča. Kako su zaostala naprezanja dobivena standardnom metodom u pravilu nešto veća nego kod metode s rađanjem elemenata, standardna metoda daje i veća savijanja ploča. U literaturi [76], na geometrijski vrlo sličnom modelu s "V" pripremom zavara to je i potvrđeno.



Slika 16. Maksimalna temperatura na sredini ploče (*x* =100 mm, *z* = 0 mm) za potpuni 3D model dobivena metodom rađanja elemenata i standardnom metodom



Slika 17. Usporedba zaostalih naprezanja σ_x u pravcu zavarivanja dobivenih metodom rađanja elemenata i standardnom metodom, (x =100 mm, z = 0 mm)

4.8. Zaključak

Na primjeru dviju sučeono zavarenih ploča iz literature, bez pripreme zavara, nakon provedene numeričke simulacije procesa zavarivanja 3D elementima i kombinacijom 3D i ljuskastih elemenata može se zaključiti sljedeće:

- Dobiveni rezultati zaostalih naprezanja potpunog 3D modela dobro se podudaraju s rezultatima iz literature.
- Veličina zone kreirane 3D elementima nema znatnijeg utjecaja na raspodjelu temperatura kombiniranog 3D/ljuskastog modela. Prijelaz s 3D elemenata na ljuskaste je gladak, bez diskontinuiteta na liniji dodira 3D i ljuskastih elemenata i može se ostvariti na bilo kojoj udaljenosti od zavara.
- Utjecaj veličine 3D zone na raspodjelu naprezanja je vrlo značajan i mora se izvesti na dovoljnoj udaljenosti od zavara jer se u protivnom javlja veliki diskontinuitet u naprezanjima na liniji dodira 3D i ljuskastih elemenata. Za sučeono zavarene ploče potrebna je širina 3D zone od cca. 4 debljine ploče.
- Numeričkom simulacijom zavarivanja standardnom metodom dobivaju se veći iznosi temperatura, savijanja ploča i zaostalih naprezanja što je na strani sigurnosti.
- Primjena kombiniranog modela dovodi do znatne uštede u vremenu numeričke simulacije, koje je u analiziranom slučaju cca. 40 % kraće u odnosu na potpuni 3D model.

5

Numeričko i eksperimentalno modeliranje zavarivanja ploča u obliku T-spoja

5.1. Uvod

U prethodnom poglavlju provedena je numerička simulacija dviju sučeono zavarenih čeličnih ploča bez pripreme zavara u cilju verifikacije kombiniranog modela sastavljenog iz 3D i ljuskastih elemenata. Rezultati dobivenih zaostalih naprezanja uspoređeni su s rezultatima iz literature. Sljedeći cilj je provedba numeričke simulacije zavarivanja na znatno složenijem modelu dviju čeličnih ploča zavarenih u obliku T-spoja. U ovom slučaju, rezultati prostorno-vremenske raspodjele temperatura, deformacija i zaostalih naprezanja validirani su eksperimentalno.

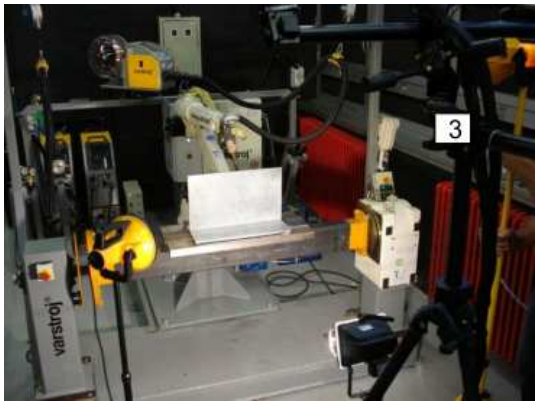
5.2. Eksperimentalna validacija temperatura, progiba i zaostalih naprezanja kod zavarivanja ploča u obliku T-spoja

5.2.1. Općenito

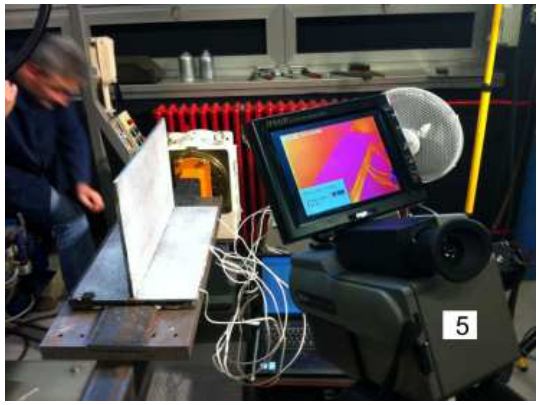
Provedeno je mjerenje temperatura pomoću infracrvene kamere i termoparova. Pomaci radnog komada mjereni su pomoću optičkog mjernog sustava ARAMIS 4M (proizvođač GOM mbH, Njemačka), na temelju kojih sustav izračunava deformacije. Zaostala naprezanja su mjerena metodom zabušivanja rupica (eng. *hole drilling strain gauge method*). Na slici 18 prikazan je eksperimentalni postav za optičko mjerenje deformacija sustavom ARAMIS 4M, mjerenje temperatura infracrvenom kamerom i mjerenje temperatura pomoću termoparova, a na slici 19 prikazan je eksperimentalni postav za mjerenje zaostalih naprezanja.

(a)

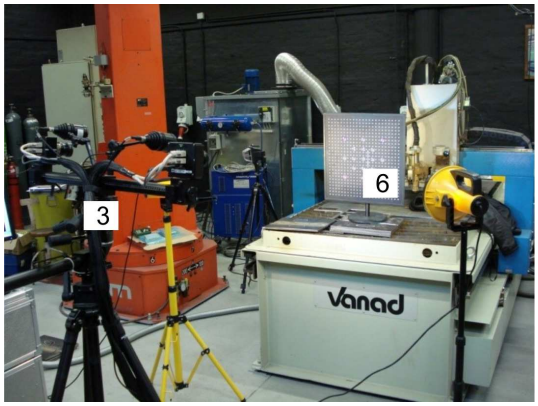
(b)



(c)



(d)

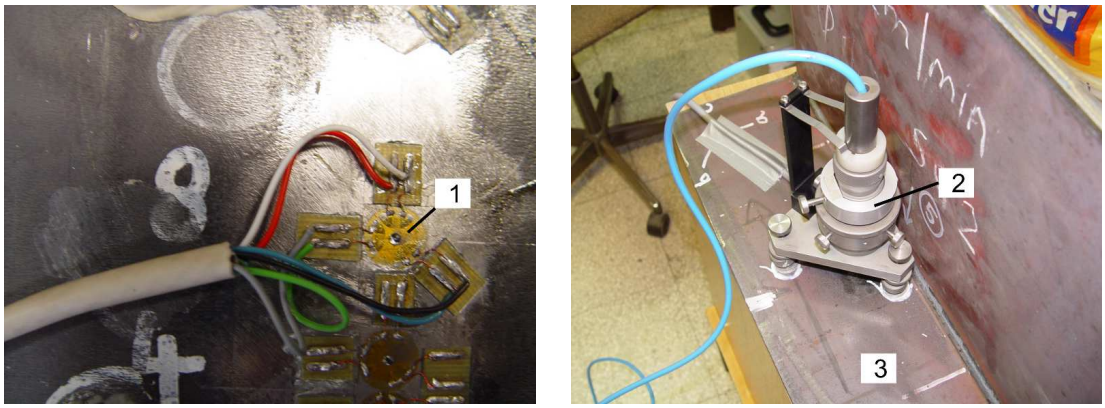


(e)

(f)

Legenda: 1 - radni komad, 2 - robot za zavarivanje, 3 - optički sustav ARAMIS 4M, 4 - termoparovi, 5 - IC kamera, 6 - kalibracijski objekt

Slika 18. Eksperimentalni postav za mjerenje temperatura i pomaka



(a) **(b)**

Legenda: 1 - rozeta, 2 - mjerni uređaj Vishay RS-200, 3 - radni komad

Slika 19. Eksperimentalni postav za mjerenje zaostalih naprezanja

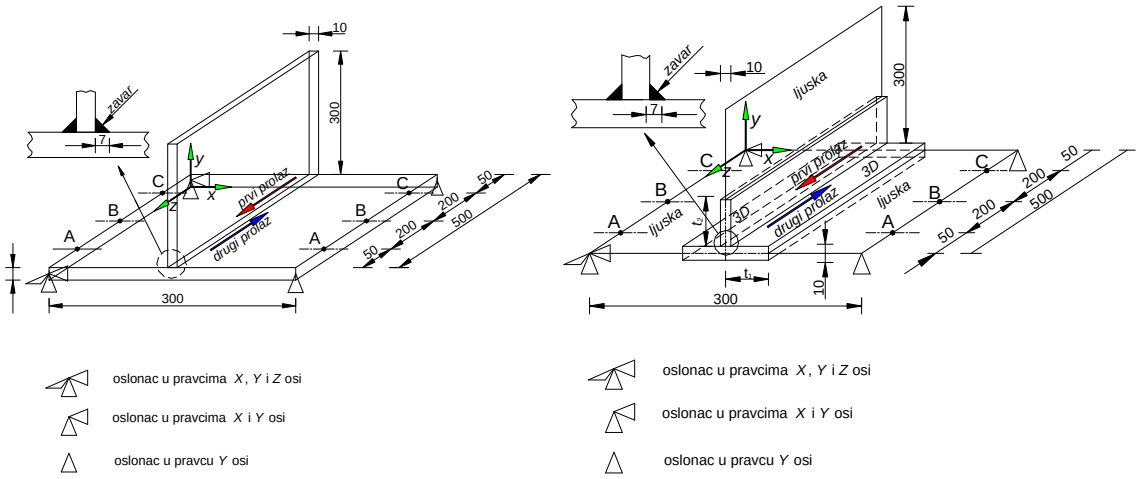
5.2.2. Parametri zavarivanja

Geometrija ploča zavarenih u obliku T-spoja uključivo i pripadne dimenzije prikazana je na slici 20. Prije samog zavarivanja ploče su izrezane na potrebne dimenzije plazma postupkom. Materijal ploča je niskougljični čelik S355JR, u skladu s normom EN 10025 [77]. Nakon izrezivanja ploče su postavljene u okomiti položaj na krajevima, zavarene pripojnim zavarom i prilagođene za dvostrani kutni zavar s parcijalnom penetracijom bez zračnosti između horizontalne i vertikalne ploče prema EN ISO 9062-1 Ref No. 4.1.3 [78]. Zavarivanje je provedeno MAG postupkom u skladu s EN ISO 4063-135-P [79] normom. Za zavarivanje je korišten 6-osni robot AX-V6 (proizvođač Varstroj, Slovenija) opremljen s invertorskim izvorom struje za zavarivanje s digitalnim upravljanjem u cilju osiguranja stabilnosti procesa. Odabrani su sljedeći parametri zavarivanja: promjer žice 1,2 mm, klasifikacija prema EN ISO 14341-A: G 42 4M/C 3Si1 [80], zaštitni plin sastava 82 % Ar i 18 % CO_2 u skladu s EN ISO 14175: M21 [81], struja zavarivanja I = 270 A, napon zavarivanja U = 29 V i brzina zavarivanja v = 400 mm/min. Provedeno je dvostrano zavarivanje s jednim prolazom elektrode. Nakon zavarivanja prve strane, radni komad je rotiran za 180°, nakon čega je provedeno zavarivanje druge strane. Vrijeme nakon zavarivanja prve i početka zavarivanja druge strane iznosilo je 215 s. Obje strane T-spoja su zavarene s istim parametrima zavarivanja. Transfer materijala u električnom luku tijekom MAG zavarivanja osiguran je pulsnom strujom kojom su izbjegnute nestabilnosti poput pojave kratkih spojeva i gubitka materijala u okolinu. Nakon zavarivanja provedena je vizualna kontrola kvalitete u skladu s

EN ISO 17637 [82]. Kako nisu ustanovljene nikakve greške utvrđeno je da zavareni spoj zadovoljava zahtjeve kvalitete prema normi EN ISO 5817 klasa B [83].

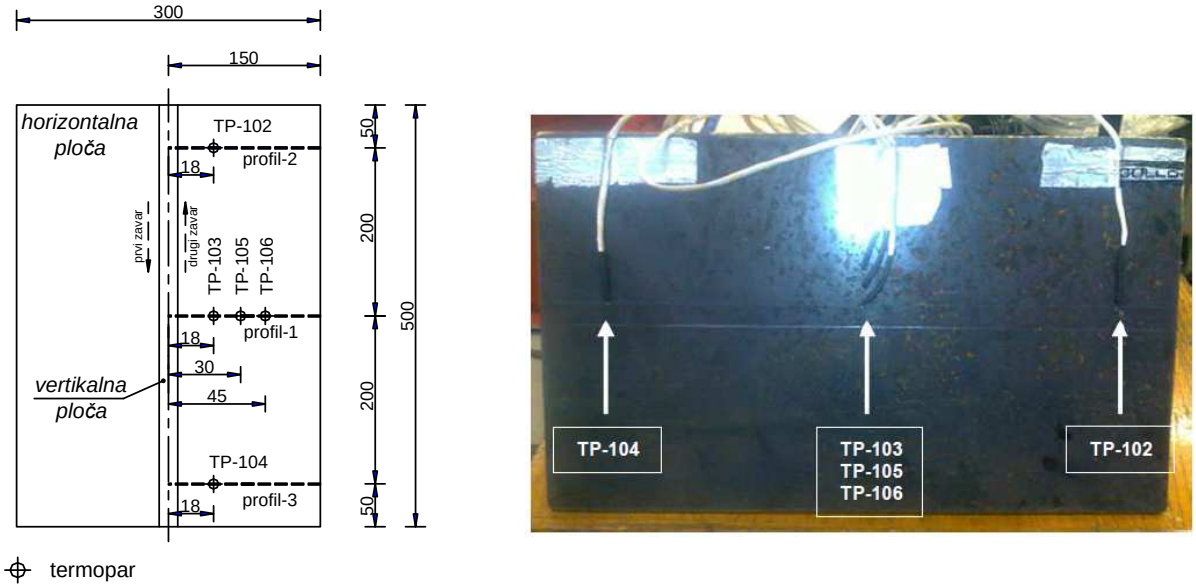
5.2.3. Mjerenje temperature

Za praćenje temperature na površini radnog komada korištena je infracrvena kamera, model SC2000 (proizvođač FLIR Systems AB, Švedska). Tehničke karakteristike kamere su: osjetljivost 80 mK, polje gledanja 24 x 18°, minimalna fokusna udaljenost 0,5 m i prostorna rezolucija 1,3 mrad. Kamera je postavljena na udaljenosti cca. 1,5 m od radnog komada. Nadalje, za evaluaciju dobivenih termograma, na radnom komadu su postavljeni termoparovi tipa "K". Termoparovi su postavljeni s donje strane horizontalne ploče, na dubini 6 mm. Mjesta postavljanja termoparova prikazana su na slici 21. Na slici 22 prikazani su rezultati termograma za vremena 290 s i 403 s nakon početka zavarivanja.

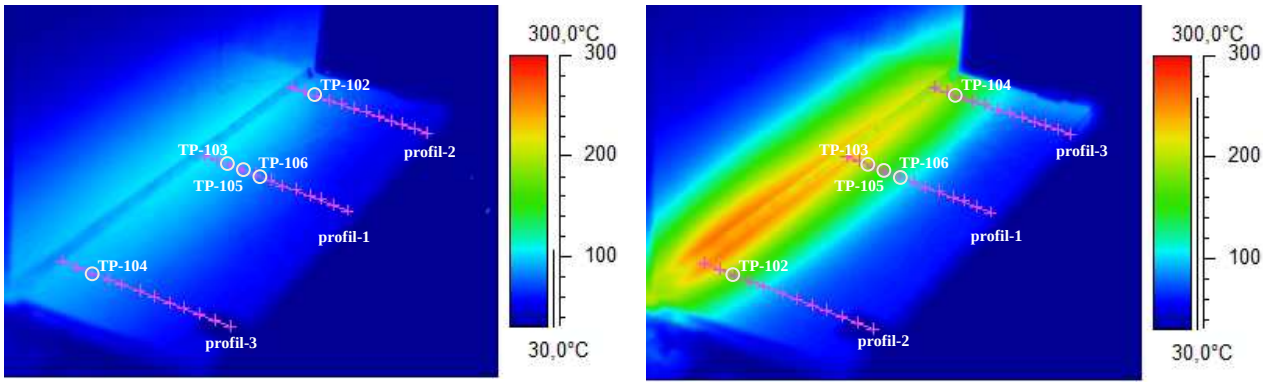


(a) **(b)**

Slika 20. Geometrija T-spoja zavarenih ploča s pripadajućim mehaničkim rubnim uvjetima



Slika 21. Mjesta ugradnje termoparova



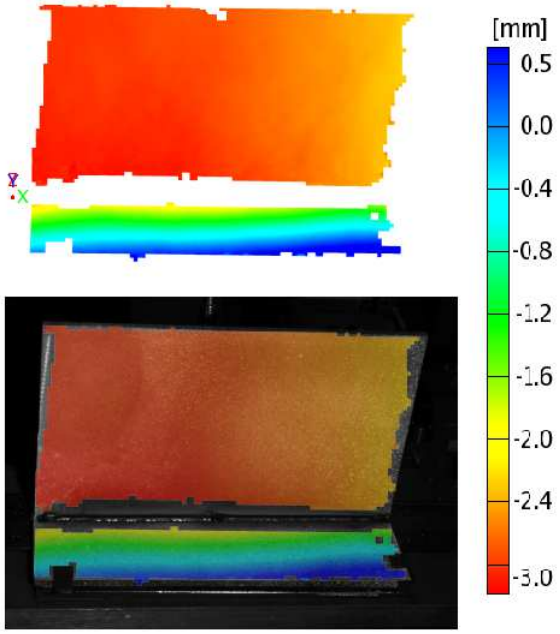
(a) **(b)**

Slika 22. Termogrami: (a) 290 s nakon početka zavarivanja i (b) 403 s nakon početka zavarivanja

5.2.4. Mjerenje pomaka

Kao što je već rečeno, u okviru istraživanja provedeno je mjerenje pomaka na površini uzorka metodom korelacije digitalne slike (eng. *DIC - digital image correlation*) korištenjem optičkog mjernog sustava Aramis 4M. Sustav je prethodno bio kalibriran pomoću kalibracijskog objekta, a prilikom mjerenja korištene su dvije kamere (stereo sustav), tako da se može govoriti o trodimenzijskom mjerenju polja pomaka. Na osnovu izmjerenih pomaka sustav izračunava deformacije na vanjskim plohama tijela. Prije početka mjerenja na površinu mjernog objekta nanešen je stohastički uzorak (raster) uz pomoć smjese titan oksida i

alkohola komprimiranih na 1 bar. Algoritam sustava diskretizira digitalne slike manjim skupinama piksela konačnih dimenzija koje se nazivaju facete. Sustav pohranjuje niz slika i u sredini svake facete računa pomak, pri čemu prva slika predstavlja referentno (rasterećeno) stanje. Veličina facete korištena u ovom eksperimentu je 15 x 15 piksela. Polje dobivenih pomaka prikazano je na slici 23.

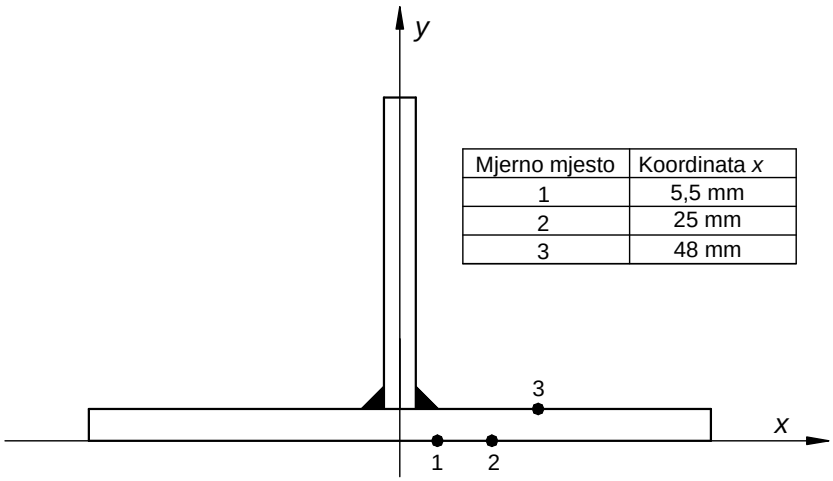


Slika 23. Rezultati pomaka T-ploča mjerenih pomoću optičkog sustava ARAMIS 4M

5.2.5. Mjerenje zaostalih naprezanja

Provedeno je mjerenje zaostalih naprezanja metodom zabušivanja rupica prema normi ASTM E837 [84]. Metoda spada u polurazorne metode i zasniva se na principu bušenja središnjeg provrta i mjerenja deformacija pomoću elektrootporničke mjerne rozete koja je sastavljena iz tri mjerne trake. Kada se u sredini rozete izbuši rupica zaostala naprezanja izazivaju deformiranje u neposrednoj blizini gdje je postavljena mjerna rozeta. Nakon izmjerenih deformacija, pomoću analitičkih izraza određuju se kut i iznosi glavnih naprezanja. Nakon što se dobiju iznosi glavnih naprezanja, preračunavanjem je moguće dobiti iznose naprezanja za željenu orijentaciju koordinatnog sustava Korišten je mjerni sustav Vishay RS-200 (proizvođač Vishay Precision Group, SAD), s pripadnim softverom za automatski izračun kalibracijskih koeficijenata, preračunavanjem deformacija u glavna naprezanja, preračunavanja glavnih naprezanja u novi koordinatni sustav i sl. Zaostala naprezanja su mjerena na gornjoj i donjoj površini T-komada (linija B-B, slika 20), u području gdje je

smještena hipotetska pukotina (slika 68). Točan položaj mjernih mjesta prikazan je na slici 24.

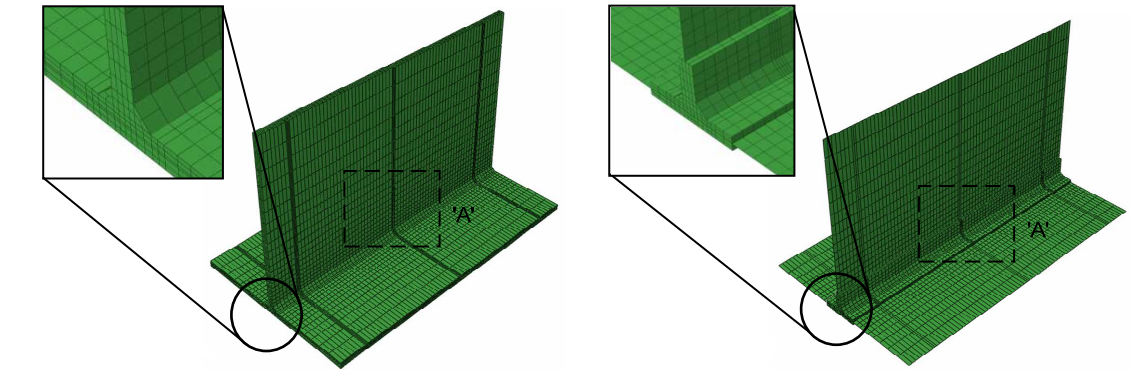


Mjerno mjesto	Koordinata *x*
1	5,5 mm
2	25 mm
3	48 mm

Slika 24. Mjesta mjerenja zaostalih naprezanja

5.3. Numerički model

U okviru numeričkih simulacija razmatrana su dva modela: model sastavljen samo iz 3D elemenata (slika 25a) i kombinirani model sastavljen iz 3D i ljuskastih elemenata (slika 25b). Diskretizacija potpunog 3D modela provedena je s DC3D8 elementima u toplinskoj analizi, dok su za mehaničku analizu korišteni C3D8 elementi. Kao i kod sučeono zavarenih ploča, gusta mreža elemenata korištena je u samom zavaru i njegovoj blizini, dok je u ostatku radnog komada korištena rjeđa mreža. U cilju analize konvergencije rješenja razmatrano je više mreža različitih gustoća. Za mrežu konačnih elemenata koja je poslužila kao referentno numeričko rješenje, ukupan broj elemenata je iznosio 22176. Broj pripadnih stupnjeva slobode u toplinskoj analizi iznosio je 27540 dok je taj broj za mehaničku analizu 82613. Simulacija procesa zavarivanja kombiniranim modelom sastavljenim iz 3D i ljuskastih elemenata provedena je parametarskom analizom na pet modela (T12 x 7; T15 x 12,9; T18 x 19,3; T24 x 26,2 i T 30 x 33,7). Modeli su se razlikovali samo po veličini zona t_1 i t_2 kreiranih 3D elementima (slika 20b). Dimenzije svih pet modela, broj konačnih elemenata i pripadajućih stupnjeva slobode dani su u tablici 3. Za diskretizaciju kombiniranog modela korišteni su DC3D8 i DS4 elementi za slučaj toplinske analize, dok su za mehaničku analizu korišteni C3D8 i S4 elementi. Dio kombiniranog modela kreiranog 3D elementima diskretiziran je istom mrežom konačnih elemenata kao i potpuni 3D model (slika 25b). Za simulaciju unosa materijala pupune zavara kod svih modela korištena je tehnika rađanja elemenata. U okviru numeričkih istraživanja ista mreža konačnih elemenata korištena je i u toplinskoj i u mehaničkoj analizi.



(a) **(b)**

Slika 25. Tipična mreža konačnih elemenata: a) potpuni 3D model; b) kombinirani 3D/ljuskasti model

Tablica 3. Dimenzije i broj stupnjeva slobode kombiniraninih 3D/ljuskastih modela T-spoja zavarenih ploča

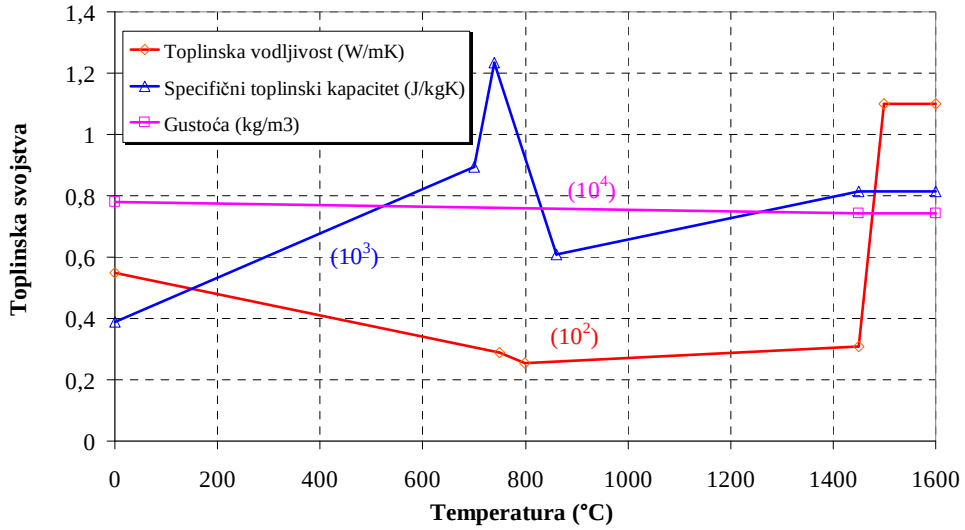
Model	t_1 / mm	t_2 / mm	Broj 3D elemenata	Broj ljuskastih elemenata	Broj stupnjeva slobode u toplinskoj analizi	Broj stupnjeva slobode u mehaničkoj analizi
T 12 x 7	12,0	7,0	4536	3864	9945	36713
T 15 x 12,9	15,0	12,9	5712	3612	11135	39773
T 18 x 19,3	18,0	19,3	6888	3360	12325	42833
T 24 x 26,2	24,0	26,2	8064	3108	13515	47043
T 30 x 33,7	30,0	33,7	9240	2856	14705	48953

Nadalje, pretpostavljene su sljedeće vrijednosti: koeficijent prijenosa topline konvekcijom h_c = 10 W/m^{2}K, koeficijent korisnosti procesa zavarivanja $E_{ff} = 0{,}83$, emisijski faktor površine ε =0,9. U numeričkoj simulaciji u obzir su uzete težine ploča. Korišten je toplinski tok s jednolikom raspodjelom topline po volumenu zavara, a dan je izrazom:

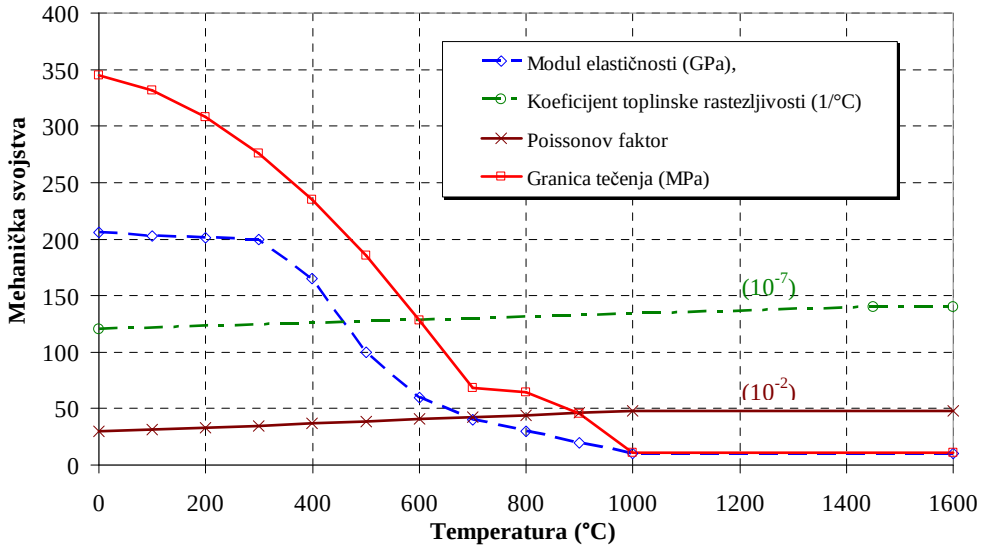
$$Q = \frac{E_{ff} U I}{V_H}, \tag{57}$$

gdje je Q toplina unešena zavarivanjem u materijal. U analiziranom slučaju unešena toplina iznosi $Q = 4{,}0 \times 10^{10}$ J/m^{3}s. U gornjem izrazu V_H je volumen odabranog seta elemenata na koji se unosi toplina. Toplinska i mehanička analiza provedene su uz pretpostavku da

materijal popune zavara i osnovni materijal imaju ista toplinska i mehanička svojstva. Ova svojstva materijala u ovisnosti o temperaturi dana su na slikama 26 i 27. Mehanički rubni uvjeti prikazani su na slici 20.



Slika 26. Toplinska svojstva materijala S355JR [62]



Slika 27. Mehanička svojstva materijala S355JR [62]

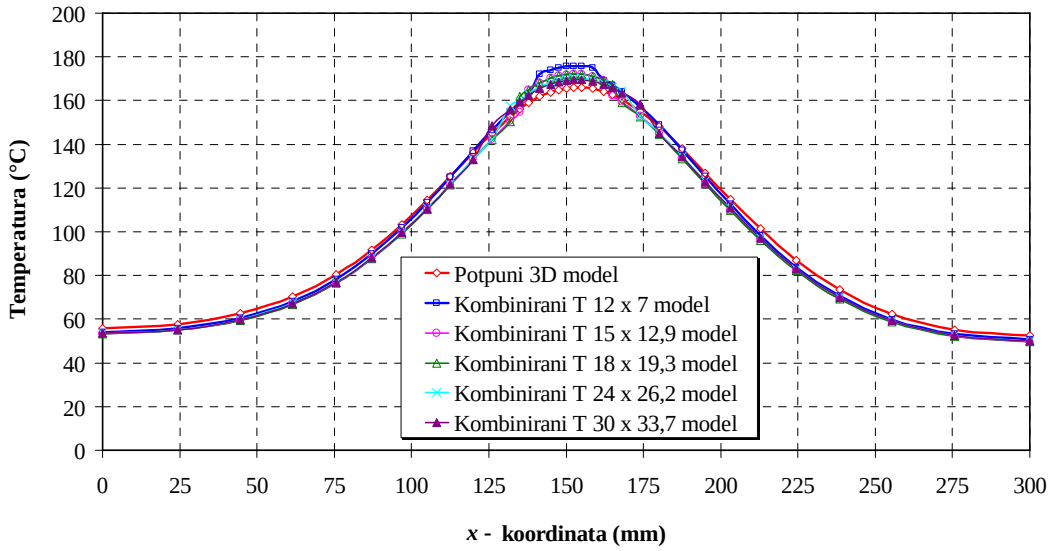
U numeričkim simulacijama materijal je modeliran kao elastično-idealno plastičan, bez očvršćenja. Nelinearno ponašanje materijala modelirano je korištenjem inkrementalne teorije plastičnosti s Von Misesovim kriterijem tečenja i uz pretpostavku geometrijski nelinearnog ponašanja ploča. Puzanje materijala je zanemareno budući da je vrijeme izlaganja visokim temparaturama vrlo kratko.

5.4. Usporedba eksperimentalnih i numeričkih rezultata

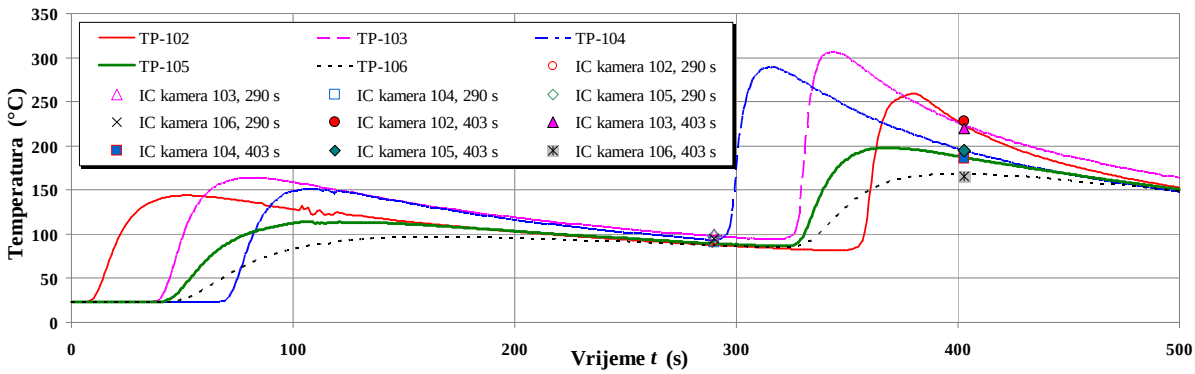
U ovom poglavlju dana je detaljna kvantitativna usporedba numeričkih i eksperimentalnih rezultata. Verifikacija temperatura, pomaka i zaostalih naprezanja kod svih pet kombiniranih 3D/ljuskastih modela je najprije provedena usporedbom s rezultatima potpunog 3D modela. Odabran je optimalni kombinirani model kod kojeg su dobivena najmanja odstupanja temperatura, pomaka i naprezanja u odnosu na potpuni 3D model. Nakon toga su temperature, pomaci i naprezanja dobiveni eksperimentalnim mjerenjima uspoređeni s optimalnim kombiniranim i potpunim 3D modelom.

5.4.1. Toplinska analiza

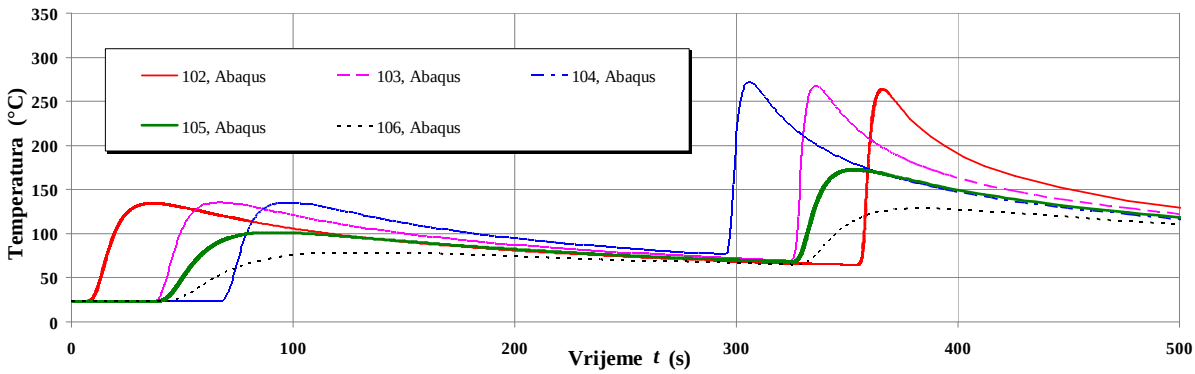
Na slici 28 dana je usporedba raspodjele temperatura potpunog 3D i svih pet kombiniranih modela 403 s nakon početka zavarivanja po liniji B-B prikazanoj na slici 20. Vidljivo je da su temperaturni profili svih pet kombiniranih modela vrlo bliski temperaturnom profilu potpunog 3D modela. Iz toga se može zaključiti da veličine t_1 i t_2 koje predstavljaju dimenzije zona modeliranih 3D elementima nemaju bitan utjecaj na raspodjelu temperatura. Također, vidljivo je da su profili temperatura svih pet kombiniranih modela glatki, bez značajnijih razlika na liniji prijelaza s 3D na ljuskaste elemente. Na slici 29 prikazana je vremenska promjena temperatura na mjestima ugradnje termoparova kao i njihova usporedba s rezultatima mjerenja IC kamerom 290 s i 403 s nakon početka zavarivanja. Rezultati numeričke simulacije temperatura dobiveni pomoću MKE prikazani su na slici 30. Usporedba temperaturnih profila dobivenih termoparovima, IC kamerom te numeričkom simulacijom dana je na slikama 31 do 33.



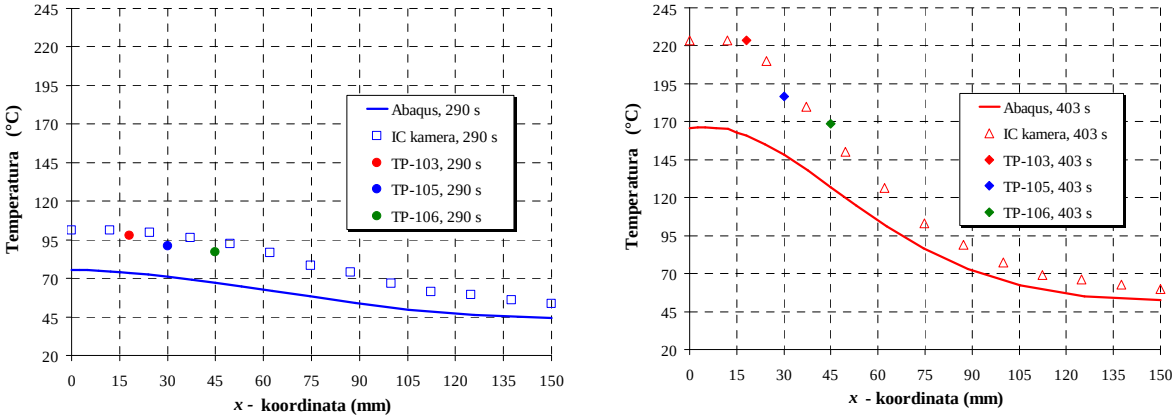
Slika 28. Usporedba temperaturnih profila potpunog 3D i kombiniranih 3D/ljuskastih modela 403 s nakon početka zavarivanja linijom B-B sa slike 20



Slika 29. Vremenska promjena temperature na mjestima ugradnje termoparova i usporedba s vrijednostima dobivenim IC kamerom u trenutku 290 s i 403 s nakon početka zavarivanja

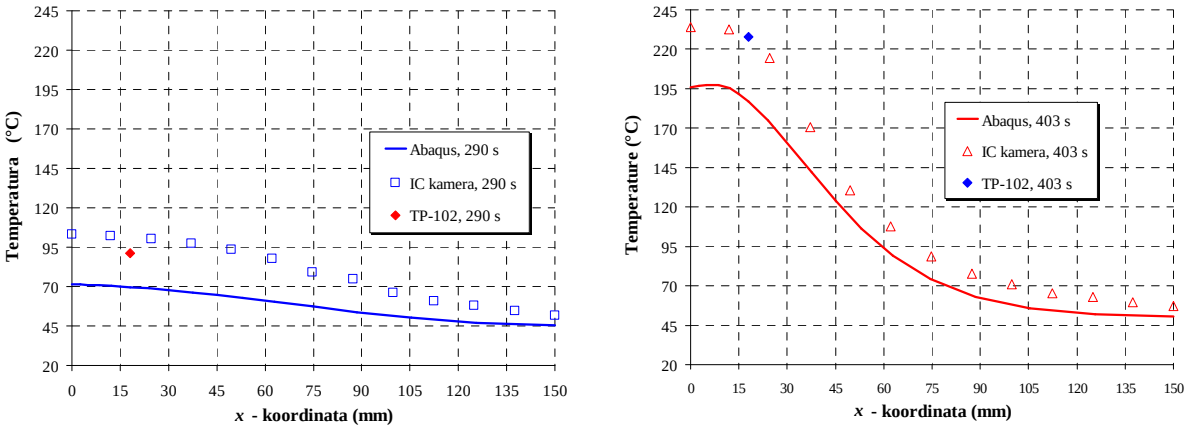


Slika 30. Vremenska promjena temperature na mjestima ugradnje termoparova dobivena pomoću MKE



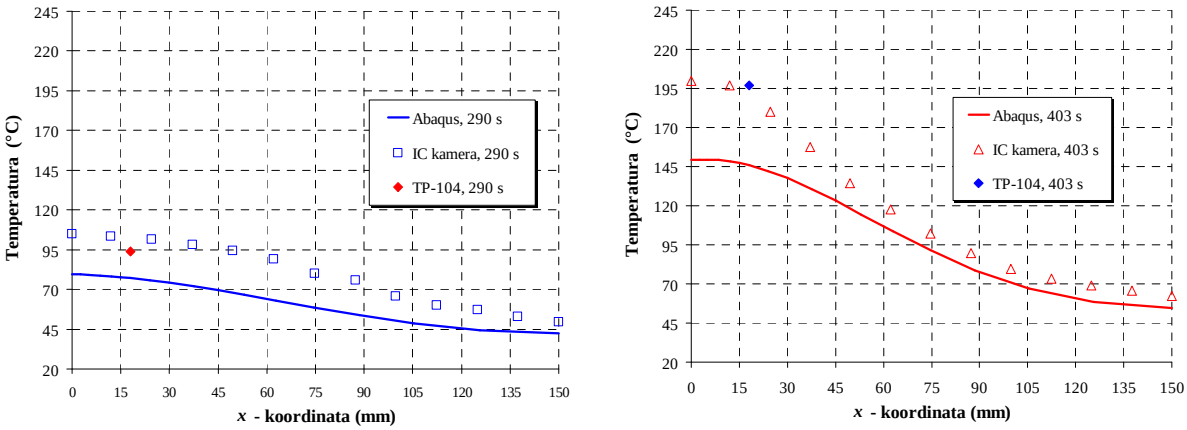
(a) **(b)**

Slika 31. Usporedba temperaturnih profila dobivenih pomoću termoparova na profilu-1, IC kamere i pomoću MKE: a) 290 s nakon početka zavarivanja i b) 403 s nakon početka zavarivanja



(a) **(b)**

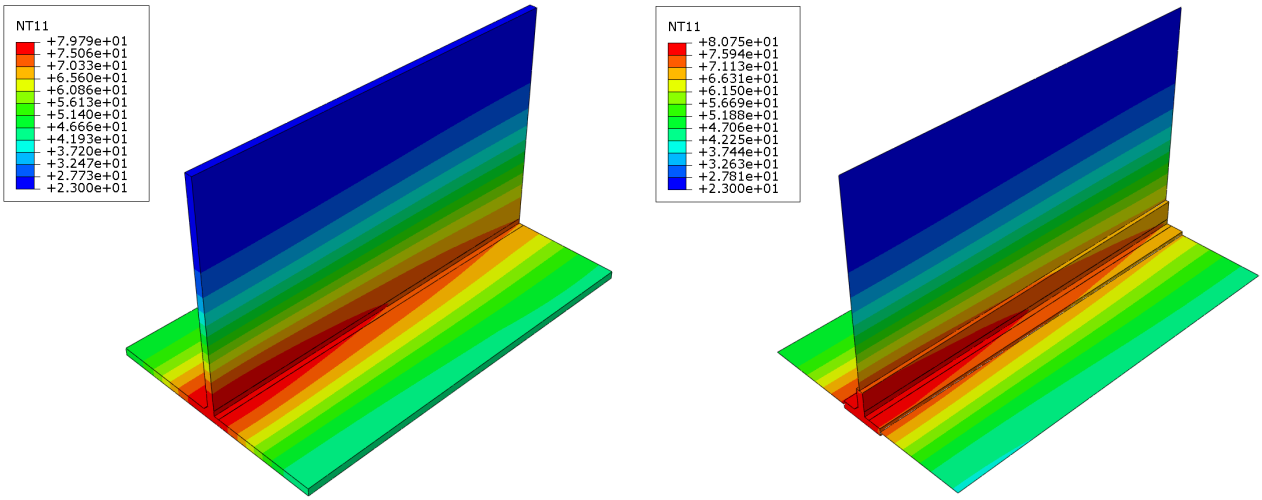
Slika 32. Usporedba temperaturnih profila dobivenih pomoću termoparova na profilu-2, IC kamere i pomoću MKE: a) 290 s nakon početka zavarivanja i b) 403 s nakon početka zavarivanja



(a) **(b)**

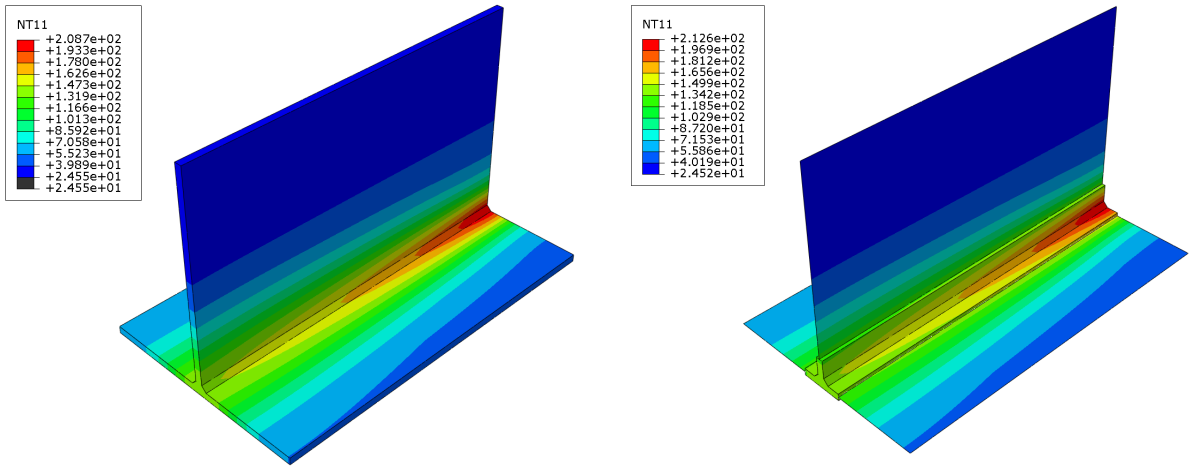
Slika 33. Usporedba temperaturnih profila dobivenih pomoću termoparova na profilu-3, IC kamere i pomoću MKE: a) 290 s nakon početka zavarivanja i b) 403 s nakon početka zavarivanja

Na slikama 31a, 32a i 33a se može vidjeti da su temperature na sva tri profila (profil-1, profil-2 i profil-3 sa slike 21) približno jednake jer prikazuju stanje 215 s nakon završetka zavarivanja prve strane T-spoja (produljeno vrijeme hlađenja). S druge strane, sa slika 31b, 32b i 33b uočljiva je razlika u temperaturnim profilima jer prikazuju stanje 403 s nakon početka zavarivanja tj. 38 s nakon završetka zavarivanja druge strane T-spoja, što nije dovoljno za izjednačenje temperatura. Isti zaključak se može izvući iz dobivenih termograma sa slike 22 te rezultata numeričke simulacije prikazanih na slikama 34 i 35 gdje su prikazani rezultati temperatura za potpuni 3D model i T30 x 33,7 kombinirani 3D/ljuskasti model.



(a) **(b)**

Slika 34. Raspodjela temperatura 290 s nakon početka zavarivanja: a) potpuni 3D model i b) kombinirani 3D/ljuskasti model



(a) **(b)**

Slika 35. Raspodjela temperatura 403 s nakon početka zavarivanja: a) potpuni 3D model i b) kombinirani 3D/ljuskasti model

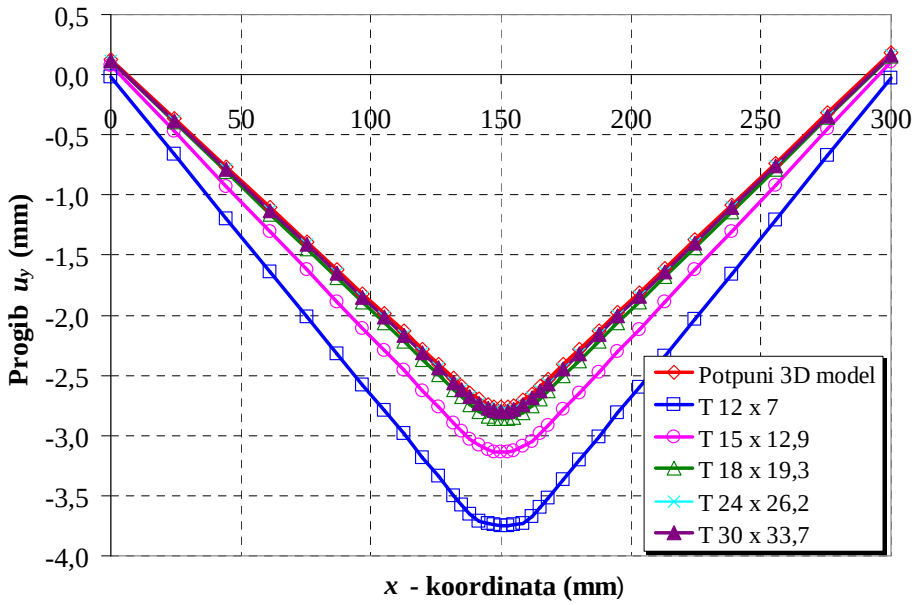
Kao što se može vidjeti sa slike 29 i slika 31-33, rezultati temperatura dobiveni IC kamerom dobro se podudaraju s rezultatima dobivenim pomoću termoparova. Nasuprot tome, vidljivo je da su temperature dobivene numeričkom simulacijom nešto niže od onih dobivenih eksperimentalnim mjerenjima. Razlog leži u činjenici što je u stvarnosti izveden zavar nešto veće širine u odnosu na dimenziju od 7 mm u numeričkom modelu te što je u numeričkoj simulaciji korišten pojednostavljeni oblik toplinskog toka jednoliko raspodjeljen po volumenu zavara. Realniji, ali istovremeno i za simulaciju nepovoljniji slučaj glede duljine trajanja, bilo bi korištenje kombinacije toplinskog toka s Gaussovom raspodjelom po površini zavara i jednoliko raspodjeljenog toka po volumenu zavara ili Goldakovog modela s toplinskim tokom u obliku dvostrukog poluelipsoida. Također, u simulaciji su korišteni pojednostavljeni toplinski rubni uvjeti, tj. faktori konvektivnog i radijacijskog prijelaza topline s T-spoja na okolinu uzeti su kao konstante, umjesto da su modelirani ovisni o temperaturi.

U većini dosad objavljenih radova, korištenje IC kamere za praćenje raspodjele temperatura svodilo se na modele s jednostavnijim geometrijama, npr. sučeoni zavar dviju ploča [46]. U okviru ovih istraživanja prezentirana je učinkovitost IC kamere za praćenje raspodjele temperatura na složenijem modelu. Za razliku od termoparova koji omogućuju praćenje temperatura na točno određenoj lokaciji na radnom komadu [16,40], IC kamera omogućuje praćenje raspodjele temperatura na cjelokupnoj površini T-komada (slika 22). Također, rezultati numeričkih simulacija (slike 34 i 35) mogu se adekvatno usporediti s termogramima, na bilo kojem mjestu i u bilo kojem trenutku. U ovom radu uspoređene su temperature

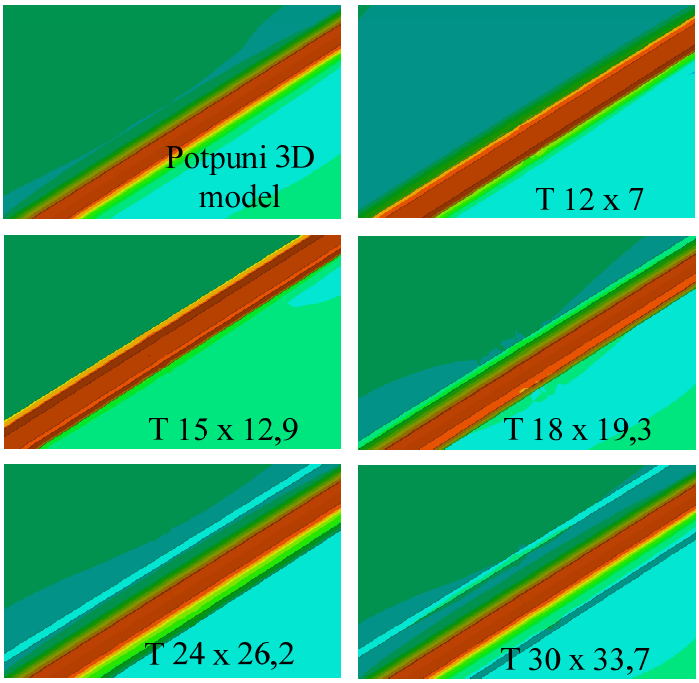
dobivene termoparovima i IC kamerom na mjestima ugradnje termoparova. Iako IC kamera mjeri temperature na vanjskoj plohi ploče, a termoparovi u unutrašnjosti, usporedba je u ovom slučaju moguća jer su termoparovi dovoljno udaljeni od zavara, tako da je profil temperature po debljini ploče približno konstantan.

5.4.2. Mehanička analiza

Sljedeći korak je analiza prihvatljivosti kombiniranog modela za procjenu progiba ploče i zaostalih naprezanja. Na slici 36 prikazani su progibi u *y* smjeru (vertikalni progibi) po srednjoj ravnini horizontalne ploče, linijom B-B sa slike 20. Vidljivo je da se progibi za modele T12 x 7 i T15 x 9 značajno razlikuju od progiba potpunog 3D modela. Samo u slučajevima kada su širine zona kreirane 3D elementima dovoljno velike (zone t_1 i t_2 sa slike 20), progibi u_y kombiniranih modela su približno jednaki onim kod potpunog 3D modela. To je slučaj kod modela T18 x 19,3, T24 x 26,2 i T30 x 33,7.



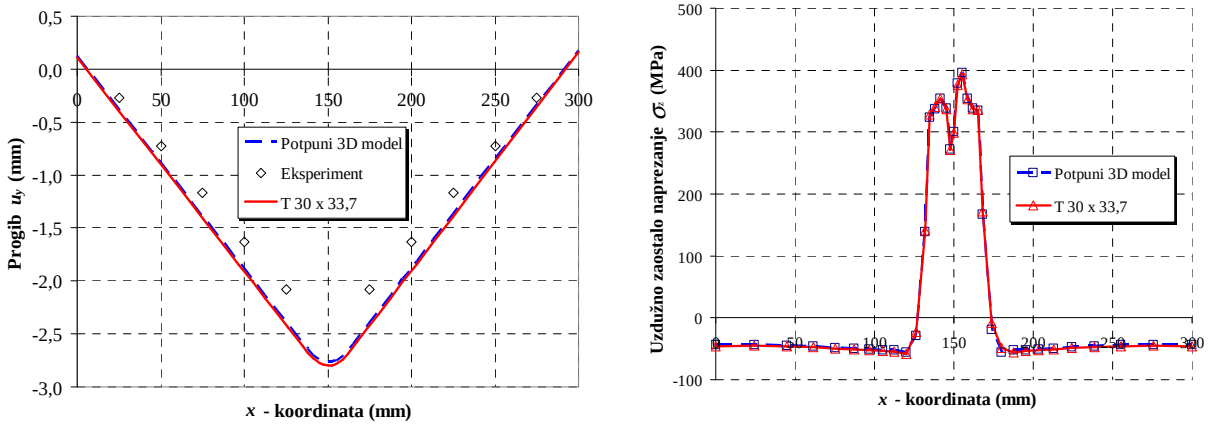
Slika 36. Progibi po srednjoj ravnini horizontalne ploče uzduž linije B-B sa slike 20, nakon zavarivanja i hlađenja na temperaturu okoline



Slika 37. Zaostala naprezanja u pravcu zavarivanja (detalj "A", slika 25)

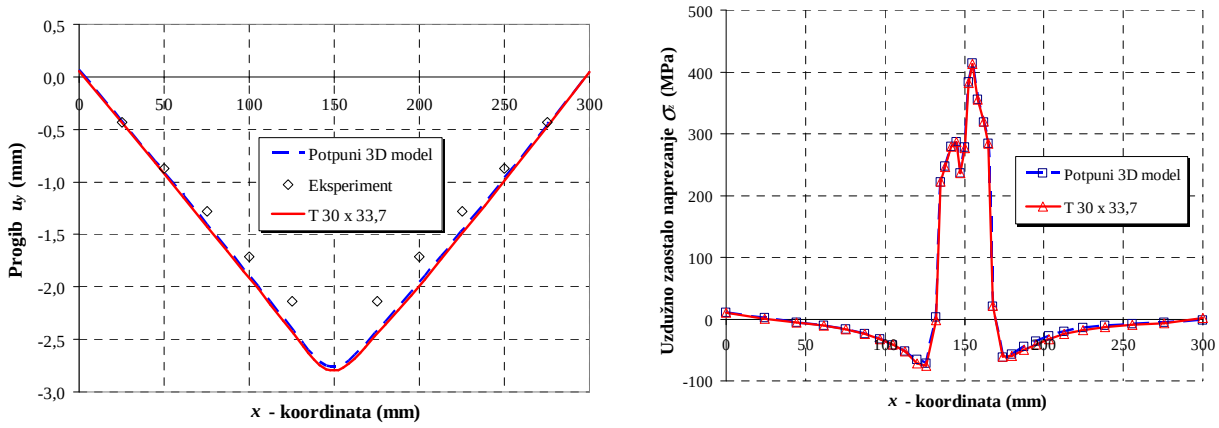
Sa slike 37 je vidljivo da samo kod modela T30 x 33,7 zaostala naprezanja nemaju izražen diskontinuitet na liniji dodira ljuskastih i 3D elemenata. Najveći diskontinuitet pokazuje model T12 x 7, gdje je i najmanji udjel 3D elemenata. Povećanjem udjela 3D elemenata taj diskontinuitet se smanjuje. Izraženi diskontinuitet u naprezanjima na spoju 3D i ljuskastih elemenata javlja se kada je linija dodira preblizu zavara, tj. u zoni velikih gradijenata temperature. Može se zaključiti da progibi kombiniranih modela brže konvergiraju progibu potpunog 3D modela nego što je to slučaj sa zaostalim naprezanjima. Zbog toga se odabir kombiniranog modela koji će imati najmanji potrebni udio 3D elemenata, a da se pri tome ne javljaju diskontinuiteti u progibima i naprezanjima na liniji dodira 3D i ljuskastih elemenata, mora izvršiti prema kriteriju naprezanja. U nastavku ovog poglavlja koristit će se samo numerički rezultati najvećeg kombiniranog modela T30 x 33,7 (t_1 = 30 mm, t_2 = 33,7 mm), kod kojeg su iznosi progiba i zaostalih naprezanja približno jednaki onima kod potpunog 3D modela. Usporedba rezultata progiba u *y* smjeru dobivenih numeričkom simulacijom i eksperimentalno mjerenih pomoću optičkog sustava ARAMIS 4M, uzduž linija B-B, A-A, i C-C sa slike 20, nakon završetka zavarivanja i hlađenja na temperaturu okoline (u ovom slučaju 23 °C) dana je na slikama 38a, 39a i 40a. Kao što se može vidjeti sa slike 20, linija A-A je blizu mjestu početka zavarivanja, B-B je su sredini horizontalne ploče, a C-C je blizu

kraja zavarivanja. Rezultati dobiveni numeričkom simulacijom dobro se podudaraju s eksperimentalnim mjerenjima. Na slici 41 prikazano je polje pomaka za cijeli T-spoj, za potpuni 3D i kombinirani model. Ovdje je također vidljivo da se pomaci dobiveni numeričkom simulacijom dobro podudaraju s eksperimentalnim mjerenjima sustavom ARAMIS 4M (slika 23). U odnosu na široko rasprostranjene ekstenzometre koji mjere deformacije na vrlo maloj površini radnog komada, optički sustavi omogućuju mjerenje pomaka i iz njih izračun deformacija po cijeloj vanjskoj plohi tijela. Osim toga, ovi sustavi ne zahtjevaju temperaturnu kompenzaciju [48] te omogućuju mjerenja blizu zavara. Zaostala naprezanja u smjeru zavarivanja, uzduž linija B-B, A-A i C-C sa slike 20, na gornjoj plohi horizontalne ploče te cjelokupna raspodjela tih naprezanja, nakon završetka zavarivanja i hlađenja na temperaturu okoline, za kombinirani i potpuni 3D model prikazana su na slikama 38b, 39b, 40b i 42. Vidljivo je da vlačna zaostala naprezanja u zavaru mjestimično prelaze granicu tečenja materijala. Udaljavanjem od zavara, vlačna naprezanja se smanjuju na nulu, a zatim prelaze u tlačna. Pri tome je raspodjela zaostalih naprezanja kod potpunog 3D i kombiniranog modela gotovo identična (slika 42).



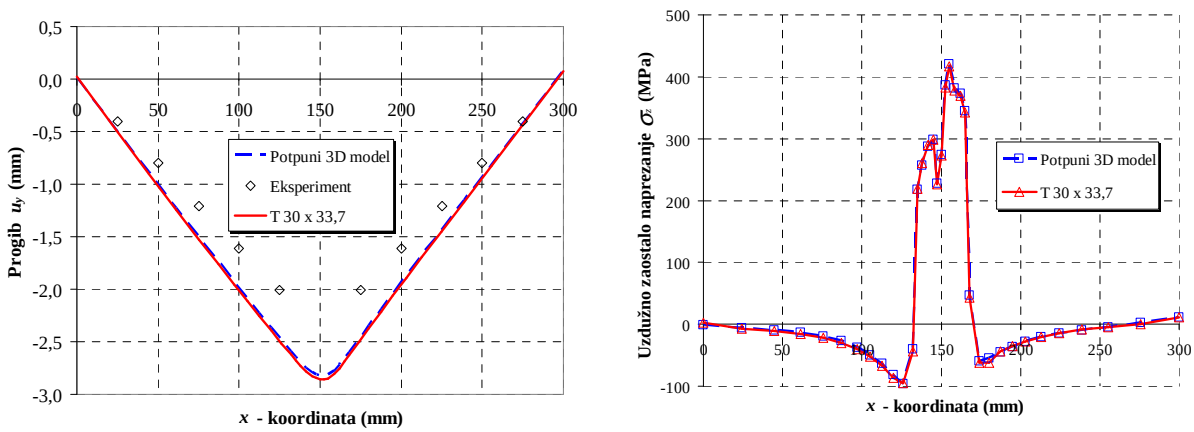
(a) **(b)**

Slika 38. (a) Progibi na srednjoj liniji horizontalne ploče uzduž linije B-B sa slike 20, (b) Zaostala naprezanja uzduž linije B-B sa slike 20



(a) **(b)**

Slika 39. (a) Progibi na srednjoj liniji horizontalne ploče uzduž linije A-A sa slike 20, (b) Zaostala naprezanja uzduž linije A-A sa slike 20

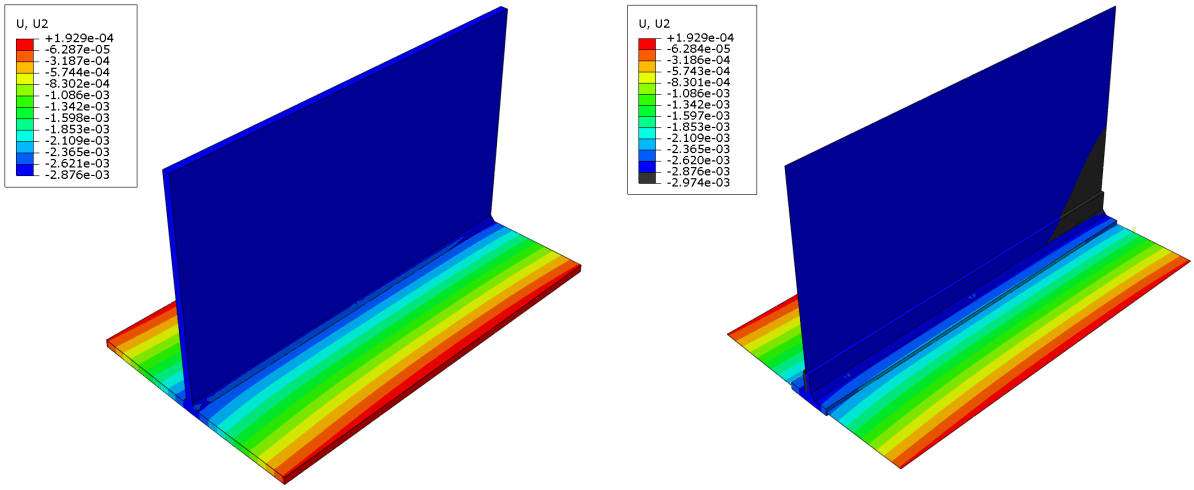


(a) **(b)**

Slika 40. (a) Progibi na srednjoj liniji horizontalne ploče uzduž linije C-C sa slike 20, (b) Zaostala naprezanja uzduž linije C-C sa slike 20

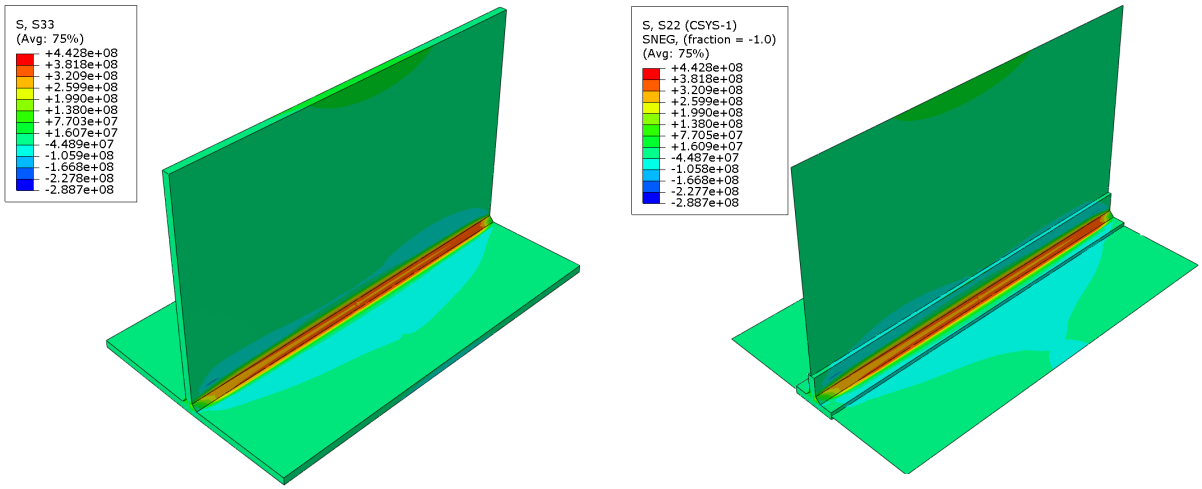
Usporedba rezultata mjerenja zaostalih naprezanja u pravcu zavarivanja s numerički dobivenim vrijednostima prikazana je na slici 43. Vidljivo je da su izmjerena zaostala naprezanja u blizini zavara vlačna, dok udaljavanjem od zone zavara prelaze u tlačna, što je slučaj i kod numeričke simulacije. Odstupanja rezultata mjerenja i numerike mogu se pripisati razlici u raspodjeli temperatura dobivenih mjerenjem i numeričkom simulacijom, budući da je temperaturno polje opterećenje u mehaničkoj analizi. Također, poznato je iz literature da zaostala naprezanja u zavarenim konstrukcijama opadaju s vremenom [85]. To je posebno izraženo za konstrukcije na kojima se nakon zavarivanja uklone mehanički rubni uvjeti. U ovom slučaju mehanički rubni uvjeti, (slika 20), uklonjeni su odmah nakon zavarivanja a zaostala naprezanja su izmjerena 20 dana nakon zavarivanja. Također, jedan od razloga

odstupanja rezultata numeričke simulacije i eksperimentalnog mjerenja mogla bi biti i zaostala naprezanja nastala usljed tehnoloških postupaka izrade ploča te naknadnog rezanja na potrebne dimenzije budući da prije zavarivanja nije proveden postupak njihovog uklanjanja odžarivanjem.



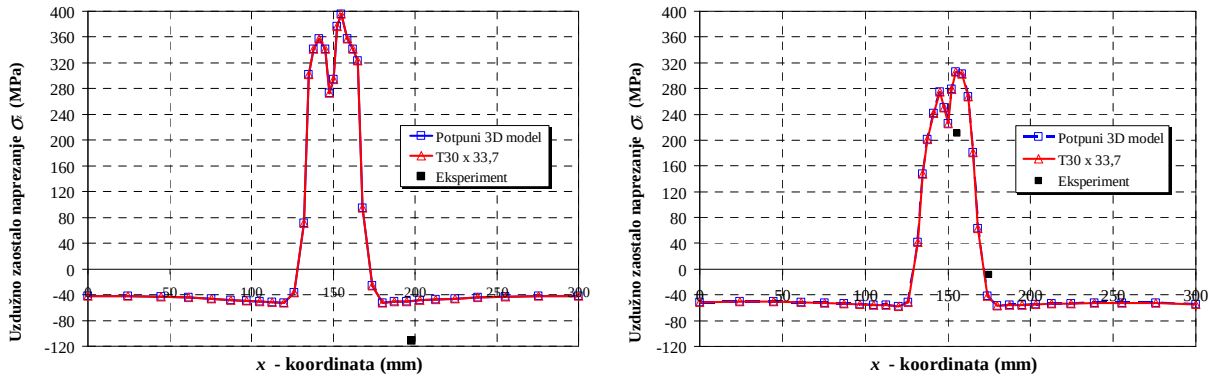
(a) **(b)**

Slika 41. Raspodjela vertikalnih progiba: a) potpuni 3D model, b) kombinirani 3D/ljuskasti model



(a) **(b)**

Slika 42. Polje zaostalih naprezanja: a) potpuni 3D model, b) kombinirani 3D/ljuskasti model



Slika 43. Usporedba eksperimentalno mjerenih zaostalih naprezanja u pravcu zavarivanja i numerički dobivenih vrijednosti: a) na gornjoj plohi horizontalne ploče, b) na donjoj plohi horizontalne ploče

U tablici 4 prikazano je potrebno vrijeme simulacije za potpuni 3D model i kombinirani 3D/ljuskasti model. Vidljivo je da je vrijeme trajanja numeričke simulacije kombiniranim 3D/ljuskastim modelom kraće 42 % u odnosu na potpuni 3D model.

Tablica 4. Potrebno vrijeme simulacije za potpuni 3D model i kombinirani 3D/ljuskasti model

Model	Toplinska analiza CPU/s	Mehanička analiza CPU/s	Ukupno CPU/s
T 30 x 33,7	174678	104238	278916
Potpuni 3D	324332	156763	481095

Sve numeričke simulacije procesa zavarivanja provedene su na Sunovom klaster računalu s tri čvora i ukupno 48 procesora, 32GB RAM i 500 GB prostora na disku.

5.5. Zaključak

U ovom poglavlju provedena je numerička simulacija zavarivanja s pet kombiniranih 3D/ljuskastih modela te s potpunim 3D modelom. Rezultati za temperature, progibe i naprezanja dobiveni s kombiniranim modelima uspoređeni su s pripadnim rezultatima određenim s potpunim 3D referentnim modelom. Pritom je eksperimentalna validacija temperatura provedena simultanim mjerenjem pomoću IC kamere i termoparova. Validacija progiba ploča provedena je optičkim mjerenjima pomoću sustava ARAMIS, a zaostalih naprezanja metodom zabušivanja rupica te se može zaključiti sljedeće:

- Veličina 3D podmodela kod 3D/ljuskastog modela nema znatniji utjecaj na raspodjelu temperatura.
- Utjecaj veličine 3D podmodela na raspodjelu pomaka i zaostalih naprezanja kod kombiniranog 3D/ljuskastog modela je vrlo bitan. Konvergencija progiba kombiniranog i potpunog 3D modela postiže se pri veličini 3D podmodela od dvije debljine ploče ($t_1 = 2d$), dok se konvergencija zaostalih naprezanja postiže kod tri debljine ploče ($t_1 = 3d$). Stoga se udio 3D modela u kombiniranom 3D/ljuskastom modelu mora odabrati prema kriteriju naprezanja.
- Primjena kombiniranog 3D/ljuskastog modela doprinosi znatnoj uštedi vremena u numeričkoj simulaciji zavarivanja (otprilike 42 % u analiziranom slučaju) te je ovakav način modeliranja naročito primjenljiv kod složenijih konstrukcijskih komponenata.
- Rezultati numeričkih simulacija raspodjele temperatura dobro se podudaraju s rezultatima mjerenja IC kamerom i termoparovima.
- Rezultati numeričkih simulacija raspodjele pomaka dobro se podudaraju s rezultatima mjerenja optičkim sustavom ARAMIS.
- Rezultati numeričkih simulacija raspodjele zaostalih naprezanja dobro se podudaraju s rezultatima mjerenja metodom zabušivanja rupica.

6
Pojednostavljeni materijalni model

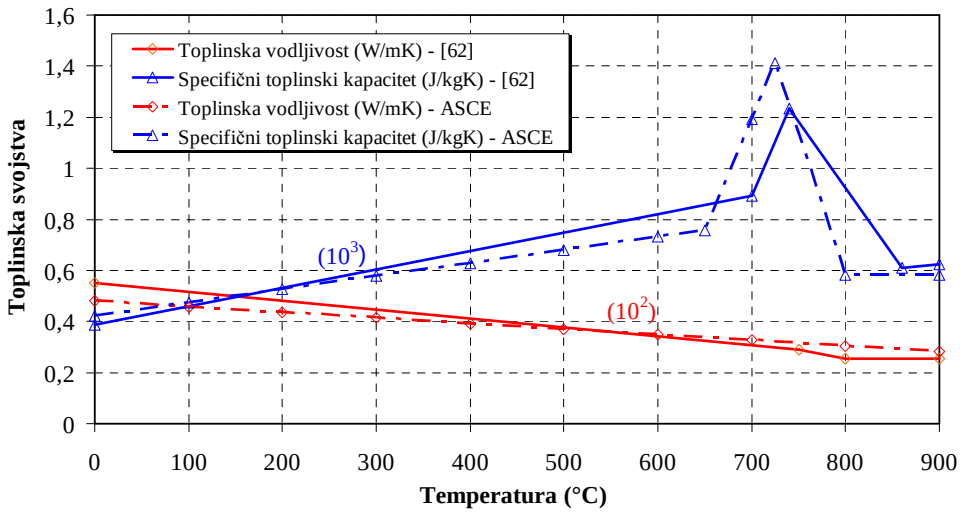
6.1. Uvod

Ugljični čelici su zbog niske cijene najčešće primjenjivani čelici u strojarstvu, brodogradnji, petrokemijskoj industriji, građevinskim konstrukcijama i sl. te u ukupnom udjelu čine udio oko 90 % sveukupne svjetske proizvodnje čelika [86]. Zavarivanje tih čelika najčešće se provodi fuzijskim postupcima čime se unosi velika količina topline što dovodi do lokalnog taljenja materijala uz dodavanje rastaljenog metala elektrodne žice. Neizbježne i štetne posljedice toga su da se uslijed naglog hlađenja u materijalu javljaju zaostala naprezanja i trajne deformacije uz mikrostrukturne promjene u zoni zavarenog spoja. U slučaju pojave pukotine u materijalu, vlačna zaostala naprezanja u kombinaciji s radnim opterećenjem pospješuju njen rast i vode smanjenju radnog vijeka konstrukcije [87-90]. Deformiranje konstrukcije uslijed zavarivanja dovodi do promjena njenih dimenzija što uzrokuje probleme u postupku montaže. Otklanjanje posljedica fuzijskog zavarivanja je dosta složeno i iziskuje dodatne financijske troškove. Kako bi se navedene posljedice umanjile nužno je poznavanje stanja zaostalih naprezanja i deformacija u konstrukciji još u fazi projektiranja. Kao što je već ranije rečeno, točnost numeričkih simulacija je direktno uvjetovana poznavanjem toplinskih i mehaničkih svojstava materijala, od sobne temperature pa sve do temperature taljenja. Budući da su podaci o temperaturno ovisnim svojstvima materijala često teško dostupni ili potpuno nedostupni, nužna su alternativna rješenja. Zhu i Chao [31] su na primjeru sučeono zavarenih aluminijskih ploča utvrdili da se sa zadovoljavajućom točnošću sva toplinska i mehanička svojstva mogu uzeti na sobnoj temperaturi, izuzev granice tečenja materijala koja se mora uzeti temperaturno ovisnom. Heinze i ostali [91] su za sučeono zavarene čelične ploče zaključili da deformacije ploča jako ovise o toplinskoj vodljivosti, modelu toplinskog toka te obliku zavara. Armentani i ostali [92] su također na modelu sučeono zavarenih ploča utvrdili da u području bliskom zavaru stanje zaostalih naprezanja znatno ovisi o koeficijentu toplinske vodljivosti. Bhatti i ostali [93] su na složenijoj konstrukciji u obliku T-spoja također utvrdili da se sva svojstva materijala osim granice tečenja mogu uzeti na sobnoj temperaturi, ali samo

za izračun polja naprezanja. Za proračun kutnih deformacija nužno je još poznavati ovisnost toplinskog kapaciteta i koeficijenta toplinske rastezljivosti materijala o temperaturi. Spomenuta istraživanja temelje se na principu da se jedno ili više svojstava materijala uzme konstantnim dok se ostala svojstva nužna za numeričku simulaciju uzimaju ovisna o temperaturi. S druge strane, iz literature je poznato da se toplinska i mehanička svojstva ugljičnih čelika mogu dobiti aproksimacijskim polinomima. Njihova primjena je česta u građevinarstvu kod projektiranja konstrukcija izloženih požaru [32]. Vrijednosti dobivene takvim izrazima su približne i primjenljive su na cijelu grupu ugljičnih čelika. U numeričkim simulacijama procesa zavarivanja aproksimacijski polinomi se vrlo rijetko primjenjuju te su ograničenja njihove primjenjivosti nedovoljno istražena. U inženjerskoj praksi su uobičajena dva standarda kojima su definirani aproksimacijski polinomi za toplinska i mehanička svojstva ugljičnih čelika: europski EC3 [94] i američki standard definiran ASCE manualom [95]. U ovom poglavlju je istražena mogućnost primjene aproksimacijskih polinoma definiranih prema ASCE manualu. Pri tome je analiziran potpuni trodimenzijski model T-spoja iz prethodnog poglavlja, uz iste uvjete zavarivanja te toplinske i mehaničke rubne uvjete.

6.2. Svojstva ugljičnih čelika prema ASCE manualu

Usporedba promjene toplinske vodljivosti i specifičnog toplinskog kapaciteta s temperaturom definiranih prema polinomima ASCE manuala iz tablice 5 i stvarnih vrijednosti ugljičnog čelika S355JR prikazana je na slici 44. Iz oba slučaja je vidljivo da toplinska vodljivost opada s porastom temperature. Za razliku od toplinske vodljivosti, specifični toplinski kapacitet raste sve do temperature fazne transformacije iz feritno-perlitne kristalne strukture u austenitnu pri čemu se akumulira značajna količina energije. Nakon fazne promjene dolazi do pada specifičnog toplinskog kapaciteta. Podaci o eksperimentalnim mjerenjima toplinske vodljivosti i specifičnog toplinskog kapaciteta za ugljične čelike mogu se naći u [96]. Iz navednog se može zaključiti da uz manja odstupanja, aproksimacijski polinomi ASCE manuala, iako definirani za cijelu grupu ugljičnih čelika daju prihvatljive vrijednosti toplinske vodljivosti i specifičnog toplinskog kapaciteta za čelik S355JR.



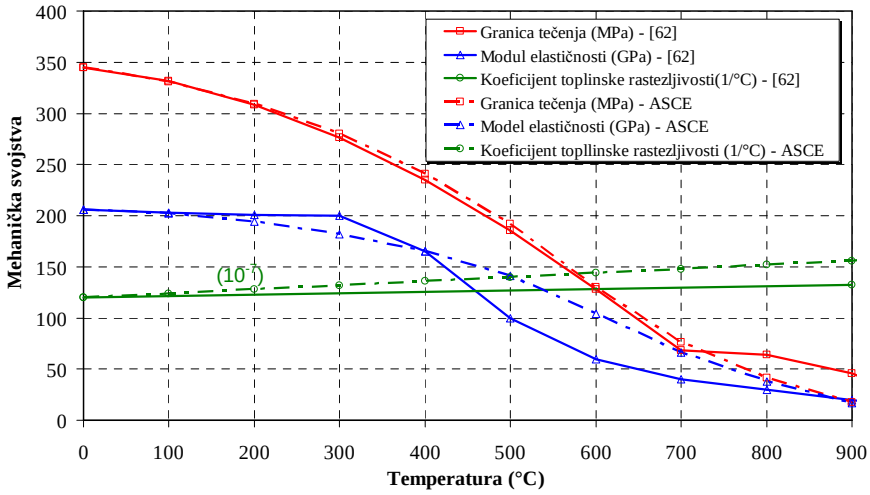
Slika 44. Usporedba stvarnih toplinskih svojstava čelika S355JR [62] i toplinskih svojstava prema ASCE manualu

Tablica 5. Toplinska svojstva ugljičnih čelika prema ASCE manualu

Toplinska vodljivost (W/mK)	Za $T \leq 900$ °C: $k = -0{,}022T + 48$. Za $T > 900$ °C: $k = 28{,}2$.	(58)
Specifični toplinski kapacitet (J/kgK)	Za $T \leq 650$ °C: $C = \frac{(0{,}004T + 3{,}3) \cdot 10^6}{\rho}$. Za 650 °C < T ≤ 725 °C: $C = \frac{(0{,}068T + 38{,}3) \cdot 10^6}{\rho}$. Za 725 °C < T ≤ 800 °C: $C = \frac{(0{,}086T + 73{,}35) \cdot 10^6}{\rho}$. Za $T > 800$ °C: $C = \frac{4{,}55 \cdot 10^6}{\rho}$, pri čemu je ρ gustoća materijala (kg/m^3)	(59)

Na slici 45 prikazana je usporedba promjene stvarne granice tečenja s temperaturom za analizirani čelik S355JR i granice tečenja definirane ASCE manualom određenom prema tablici 6. Vidljivo da granica tečenja opada s porastom temperature te da su razlike između stvarne vrijednosti granice tečenja i one definirane ASCE manualom zanemarive. Modul elastičnosti također opada s porastom temperature, a usporedba rezultata dobivenih primjenom formula ASCE manuala sa stvarnim vrijednostima pokazuje veća odstupanja nego

što je to slučaj s granicom tečenja. To je posebno izraženo na temperaturama između 400 °C i 800 °C. Stvarni koeficijent toplinske rastezljivosti blago raste s porastom temperature što je slučaj i kod ASCE manuala. Pri tome njegove stvarne vrijednosti nešto su veće nego što daje ASCE manual. Podaci o eksperimentalnim istraživanjima modula elastičnosti, koeficijenta toplinske rastezljivosti i granice tečenja za ugljične čelike mogu se naći u [97].



Slika 45. Usporedba stvarnih mehaničkih svojstava čelika S355JR [62] i mehaničkih svojstava prema ASCE manualu

Tablica 6. Mehanička svojstva ugljičnih čelika prema ASCE manualu

Koeficijent toplinske rastezljivosti (1/°C)	Za $T < 1000$ °C: $\mu = (-0{,}004T + 12) \cdot 10^{-6}$. Za $T \geq 1000$ °C: $\mu = 16 \cdot 10^{-6}$.	(60)
Modul elastičnosti (GPa)	Za $T \leq 600$ °C: $E_T = E_{20°C} \cdot \left[1{,}0 + \dfrac{T}{c_9 \cdot \ln\left(\dfrac{T}{c_{10}}\right)} \right]$. Za $T > 600$ °C: $E_T = E_{20°C} \cdot \left(\dfrac{c_{11} - c_{12}T}{T - c_{13}} \right)$.	(61)
Granica tečenja (MPa)	Za $T \leq 600$ °C: $\sigma_T = \sigma_{T\,20°C} \cdot \left[1{,}0 + \dfrac{T}{c_4 \cdot \ln\left(\dfrac{T}{c_5}\right)} \right]$. Za $T > 600$ °C: $\sigma_T = \sigma_{T\,20°C} \cdot \left(\dfrac{c_6 - c_7T}{T - c_8} \right)$.	(62)

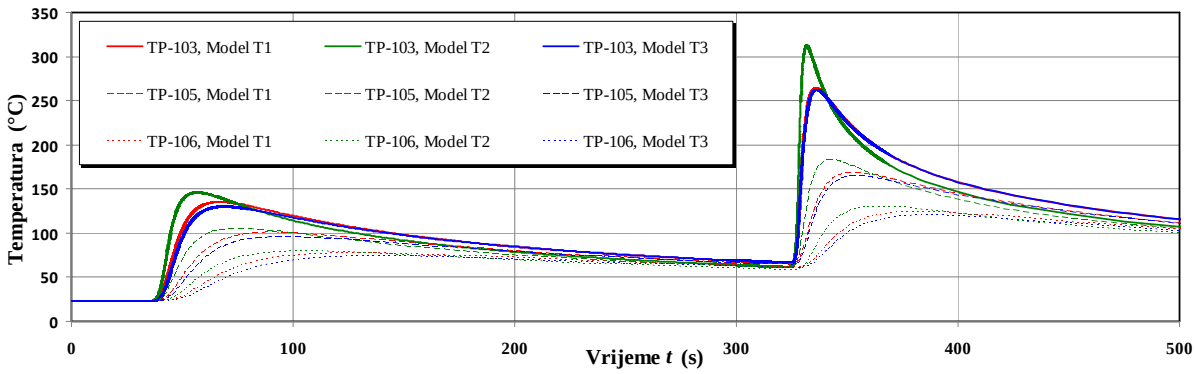
pri čemu su koeficijenti:	c_4 = 900, c_5 = 1750, c_6 = 340, c_7 = 0.34, c_8 = 240, c_9 = 2000, c_{10} = 1100, c_{11} = 690, c_{12} = 0,69, c_{13} = 53,5.	

6.3. Utjecaj pojednostavljenja svojstava materijala na polje temperatura

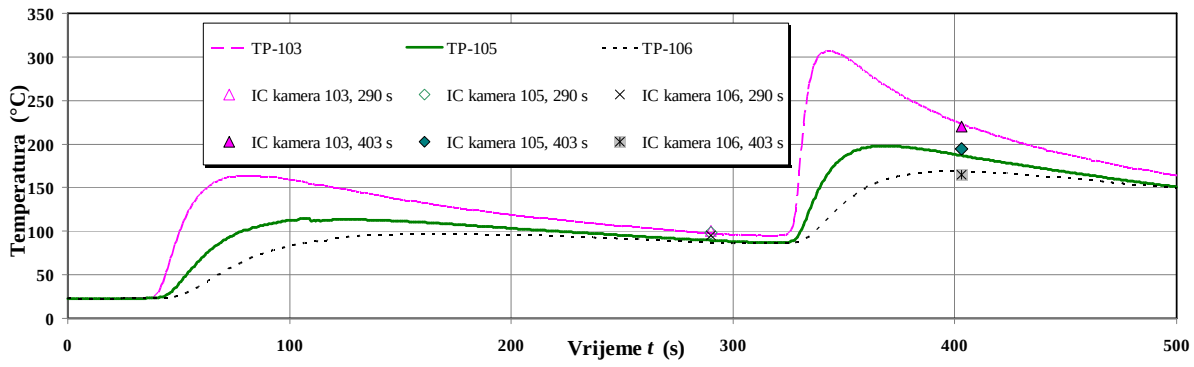
Analilizirana su dva slučaja pojednostavljenja materijala (slučaj I i slučaj II) te su uspoređena s referentnim modelom u kojem su korištena stvarna toplinska i mehanička svojstva materijala. Pri tome su u toplinskoj analizi korišteni sljedeći modeli:

- *Model T1:* model sa stvarnim toplinskim svojstvima.
- *Model T2:* model s toplinskim svojstvima uzetim konstantnim na sobnoj temperaturi.
- *Model T3:* model u kojem su toplinska svojstva izračunata pomoću aproksimacijskih polinoma iz ASCE manuala.

Pod toplinskim svojstvima materijala ovdje se smatraju specifični toplinski kapacitet, koeficijent toplinske vodljivosti te gustoća materijala. Gustoća materijala za sva tri modela je uzeta s vrijednošću na sobnoj temperaturi u iznosu od 7850 kg/m^3 i smatrana je temperaturno neovisnom u numeričkoj simulaciji zavarivanja. Na slici 46 prikazana je vremenska promjena temperatura sva tri modela na mjestima termoparova TP-103, TP-105 i TP-106 dobivena numeričkom simulacijom zavarivanja T-spoja, dok su na slici 47 prikazani rezultati eksperimentalnih mjerenja temperatura na istim mjestima.

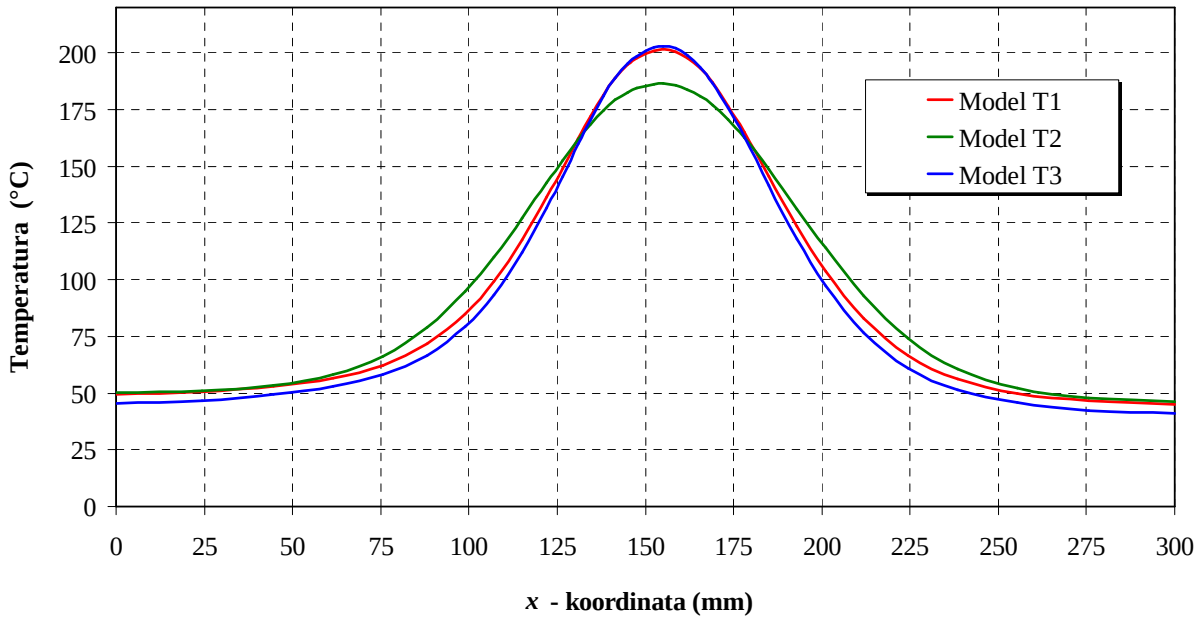


Slika 46. Vremenska promjena temperatura toplinskih modela T1, T2 i T3 na mjestima termoparova TP-103, TP-105 i TP-106



Slika 47. Vremenska promjena temperatura dobivena eksperimentalnim mjerenjem

Vidljivo je da je razlika u vremenskoj promjeni temperature između modela T1 i T3 zanemariva. Model T2 ima više temperature od modela T1 i T3 u trenutku prolaska elektrode pored mjernog mjesta jer ima znatno manji specifični toplinski kapacitet u odnosu na ostala dva modela. Slika 48 pokazuje temperaturni profil u trenutku 365 s nakon početka zavarivanja tj. odmah nakon završetka zavarivanja druge strane T-spoja.



Slika 48. Usporedba temperatura toplinskih modela T1, T2 i T3 po srednjoj plohi donje ploče linijom B-B (slika 20), 365 s nakon početka zavarivanja

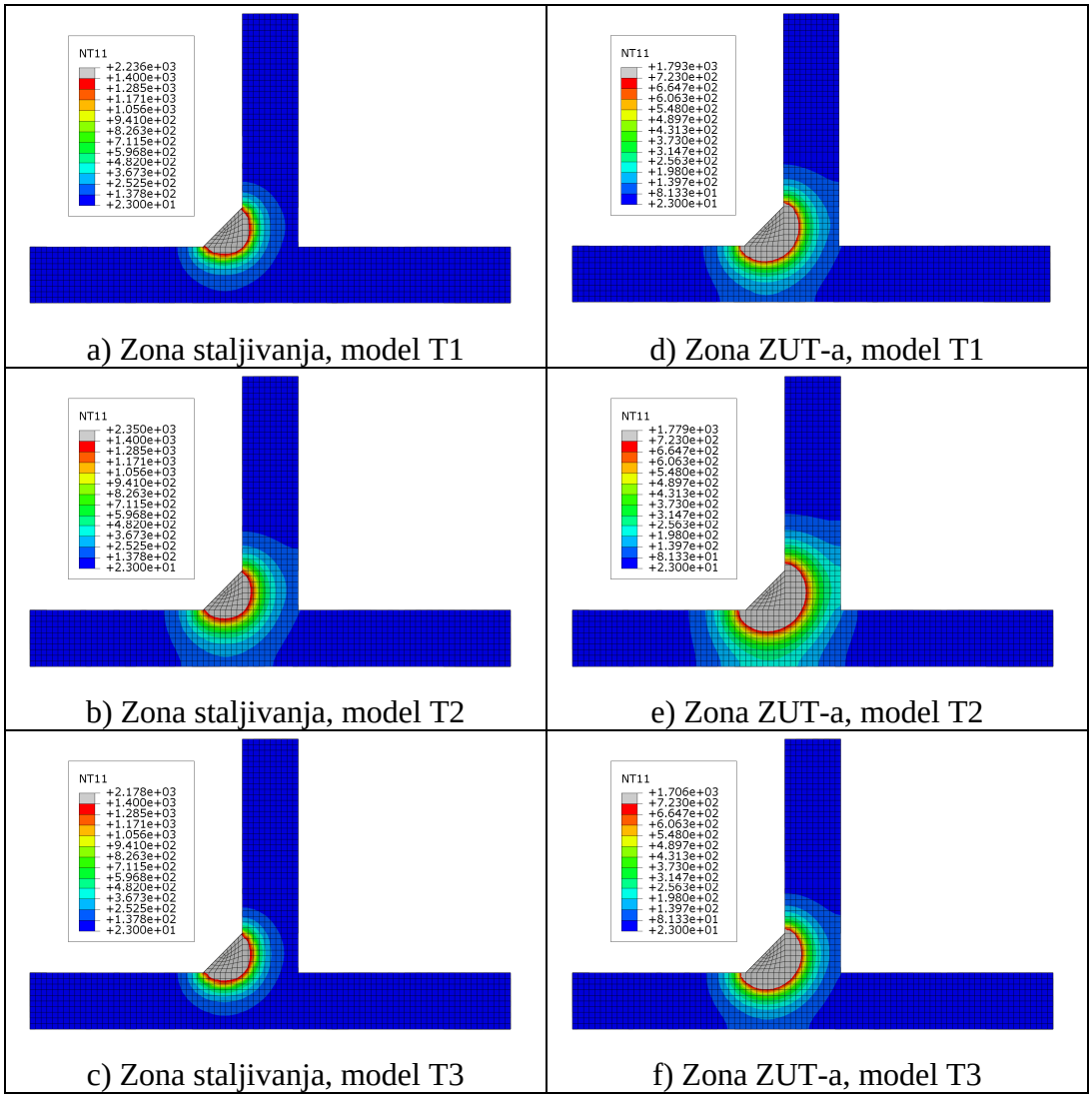
Opet je vidljivo da modeli T1 i T3 daju gotovo iste vrijednosti dok model T2 pokazuje veće odstupanje u iznosu temperatura u odnosu na druga dva modela. Primjetno je da zbog većeg koeficijenta toplinske vodljivosti u zoni zavara i njegovoj blizini temperatura modela T2 niža od ostala dva modela zbog bržeg provođenja topline prema rubovima ploča. Opći zaključak je

da modeliranje toplinskih svojstava materijala prema ASCE manualu daje gotovo identične rezultate temperaturnog polja kao i za slučaj modeliranja sa stvarnim vrijednostima. Nasuprot tome, model T2 u kojem se u procesu zavarivanja vrijednosti specifičnog toplinskog kapaciteta i toplinske vodljivosti uzimaju na sobnoj temperaturi i smatraju temperaturno neovisnima, daje veća odstupanja u odnosu na model T1 koji koristi stvarna toplinska svojstva.

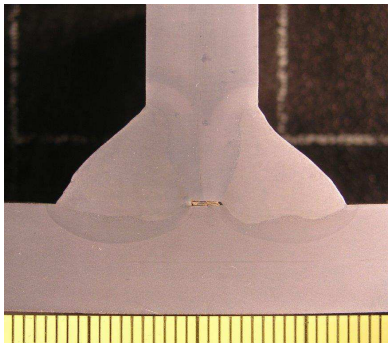
6.4. Utjecaj pojednostavljenja svojstava materijala na zonu staljivanja i zonu ZUT-a

Utjecaj pojednostavljenja toplinskih svojstava materijala na zonu staljivanja i zonu utjecaja topline prikazan je na slici 49. Za što realniju numeričku simulaciju raspodjele temperatura korištena je tehnika podmodeliranja [28,53] koja se temelji se na prijelazu s globalnog modela na lokalni podmodel koji je diskretiziran gušćom mrežom elemenata, a obuhvaća područje od posebnog interesa. Podmodeliranje je provedeno na malom području T-modela, pri prvom prolazu elektrode kada je ona na sredini ploče. Pojednostavljivanje svojstava materijala korišteno u modelima T2 i T3 nema znatnijeg utjecaja na zonu staljivanja materijala (slike 49b i 49c) tako da se ovi modeli dobro poklapaju s referentnim modelom T1 (slika 49a). Kao linija zone staljivanja uzeta je temperatura taljenja čelika S355JR u iznosu od 1400 °C a kao linija ZUT-a pretpostavljena je temperatura 723 °C [64]. Razlika u veličini ZUT-a između modela T1 i T3 je neznatna (slike 49d i 49f), što je i očekivano, budući da su im temperaturna polja (slike 46 i 48) u svakom trenutku vremena i na svakom mjestu gotovo identična. Model T2 ima znatno širu zonu utjecaja topline (slika 49e) zbog većeg koeficijenta toplinske vodljivosti u odnosu na modele T1 i T3. Veličina zone ZUT-a je vrlo bitna jer u tome području dolazi do promjena mehaničkih svojstava materijala što je posebno važno u slučaju pojave pukotina. Eksperimentalna mjerenja zone staljivanja i zone ZUT-a prikazana su na slici 50. Iz slika 49 i 50 može se zaključiti da se rezultati dobiveni numeričkim simulacijama dobro podudaraju s eksperimentalnim mjerenjima. Djelomična odstupanja eksperimentalno mjerenih zona staljivanja i ZUT-a u odnosu na numerički dobivene vrijednosti mogu se pripisati činjenici da je električni luk dinamička pojava čiji smjer i intenzitet ovise o nizu fenomena (magnetsko puhanje, odstupanje plinske mješavine od idealnog omjera, stupanj disocijacije i ionizacije zaštitnog plina, trajektorija i način prijenosa metala u električnom luku) kao i činjenica da između horizontalne i vertikalne ploče postoji raspor koji utječe na ponašanje i usmjerenost električnog luka. Ako se tome doda gibanje rastaljenog metala u zoni

zavarivanja onda je razvidno da je stvaran proces u nizu faktora prekompleksan da bi ga bilo moguće u potpunosti obuhvatiti numeričkim modelom.



Slika 49. Zone staljivanja i ZUT-a modela T1, T2 i T3 , - numerička simulacija



Slika 50. Makroizbrusak obostranog kutnog zavara na T spoju - eksperimentalno mjerenje zona staljivanja i ZUT-a

6.5. Utjecaj pojednostavljenja svojstava materijala na progibe ploče

U okviru istraživanja analizirani su modeli M1, M2a, M2b i M3 pri čemu su:

- *M1 model:* model sa stvarnim mehaničkim svojstvima. Pri tome se kao ulazno toplinsko opterećenje koristi temperaturno polje modela T1.
- *M2a model:* model s mehaničkim svojstvima uzetim kao konstantnim vrijednostima na sobnoj temperaturi izuzev granice tečenja koja je uzeta u ovisnosti o temperaturi. Pri tome je korištena stvarna granica tečenja materijala S355JR. Kao ulazno toplinsko opterećenje korišteno je temperaturno polje modela T2.
- *M2b model:* model sa mehaničkim svojstvima uzetim kao konstantnim vrijednostima na sobnoj temperaturi izuzev granice tečenja koja je uzeta u ovisnosti o temperaturi. Granica tečenja materijala je određena prema ASCE manualu. Kao ulazno toplinsko opterećenje korišteno je temperaturno polje modela T2.
- *M3 model*: gdje su mehanička svojstva izračunata pomoću aproksimacijskih polinoma iz ASCE manuala. Kao ulazno toplinsko opterećenje korišteno je temperaturno polje modela T3.

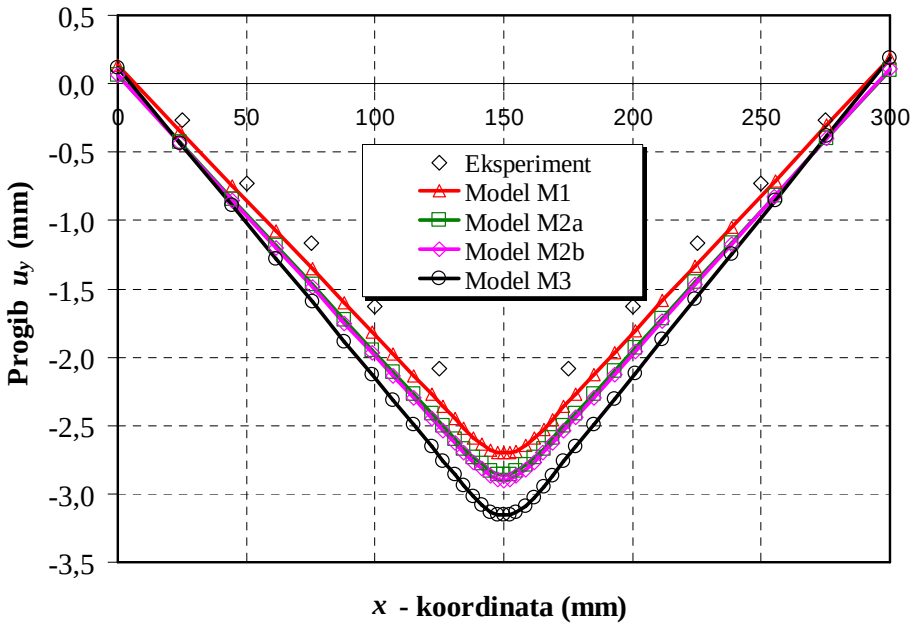
Analizirani slučajevi pojednostavljenja materijala te korišteni toplinski i mehanički modeli za sažeto su prikazani u tablici 7.

Tablica 7. Analizirani slučajevi pojednostavljenja materijala te korišteni toplinski i mehanički modeli

Analizirani slučajevi:	Toplinski model:	Mehanički model:
Referentni slučaj	T1	M1
Slučaj I	T2	M2a, M2b
Slučaj II	T3	M3

Pod mehaničkim svojstvima materijala smatrani su modul elastičnosti, koeficijent toplinske rastezljivosti, granica tečenja materijala te Poissonov faktor. Kod sva četiri mehanička modela Poissonov faktor je uzet u iznosu od 0,3 i smatran je temperaturno neovisnim. Na slici 51 prikazani su progibi horizontalne ploče sva četiri analizirana modela te rezultati eksperimentalnih mjerenja. Vidljivo je da su progibi modela M1, računati po srednjoj plohi horizontalne ploče linijom B-B sa slike 20, najbliži rezultatima eksperimentalnih mjerenja. Kao što je rečeno, model M1 ima za pretpostavku poznavanje svih toplinskih i mehaničkih

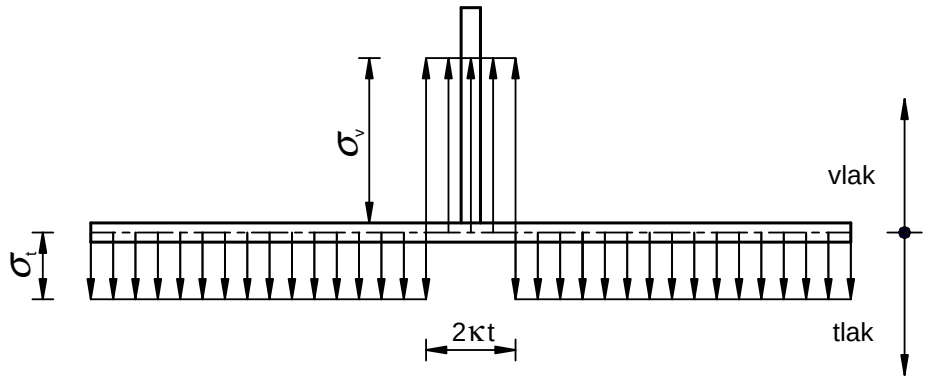
svojstava materijala na povišenim temperaturama. Ovaj slučaj je rijedak u inženjerskoj praksi i smatran je kao referentni za ocjenu modela M2a, M2b i M3. Modeli M2a i M2b, imaju sva ista mehanička svojstva osim granice tečenja. Model M2a koristi stvarnu granicu tečenja materijala dok je kod modela M2b granica tečenja računata prema ASCE manualu. Budući da se stvarne vrijednosti granice tečenja čelika S355JR vrlo malo razlikuju od onih dobivenih ASCE manualom, progibi modela M2a i M2b su gotovo jednaki. Oba modela daju nešto lošiji rezultat u odnosu na referentni M1 model. Kako je za model M2b moguće uzeti sva toplinska i mehanička svojstva na sobnoj temperaturi, što je u većini slučajeva komercijalno dostupno, a granicu tečenja izračunati pomoću formula iz ASCE manuala, ovaj model je vrlo pogodan za inženjersku primjenu. Model M3 je pogodan za korištenje kada su svojstva materijala na povišenim temperaturama potpuno nepoznata, tj. poznato je samo da je materijal iz grupe ugljičnih čelika. Usporedbom progiba horizontalne ploče referentnog modela M1 i modela M3, uočljivo je da su oni kod modela M3 veći. Iako oba modela imaju gotovo ista toplinska opterećenja (T1 i T3) i granice tečenja materijala, razlika u progibima je znatna. Jedina razlika modela M1 i M3 je u modeliranju modula elastičnosti i koeficijenta toplinske rastezljivosti. Ukoliko se u modelu M3, koeficijent toplinske rastezljivosti definiran prema ASCE manualu, zamijeni stvarnim iz modela M1, razlika u progibima se gubi. Zamjena modula elastičnosti u modelu M3 onim iz modela M1 ne smanjuje razliku u progibima. Iz navedenog se može zaključiti da je utjecaj koeficijenta toplinske rastezljivosti na progibe znatan.



Slika 51. Progibi horizontalne ploče po srednjoj plohi za modele M1, M2a, M2b i M3 linijom B-B sa slike 20

6.6. Utjecaj pojednostavljenja svojstava materijala na polje zaostalih naprezanja

Na slici 53 prikazana je usporedba profila zaostalih naprezanja u smjeru zavarivanja na srednjoj plohi horizontalne ploče linijom B-B sa slike 20. Kao referentno rješenje uzeto je analitičko rješenje Faulknera [98] prikazano na slici 52.

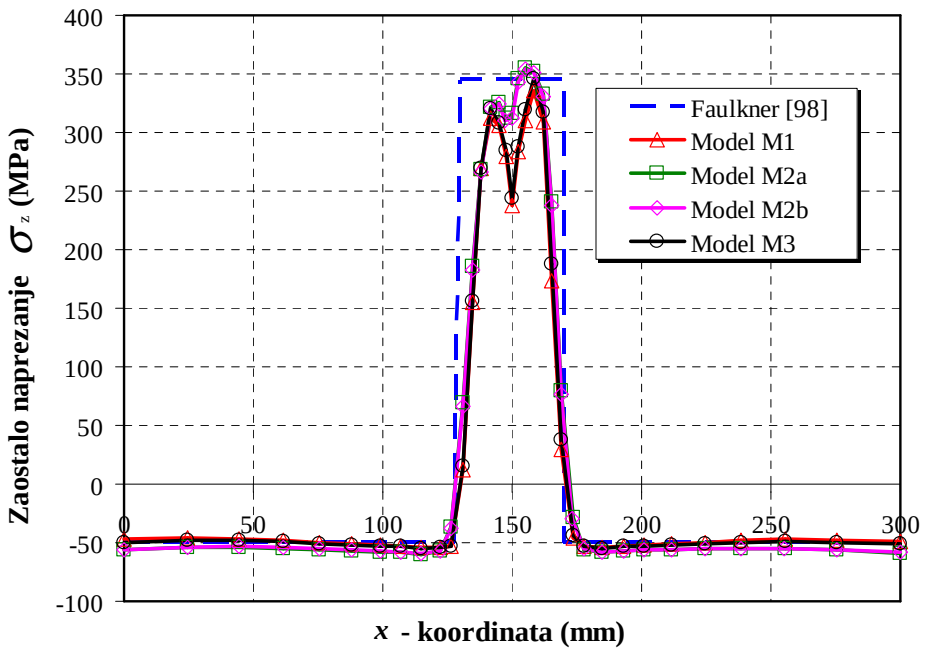


Slika 52. Profil zaostalih naprezanja u smjeru zavarivana prema analitičkom rješenju Faulknera [98]

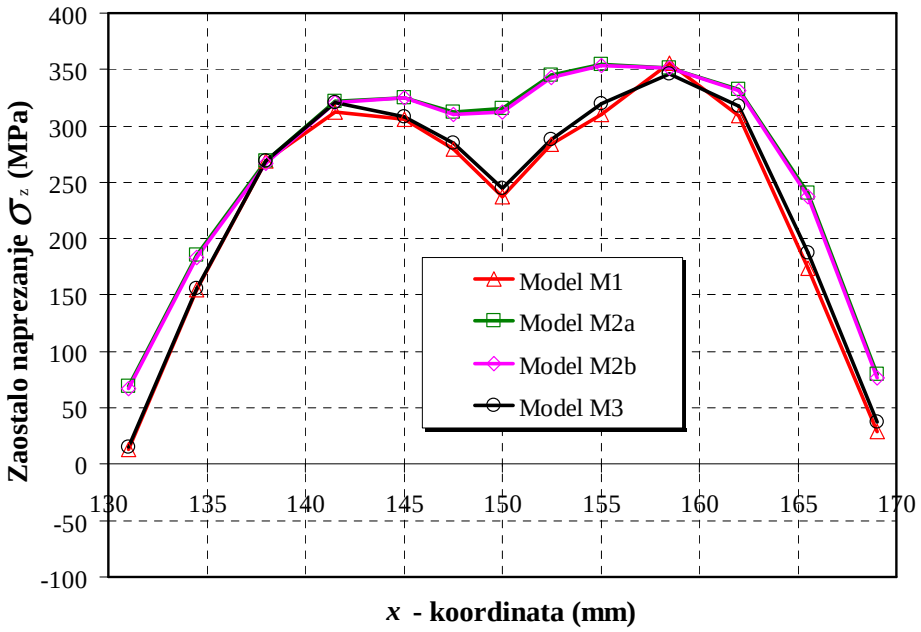
Maksimalno zaostalo naprezanje u smjeru zavarivanja je vlačno i jednako je granici tečenja materijala na sobnoj temperaturi, dok se iznos tlačnih naprezanja dobiva iz izraza:

$$\sigma_t = \frac{2\kappa\sigma_{\mathrm{T20°C}}}{b/t - 2\kappa} \tag{63}$$

pri čemu je b širina horizontalne ploče (mm), a t debljina horizontalne ploče (mm). Širina zone vlačnih naprezanja referentnog modela iznosi cca. 40 mm i preuzeta je iz numeričkog modela M1, te u tom slučaju faktor κ iznosi približno 2,0 što odgovara ranijim istraživanjima na sličnim modelima [12]. Tlačna naprezanja dobivena analitičkim rješenjem (63) iznose -50 MPa i dobro se podudaraju s rezultatima numeričkih simulacija. Globalno gledano profili zaostalih naprezanja modela M1, M2a, M2b i M3 su vrlo slični i dobro se poklapaju s analitičkim rješenjem. Međutim, lokalne razlike u iznosima zaostalih naprezanja mogu biti znatne. To je posebno izražajno u samom zavaru i njegovoj blizini gdje modeli M2a i M2b daju viša naprezanja u odnosu na referentni model M1. Detaljniji profil zaostalih naprezanja u blizini zavara dan je na slici 54. Podalje od zone zavara, raspodjela zaostalih naprezanja u pravcu zavarivanja je gotovo identična kod sva četiri analizirana modela, ukoliko se promatraju naprezanja na srednjoj plohi horizontalne ploče.



Slika 53. Naprezanja u smjeru zavarivanja na horizontalnoj ploči po srednjoj plohi za modele M1, M2a, M2b i M3 linijom B-B sa slike 20



Slika 54. Naprezanja u smjeru zavarivanja u blizini zavara na horizontalnoj ploči po srednjoj plohi za modele M1, M2a, M2b i M3 linijom B-B sa slike 20

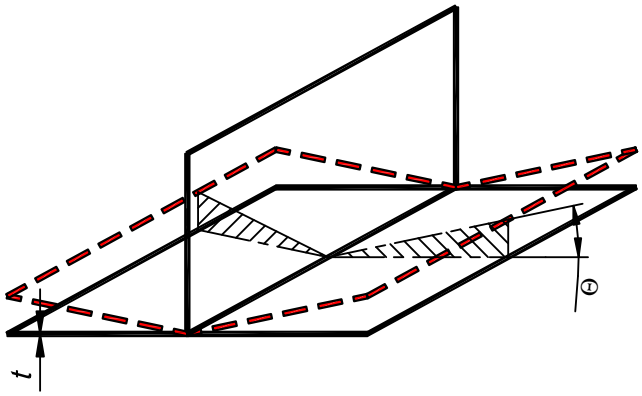
6.7. Usporedba progiba dobivenih pomoću MKE i pomoću analitičkih rješenja

U literaturi postoje i brojni analitički izrazi za izračun progiba horizontalne ploče T-spoja koji se temelje na izračunu njenog kuta zakreta uslijed zavarivanja (slika 55) kao npr.:

Rješenje Uede [99]:

$$\theta = -0{,}36\left(\frac{I}{t\sqrt{vt}}10^{-3}\right)\times\exp\left(-2{,}8\frac{I}{t\sqrt{vt}}10^{-3}\right), \tag{64}$$

pri čemu je I jačina struje (A), v je brzina zavarivanja u (cm/s), t je debljina horizontalne ploče (cm), a iznos kuta θ je u radijanima.



Slika 55. Progib donje ploče zavarenog T-spoja

Rješenje Leeja [100] je dano u obliku

$$\theta = -1{,}2427\, p_{heat}^{1{,}8493} e^{-0{,}165\, pheat}, \tag{65}$$

pri čemu je

$$p_{\text{heat}} = \frac{q_{\text{cal}}}{t^{1{,}5}}. \tag{66}$$

U navedenom izrazu q_{cal} je unešena energija zavarivanjem u cal/m, a t je debljina ploče u mm.

Rješenje Whitea [101] dano je u obliku

$$\theta = 0{,}22\frac{Q}{vt^2}\frac{\pi}{180}, \tag{67}$$

pri čemu je Q toplina u W unešena zavarivanjem, v je brzina zavarivanja u mm/s a t je debljina horizontalne ploče u mm.

Rješenje Okerbloma [102] dano je u obliku

$$\theta = -64 \times 10^{-3} \left(\frac{m}{t} \right)^2 , \tag{68}$$

pri čemu je m širina zavara, a t debljina horizontalne ploče.

U navedenim izrazima kut θ izražen je u radijanima te se iz njega dobivaju progibi horizontalne ploče koji su dani u tablici 8 gdje je prikazana usporedba analitičkih, numeričkih i eksperimentalnih rezultata mjerenja linijom B-B sa slike 20, na neutralnoj ravnini horizontalne ploče.

Tablica 8. Usporedba progiba horizontalne ploče dobivenih analitičkim postupkom s MKE i eksperimentalnim mjerenjem

MKE, model M1	2,70	mm
MKE, model M2a	2,86	mm
MKE, model M2b	2,90	mm
MKE, model M3	3,15	mm
Eksperiment	2,50	mm
Analitički (Ueda)	3,65	mm
Analitički (Lee)	2,23	mm
Analitički (White)	5,61	mm
Analitički (Okerblom)	4,71	mm

Točka u kojoj su eksperimentalno mjereni progibi (x = 150, y = 0, z = 250, slika 20), bila je izvan dosega sustava ARAMIS prilikom eksperimenta, te je progib nakon zavarivanja izmjeren pomičnim mjerilom. Vidljivo je da se izrazima Okerbloma i Whitea dobivaju velika odstupanja od numeričkih i eksperimentalnih rezultata. Znatno bolji rezultati dobivaju se pomoću izraza Leeja i Uede. Velika odstupanja progiba dobivenim analitičkim postupkom u odnosu na rezultate mjerenja, može pripisati tome što su analitička rješenja znatno pojednostavljena i ne uzimaju u obzir sve parametre zavarivanja, toplinske i mehaničke rubne uvjete i sl.

6.8. Zaključak

U ovom poglavlju provedena je numerička simulacija zavarivanja dviju čeličnih ploča u obliku T-spoja pri čemu su korišteni modeli s pojednostavljenim toplinskim i mehaničkim svojstvima materijala. Iz dobivenih rezultata može se zaključiti sljedeće:

Utjecaj pojednostavljenja materijala na raspodjelu temperatura:

- Aproksimacijski polinomi prema ASCE manualu vrlo su pogodni za izračun toplinskih svojstava ugljičnih čelika bitnih za simulaciju zavarivanja. Razlika u prostorno-vremenskoj raspodjeli temperatura modela T3 dobivenih pomoću MKE simulacije u odnosu na model sa stvarnim toplinskim svojstvima (model T1) zanemariva je.
- Model koji koristi sva toplinska svojstva materijala konstantna na sobnoj temperaturi (model T2) daje lošiju raspodjelu temperatura u odnosu na model prema ASCE manualu.

Utjecaj pojednostavljenja materijala na zonu staljivanja i zonu ZUT-a:

- Pojednostavljenje materijala nema veći utjecaj na veličinu zone staljivanja. Veličina zone ZUT-a je gotovo identična za modele T1 i T3 dok model T2 ima znatno veću zonu utjecaja topline usljed veće toplinske vodljivosti.

Utjecaj pojednostavljenja materijala na raspodjelu pomaka:

- Modeli M2a i M2b daju gotovo identične rezultate progiba horizontalne ploče. Maksimalni progibi modela M2a i M2b veći su 5,9 % odnosno 7,4 % od maksimalnog progiba referentnog modela M1. Progibi referentnog modela najbliži su rezultatima eksperimentalnih mjerenja.
- Model M3 daje najveće progibe od svih razmatranih modela. Maksimalni progib je veći za 16,7 % u odnosu na referentni model M1.

Utjecaj pojednostavljenja materijala na raspodjelu naprezanja:

- Modeli M2a i M2b daju gotovo identičnu raspodjelu naprezanja. Također, i modeli M1 i M3 imaju neznatnu razliku naprezanja u međusobnoj usporedbi. Pri tome modeli M2a i M2b imaju nešto viša naprezanja u odnosu modele M1 i M3, što je posebno izraženo u samom zavaru i njegovoj bližoj okolini.

Iz svega iznesenog vidljivo je da pojednostavljeni modeli koji M2a i M2b koji imaju za pretpostavku toplinska konstantna na sobnoj temperaturi su pogodniji za izračun progiba u odnosu na model M3 koji ima za pretpostavku sva toplinska i mehanička svojstva prema ASCE manualu. Obrnuta je situacija kod izračuna zaostalih naprezanja.

Također, u okviru ovog poglavlja rezultati naprezanja i progiba su uspoređeni s jednostavnim analitičkim rješenjima iz literature. Rezultati naprezanja svih analiziranih modela po srednjoj plohi horizontalne ploče su približni analitičkom rješenju Faulknera. Analitička rješenja progiba, osim rješenja Leeja, dosta odstupaju od numeričkih rješenja. Razlog je u tome što je proces zavarivanja jako složen a analitička rješenja su dosta pojednostavljena i ne uzimaju u obzir sve relevantne parametre materijala i samog procesa zavarivanja.

7

Numeričko modeliranje pukotina u zavarenom spoju

7.1. Uvod

U okviru ovog poglavlja istražen je utjecaj zaostalih naprezanja od zavarivanja na parametre mehanike loma za slučajeve kada su ona zadana analitički, dobivena eksperimentalnim mjerenjima ili izračunata numeričkim modeliranjem procesa zavarivanja. Poznato je da se za izračun koeficijenta intenzivnosti naprezanja (eng. *stress intensity factor*), kao parametra linearno-elastične mehanike loma zanemaruje postojanje plastične deformacije u vršku pukotine, odnosno smatra se da je veličina plastične zone dovoljno mala s obzirom na duljinu pukotine i dimenziju komponente u kojoj se pukotina nalazi. No, zaostala naprezanja uslijed unosa topline zavarivanjem upravo nastaju uslijed pojave plastičnih deformacija u uskom području zone zavara. U tom slučaju plastična zona u vršku pukotine koja se nalazi u zoni zavara može biti dovoljno velika u usporedbi s dimenzijama pukotine ili tijela. Time su načela linearno-elastične mehanike loma narušena pa se ona više ne može uspješno koristiti, već je potrebno primjeniti elastoplastičnu mehaniku loma. Za karakterizaciju pukotine u takvim uvjetima primjenjuju se parametri elastoplastične mehanike loma, kao što je *J*-integral. Međutim, kako je cilj ovog rada bio predložiti proceduru za izračun parametara mehanike loma uslijed zaostalih naprezanja od zavarivanja za pukotinu u zoni zavara u složenoj konstrukcijskoj komponenti, zbog jednostavnosti, težište je bilo na procjeni koeficijenta intenzivnosti naprezanja, a potpuno analogno je moguće provesti postupak za određivanje parametara elastoplastične mehanike, kao što je *J*-integral. Osim toga, verifikacija izračuna parametara mehanike loma numeričkim modeliranjem procesa zavarivanja provedena je za koeficijent intenzivnosti naprezanja budući da su za njega dostupna rješenja u literaturi.

7.2. Analitički pristup

Analitičko izračunavanje koeficijenta intenzivnosti naprezanja u konstrukcijama sa zaostalim naprezanjima za dvodimenzijske modele temelji se na prethodnom poznavanju raspodjele zaostalih naprezanja i poznavanju težinske funkcije. Za jednostavnije trodimenzijske probleme, kao što su sučeono zavarivanje dviju ploča, ili zavarivanje dviju ploča u obliku T-spoja na raspolaganju su rješenja iz postojećih normi kao što su API 579 (*American Petroleum Insitute*) [50], BS 7910 (*British Standard Institution*) [51], R6 (*British Energy*) [52] te u novijoj europskoj proceduri SINTAP (*Structural Integrity Assesment Procedure*) [103]. U tom slučaju, preduvjet za izračunavanje koeficijenta intenzivnost naprezanja je poznavanje raspodjele zaostalih naprezanja na mjestu pukotine, za geometriju bez pukotine. Pri određivanju parametara mehanike loma za komponente složenije geometrije javlja se problem što u spomenutim normama ne postoje gotovi empirijski izrazi za njihovo određivanje. Prema preporukama sadržanim u normama, za dobivanje što realnije raspodjele naprezanja po debljini stijenke na mjestu pukotine u konstrukcijskom elementu, potrebno je provesti numeričku analizu metodom konačnih elemenata.

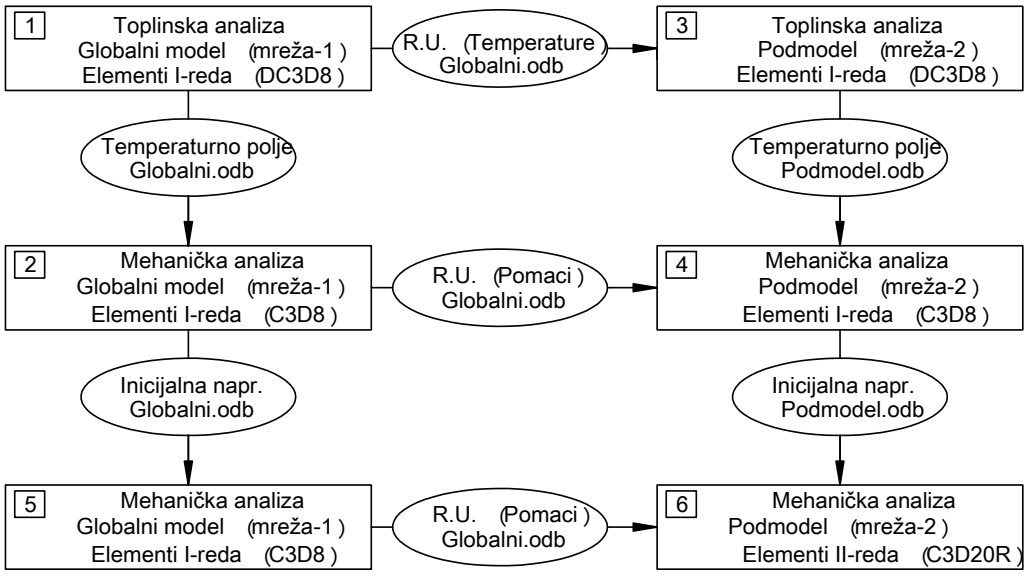
7.3. Numerički pristup

Za određivanje raspodjele zaostalih naprezanja uslijed unosa topline zavarivanjem u ovom radu primjenjena je numerička simulacija. Takav način izračuna zaostalih naprezanja prezentiran je u prethodnim poglavljima za slučajeve sučeonog zavarivanja dviju ploča i zavarivanja dviju ploča u obliku T-spoja. Dobivena zaostala naprezanja nakon zavarivanja se unose na model s pukotinom kao opterećenje, gdje su već oko vrška pukotine kreirani singularni elementi i nakon toga se izračunava koeficijent intenzivnosti naprezanja.

7.4. Primjena tehnike podmodeliranja na izračun koeficijenta intenzivnosti naprezanja u zavarenom spoju

Gore opisani način izračunavanja koeficijenta intenzivnosti naprezanja, gdje se stanje zaostalih naprezanja određuje numerički je prilično složen za numeričke modele s velikim brojem konačnih elemenata. Da bi se numerički odredio koeficijent intenzivnosti naprezanja u zavarenoj konstrukciji potrebno je ponajprije provesti numeričku simulaciju procesa zavarivanja. To znači najprije odrediti polje temperatura, zatim polje naprezanja i na kraju je potrebno to polje unijeti kao inicijalno naprezanje na model s pukotinom. Takav postupak je vrlo nepraktičan za velike modele u slučaju kada se žele razmatrati modeli s variranjem

veličine, oblika i položaja hipotetske pukotine. U tom slučaju za izračun koeficijenta intenzivnosti naprezanja pogodna je metoda podmodeliranja pri čemu se gušćom mrežom konačnih elemenata analiziraju samo pukotina i područje u blizini pukotine. Kako se u simulaciji procesa zavarivanja uobičajeno koristi sekvencijalni postupak, gdje se zasebno razmatraju toplinski i mehanički model, podmodeliranje je potrebno provesti na način kako je prikazano na slici 56.



Slika 56. Shema numeričkog izračuna koeficijenta intenzivnosti naprezanje primjenom podmodeliranja

Sa slike 56 vidljivo je da se izračun koeficijenta intenzivnosti naprezanja predloženim postupkom podmodeliranja može prikazati u šest koraka:

- *Korak 1*: na globalnom modelu provodi se toplinska analiza pri čemu se kao rezultat dobiva prostorno-vremenska raspodjela temperatura u čvorovima. Podaci o temperaturama se zapisuju u zasebnu izlaznu **.odb* datoteku u Abaqusu.
- *Korak 2*: na globalnom modelu provodi se mehanička analiza pri čemu se kao rezultat dobiva raspodjela naprezanja i pomaka u čvorovima. Kao ulazno opterećenje koristi se polje temperatura iz temperaturne **.odb* datoteke iz koraka 1. Ovdje je uputno zadržati istu mrežu konačnih elemenata iz koraka 1 da se izbjegne vremenski zahtjevna interpolacija temperatura na novu mrežu.
- *Korak 3*: na podmodelu se provodi toplinska analiza pri čemu se kao rezultat dobiva polje temperatura u čvorovima. Na rubove podmodela, na novoj gušćoj mreži

konačnih elemenata u svakom se vremenskom inkrementu prenose vrijednosti temperatura iz *.*odb* datoteke iz koraka 1. Na podmodelu se unaprijed kreira hipotetska pukotina, ali čvorovi koji se nalaze na fronti pukotine ostaju spojeni pomoću "*tie constrainta*" da se omogući prijenos toplinskog toka preko pukotine.

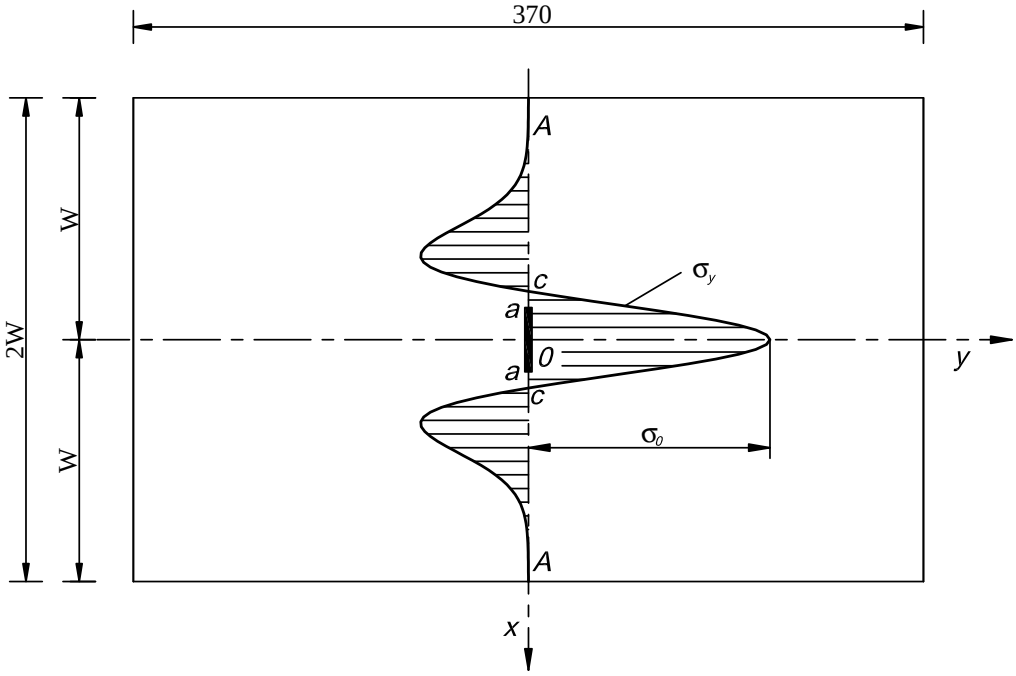
- *Korak 4*: na podmodelu se provodi mehanička analiza i kao rezulat dobiva raspodjela naprezanja i pomaka u čvorovima. Kao ulazno opterećenje koristi se polje temperatura podmodela čije su vrijednosti zapisane u *.*odb* datoteci u koraku 3. Poželjno je da se zadrži ista mreža konačnih elemenata iz koraka 3 i izbjegne interpolacija temperatura na novu mrežu. Čvorovi na pukotini su i u ovom koraku spojeni "*tie constraintom*".
- *Korak 5*: na globalni model učitavaju se zaostala naprezanja iz koraka 2 kao inicijalna naprezanja. Na modelu se prije pokretanja analize uklanjaju mehanički rubni uvjeti iz koraka 2 te provodi uravnoteženje zaostalih naprezanja. Mreža konačnih elemenata ostaje ista, kao u koracima 1 i 2.
- *Korak 6*: na podmodel se učitavaju zaostala naprezanja kao inicijalna naprezanja iz koraka 4, a na rubovima podmodela se dodjeljuju pomaci s globalnog modela iz koraka 5. U ovom koraku se uklanja "*tie constraint*" pa dolazi do otvaranja pukotine te se izračunava koeficijent intenzivnosti naprezanja. Mreža konačnih elemenata ostaje ista, kao u koracima 3 i 4.

Važno je napomenuti da su u koracima 1-5 korišteni elementi prvog reda, DC3D8 u toplinskoj analizi te C3D8 u mehaničkoj analizi. U koraku 6 korišteni su elementi drugog reda C3D20R s reduciranom integracijom. U koracima 1-4, za samo modeliranje pomaka i zaostalih naprezanja materijal je modeliran kao elastično-idealnoplastičan bez očvršćenja. Jasno je da plastično ponašanje materijala mora biti uključeno u model da bi se generirala zaostala naprezanja uslijed unosa topline zavarivanjem. U koracima 5 i 6, pretpostavljeno je linearno-elastično ponašanje materijala. U vršku pukotine korišteni su singularni kondenzirani C3D20R elementi s međučvorom na 1/4 stranice.

7.5. Verifikacija izračuna koeficijenta intenzivnosti naprezanja metodom podmodeliranja - dvodimenzijski model

Za verifikaciju tehnike podmodeliranja na ravnoj ploči s centralnom pukotinom odabran je model iz literature [35], s analitički zadanim profilom zaostalih naprezanja okomito na pravac

rasta pukotine (slika 57). Prepostavka je da je poznat profil zaostalih naprezanja i ustaljen u pravcu osi *y* po cijeloj duljini modela. Ovakav model dobro opisuje stanje zaostalih naprezanja u zavarenim pločama male debljine i bez pripreme zavara gdje približno vlada ravninsko stanje naprezanja.



Slika 57. Sučeono zavarene ploče - analitički zadan profil zaostalih naprezanja

Odabrane dimenzije modela tj. zavarenih ploča prikazane su na slici 57 pri čemu su pretpostavljene sljedeće vrijednosti:

a = 2 mm, pola duljine pukotine,

c = 10 mm, udaljenost od osi y gdje profil naprezanja mijenja predznak,

σ_0 = 250 MPa, maksimalno vlačno naprezanje,

W = 50 mm, širina ploče.

Pretpostavljeni profil naprezanja zadan je izrazom:

$$\sigma_y = \sigma_0 e^{-\frac{1}{2}\left(\frac{x}{c}\right)^2}\left[1-\left(\frac{x}{c}\right)^2\right]. \tag{69}$$

Za ploču beskonačnih dimenzija s profilom zaostalih naprezanja prema izrazu (69), Tada [104] je predložio sljedeće rješenje za koeficijent intenzivnosti naprezanja:

$$K_I = \sigma_0 \sqrt{\pi a} \cdot e^{-0.42\left(\frac{a}{c}\right)^2} \cdot \left[1 - \frac{1}{\pi}\left(\frac{a}{c}\right)^2\right]. \tag{70}$$

dok je isti autor za beskonačno dugačku ploču konačne širine [105] predložio težinsku funkciju oblika:

$$h(a,x) = \frac{2}{\sqrt{W}}\left\{1 + 0.297\sqrt{1-\left(\frac{x}{a}\right)^2}\left[1-\left(\frac{\pi a}{2W}\right)\right]\right\}\sqrt{\tan\left(\frac{\pi a}{2W}\right)}\left\{1-\left[\frac{\cos\left(\frac{\pi a}{2W}\right)}{\cos\left(\frac{\pi x}{2W}\right)}\right]^2\right\}^{-\frac{1}{2}}. \tag{71}$$

Za ploče konačnih dimenzija Wu i Carlsson [106] predložili su težinsku funkciju u obliku

$$h(a,x) = \frac{1}{\sqrt{\pi a}}\sum_{i=1}^{3}\beta_i\left(\frac{a}{W}\right)\left[1-\left(\frac{x}{a}\right)^2\right]^{i-\frac{3}{2}}. \tag{72}$$

pri čemu su

$$\beta_1(a/W) = 2, \tag{73}$$

$$\beta_2(a/W) = \frac{\pi a}{2W}\tan\left(\frac{\pi a}{2W}\right). \tag{74}$$

Uvrštenjem neke od težinskih funkcija i profila naprezanja u jednadžbu (75) slijedi

$$K_I = \int_0^a \sigma_y h(a,x)dx, \tag{75}$$

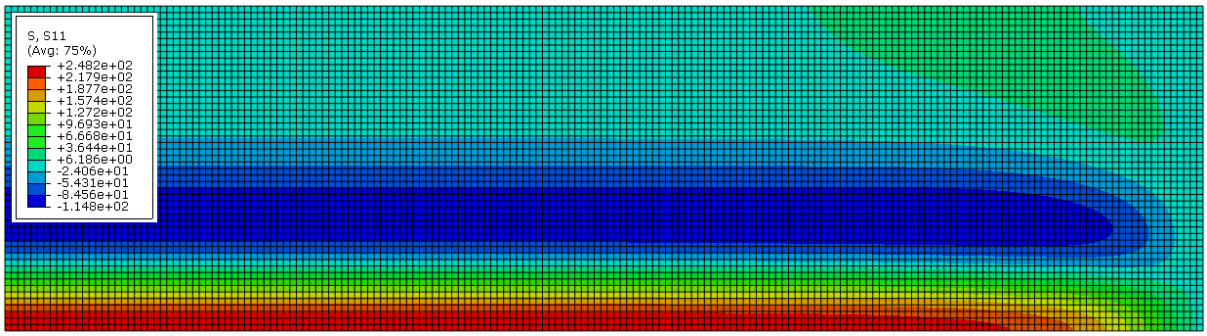
te njenom integracijom dobiva se analitičko rješenje za koeficijent intenzivnosti naprezanja.

Numerički izračun koeficijenta intenzivnosti naprezanja najprije je proveden na punom modelu bez primjene tehnike podmodeliranja da bi se rezultati usporedili s analitičkim rješenjima, a zatim je analizirano 6 podmodela čije su dimenzije dane u tablici 9. U numeričkim simulacijama pretpostavljeno je ravninsko stanje naprezanja te su u oba slučaja korišteni CPS8 konačni elementi. U vršku pukotine korišteni su singularni CPS8 elementi. Pretpostavka je da je profil zaostalih naprezanja jednak na svakom presjeku paralelnom s osi *x*, po cijeloj duljini ploče što je na realnom modelu sučeono zavarenih ploča bez pripreme zavara približno zadovoljeno. Time se način izračuna koeficijenta intenzivnosti naprezanja znatno pojednostavljuje. Numerički postupak proveden je za slučajeve:

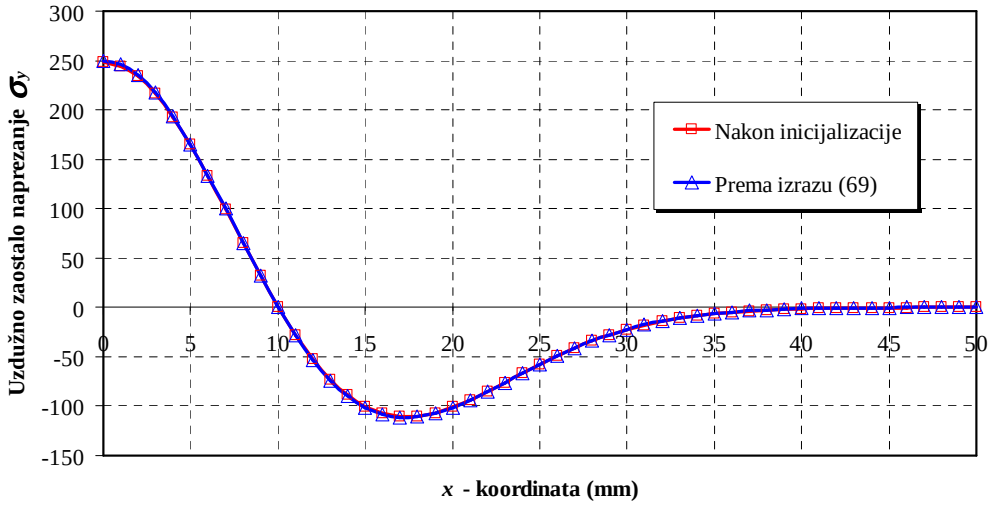
- *a) bez podmodeliranja*: Ploče se podijele u segmente paralelne s osi *y*. Kreira se pukotina sa singularnim elementima oko vrška pukotine. Unesu se zaostala naprezanja kao inicijalna naprezanja i na kraju se provodi numerička analiza. Ukoliko su inicijalna naprezanja manja od unesenih, potrebno ih je umjetno povisiti [35]. Taj slučaj se javlja u slučajevima kada je duljina modela mala u odnosu na širinu. Na slici 58, na četvrtini modela, prikazano je stanje zaostalih naprezanja u pravcu zavarivanja, što bi u ovome slučaju odgovaralo osi *y*, na modelu nakon inicijalizacije (unosa) zaostalih naprezanja i njihovog uravnoteženja. Na slici 59 prikazana je usporedba zaostalih naprezanja, po sredini ploče, u pravcu zavarivanja nakon inicijalizacije, s unesenim odgovarajućim naprezanjima prema izrazu (69). Vidljivo je da nakon unosa zaostalih naprezanja nije došlo do njihovog smanjenja. Kako je model simetričan u odnosu na osi *x* i *y*, analizirana je samo jedna četvrtina modela.

- *b) s podmodeliranjem*: Na globalni model bez pukotine unose se zaostala naprezanja, provodi se mehanička analiza i kao rezultat dobiva polje pomaka i polje zaostalih naprezanja. Zatim se na podmodel s pukotinom unose zaostala naprezanja kao inicijalna naprezanja u jednakim iznosima kao i na globalnom modelu. Rubnim čvorovima podmodela dodjeljuju se pomaci iz globalnog modela, provodi se numerička analiza, a kao rezultat dobiva se koeficijent intenzivnosti naprezanja. Kao i u slučaju izračuna koeficijenta intenzivnosti naprezanja bez podmodeliranja i ovdje je iskorišten uvjet dvostruke simetrije pa je razmatrana samo četvrtina modela. Ovaj način izračuna kada je profil naprezanja zadan analitički, je primjenjiv i na profile naprezanja dobivene eksperimentalnim mjerenjima i znatno je jednostavniji od slučaja

prikazanog na shemi sa slike 56 kada se polja pomaka i zaostalih naprezanja dobivaju numeričkom simulacijom.



Slika 58. Polje zaostalih naprezanja u pravcu osi *y* nakon inicijalizacije



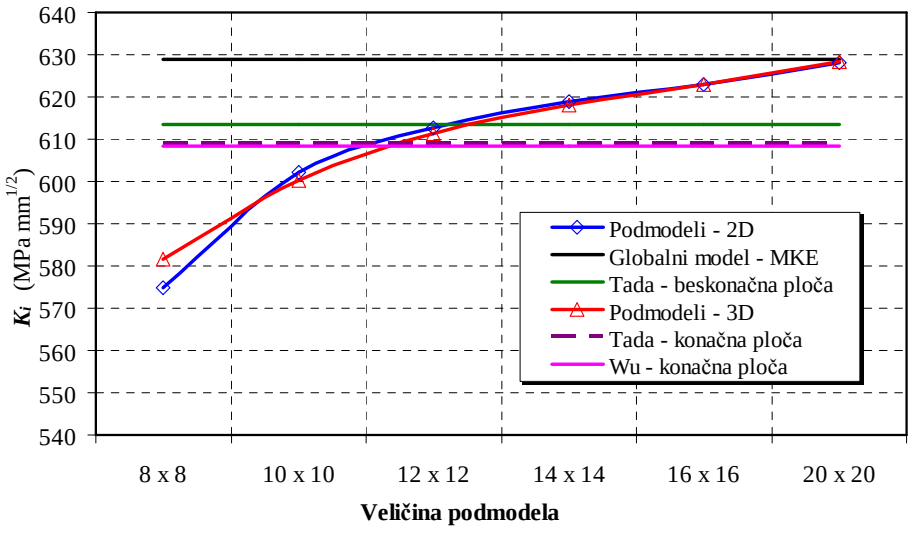
Slika 59. Profili zaostalih naprezanja u pravcu osi *y* prema izrazu (69) i nakon inicijalizacije

U tablici 9 te na slikama 60 i 61 dani su koeficijenti intenzivnosti naprezanja dobiveni numerički te njihova usporedba s analitičkim rješenjima iz literature.

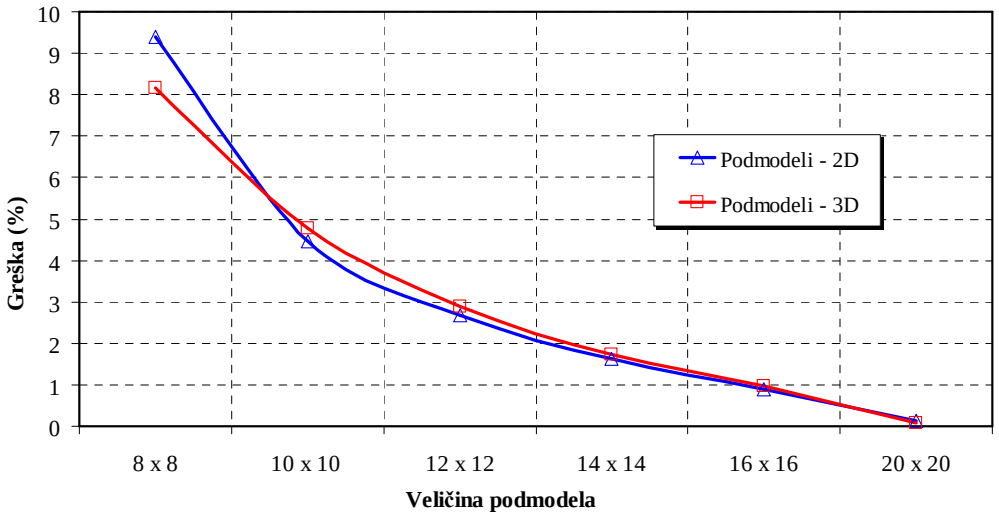
Tablica 9. Usporedba koeficijenta intenzivnosti naprezanja dobivenog numeričkim i analitičkim postupkom

	Dimenzije podmodela odnosno cijelog modela:	Koeficijent intenzivnosti naprezanja (MPa $mm^{1/2}$)
Podmodel 8 x 8	8 x 8 mm	575,00
Podmodel 10 x 10	10 x 10 mm	602,20
Podmodel 12 x 12	12 x 12 mm	612,60
Podmodel 14 x 14	14 x 14 mm	618,90
Podmodel 16 x 16	16 x 16 mm	623,10
Podmodel 20 x 20	20 x 20 mm	628,20
Bez podmodeliranja - MKE	370 x 100 mm	629,00
Tada - beskonačna ploča	∞	613,56
Tada - ploča beskonačne duljine i konačne širine	∞ x 100 mm	608,88
Wu i Carlsson - ploča konačnih dimenzija (W/c = 5)	370 x 100 mm	608,25

Rješenje Wua i Carlssona za ploče konačnih dimenzija uzeto je kao referentno, a koeficijent intenzivnosti naprezanja u tom slučaju iznosi 608,25 MPa $mm^{1/2}$ što je vrlo blisko Tadinom rješenju za beskonačno dugu ploču konačne širine. Numeričkom simulacijom bez primjene podmodeliranja dobiva se koeficijent intenzivnosti naprezanja 3,4 % veći u odnosu na referentno rješenje. Na slici 60 prikazane su promjene koeficijenta intenzivnosti naprezanja svakog pojedinog podmodela u odnosu na numeričko rješenje bez podmodeliranja i u odnosu na analitička rješenja. Vidljivo je da koeficijent intenzivnosti naprezanja raste s veličinom podmodela i da za podmodel dimenzija 20 x 20 mm, što iznosi pet duljina pukotine, konvergira numeričkom rješenju bez podmodeliranja. Također, sa slike 61 vidljivo je da greška podmodela u odnosu na globalni model dobiven pomoću MKE vrlo brzo opada i da za podmodel 20 x 20 mm iznosi 0,13 %.



Slika 60. Utjecaj veličine podmodela na koeficijent intenzivnosti naprezanja



Slika 61. Utjecaj veličine podmodela na grešku izračuna koeficijenta intenzivnosti naprezanja

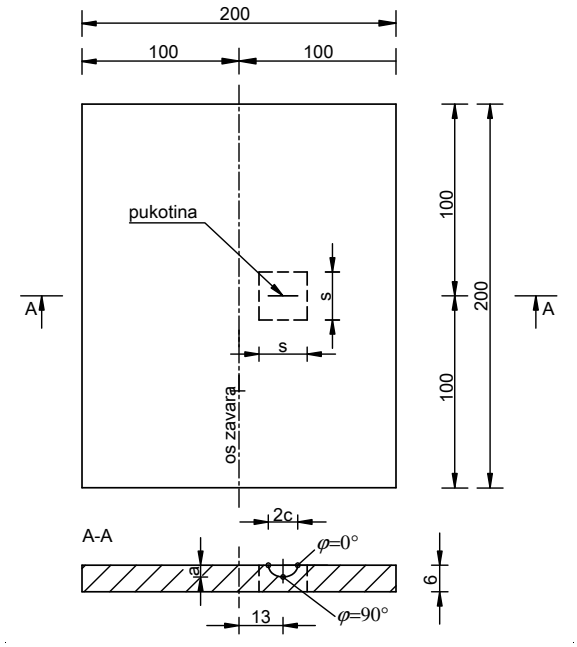
7.6. Verifikacija izračuna koeficijenta intenzivnosti naprezanja metodom podmodeliranja - trodimenzijski model

Nakon podmodeliranja na dvodimenzijskom modelu proveden je izračun koeficijenta intenzivnosti naprezanja na trodimenzijskom modelu, što je bliže stvarnim modelima u inženjerskoj praksi, pri čemu su korišteni C3D20R elementi s 20 čvorova i reduciranom integracijom. Oko vrha pukotine korišteni su singularni elementi s pomakom čvorova na 1/4 stranice. Pretpostavljena je duljina pukotine u iznosu od 4 mm, kao i kod dvodimenzijskog modela, a analiziran je model s pukotinom po cijeloj debljini ploče. Rezultati su uspoređeni s

numeričkim i analitičkim rješenjima dvodimenzijskog modela (slike 60 i 61). Vidljivo je da su razlike u iznosima koeficijenata intenzivnosti naprezanja zanemarive. Značaj ovog modela s trodimenzijskim elementima ogleda se u tome što je osim pukotine po cijeloj deljini ploče, na ovaj način moguće razmatrati i površinske pukotine, pukotine unutar ploče i sl.
Ovime je verificirana metoda podmodeliranja za slučaj kada su zaostala naprezanja zadana analitički ili se koriste eksperimentalno izmjerene vrijednosti.

7.7. Izračun koeficijenta intenzivnosti naprezanja kod sučenog zavarivanja dviju ploča

U poglavlju 4, na primjeru sučeono zavarenih ploča numeričkom simulacijom je određeno stanje zaostalih naprezanja. Za isti taj model s pretpostavljenom površinskom polueliptičkom pukotinom metodom podmodeliranja i bez primjene podmodeliranja u ovom poglavlju izračunat je koeficijent intenzivnosti naprezanja i uspoređen s vrijednostima dobivenim prema normama API 579, BS 7910 i R6, te s numeričkim rješenjem dobivenim bez podmodeliranja korištenjem specijaliziranog softvera FEACrack [107]. Dimenzije hipotetske pukotine su: duljina $2c$ = 4 mm i dubina a = 2 mm a njen položaj prikazan je na slici 62.



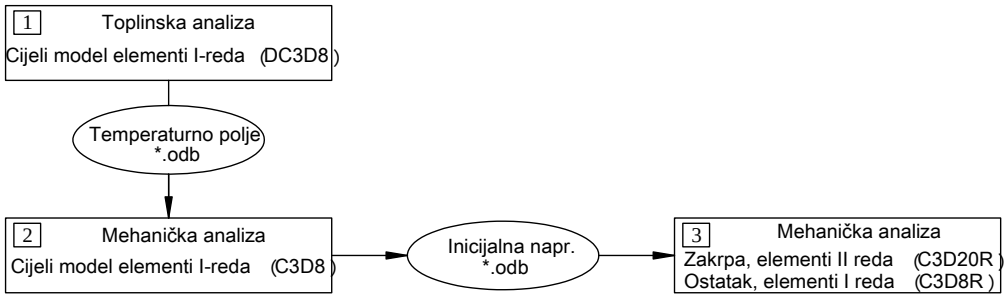
Slika 62. Dimenzije i položaj hipotetske pukotine

Ukoliko se provodi numerički postupak za izračun koeficijenta intenzivnosti naprezanja bez podmodeliranja, a stanje zaostalih naprezanja određuje numeričkom simulacijom, onda se taj postupak može znatno pojednostavniti u odnosu na postupak s podmodeliranjem sa slike 56, te se može prikazati u tri koraka:

- *Korak 1*: na modelu se provodi toplinska analiza pri čemu se kao rezultat dobiva prostorno-vremenska raspodjela temperatura u čvorovima. Podaci o temperaturama se zapisuju u posebnu datoteku koja u Abaqusu ima **.odb* nastavak. Na modelu se kreira pukotina, ali čvorovi ostaju spojeni "*tie constraintom*" tako da se omogući prijenos toplinskog toka preko pukotine.
- *Korak 2*: na globalnom modelu provodi se mehanička analiza pri čemu se kao rezultat dobiva raspodjela naprezanja i pomaka u čvorovima. Kao ulazno opterećenje koristi se polje temperatura iz **.odb* datoteke. Pri tome se zadržava ista mreža konačnih elemenata iz koraka 1 da se izbjegne dugotrajna interpolacija temperatura na novu mrežu. U ovom koraku čvorovi na pukotini ostaju još uvijek spojeni.
- *Korak 3:* model se oslobađa mehaničkih rubnih uvjeta, provodi se uravnoteženje naprezanja, te se učitavaju zaostala naprezanja kao inicijalna iz koraka 2. Mreža konačnih elemenata ostaje ista kao u koracima 1 i 2 .

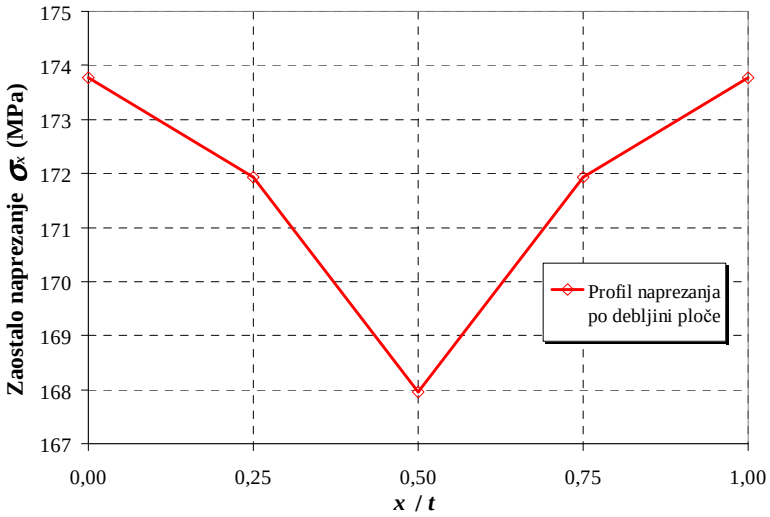
U koracima 1 i 2 korišteni su elementi prvog reda, DC3D8 u toplinskoj analizi te C3D8 u mehaničkoj analizi. U koraku 3 korišteni su elementi drugog reda C3D8R te C3D20R sa reduciranom integracijom s međučvorom na 1/4 stranice. U koracima 1 i 2, za samo modeliranje pomaka i zaostalih naprezanja materijal je modeliran kao elastično-idealnoplastičan bez očvršćenja. U koraku 3 pretpostavljeno je linearno-elastično ponašanje materijala.

Ideja je da se pukotina i područje u blizini pukotine kreiraju zasebno, s vrlo gustom mrežom konačnih elemenata, i umetnu u model kao zakrpa (eng. *patch*). Zakrpa i ostatak modela povezuju se "*tie constraintom*" da bi činili jednu cjelinu. U tom slučaju, pri unosu inicijalnih naprezanja u koraku 3, dovoljno je da se samo zakrpa modelira elementima drugog reda C3D20R dok se ostatak modela može kreirati elementima prvog reda C3D8R, što je u ovom slučaju i učinjeno. Veličina zakrpe mora biti dovoljno velika da se otkloni utjecaj "*tie constrainta*" na iznos koeficijenta intenzivnosti naprezanja. U ovom slučaju pretpostavljena je zakrpa duljine stranice s = 20 mm, što iznosi pet duljina pukotine, kao što je prikazano na slici 62. Zakrpa je debljine 6 mm kao i ostatak modela. Postupak izračuna koeficijenta intenzivnosti naprezanja bez podmodeliranja, prikazan je na slici 63.



Slika 63. Shema numeričkog izračuna koeficijenta intenzivnosti naprezanja bez primjene podmodeliranja

Kao što je već rečeno, za pukotinu u ravnoj ploči API 579, BS 7910 i R6 norme omogućuju izračun koeficijenta intenzivnosti naprezanja ukoliko je poznat profil naprezanja po debljini ploče na mjestu računanja. Za model sa slike 62 profil zaostalih naprezanja u pravcu zavarivanja po debljini ploče na mjestu pretpostavljene pukotine, dan je na slici 64. Pri tome vrijednost $x / t = 0$ predstavlja točku na gornjoj a $x / t = 1{,}00$ na donjoj plohi ploče u najdubljoj točki pukotine, tj. za kut $\varphi = 90°$.



Slika 64. Profil zaostalih naprezanja u pravcu zavarivanja po debljini ploče

U nastavku su izračunati koeficijenti intenzivnosti naprezanja u najdubljoj točki pukotine, što odgovara kutu $\varphi = 90°$.

a) Izračun koeficijenta intenzivnosti naprezanja K_I prema API 579 normi

a1) Metoda razlaganja naprezanja na mebransko naprezanje i naprezanje na savijanje

$$K_I = (M_m \sigma_m + M_b \sigma_b)\sqrt{\frac{\pi a}{Q}}, \tag{76}$$

pri čemu je:

$$Q = 1{,}0 + 1{,}464 \cdot \left(\frac{a}{c}\right)^{1.65}, \text{ za } a/c \leq 1{,}0\ , \tag{77}$$

Korekcijski faktor membranskog stanja naprezanja dan je izrazom:

$$M_m = M_s \left\{ M_1 + M_2 \left(\frac{a}{t}\right)^2 + M_3 \left(\frac{a}{t}\right)^4 \right\} g f_\varphi f_\mathrm{w}\ , \tag{78}$$

gdje su:

$$M_s = 1, \tag{79}$$

$$f_\mathrm{w} = \left\{ \sec\left(\frac{\pi c}{2W} \sqrt{\frac{a}{t}} \right) \right\}^{0.5}, \tag{80}$$

$$M_1 = 1{,}13 - 0{,}09\left(\frac{a}{c}\right), \tag{81}$$

$$M_2 = \frac{0{,}89}{0{,}2 + \left(\frac{a}{c}\right)} - 0{,}54, \tag{82}$$

$$M_3 = 0{,}5 - \frac{1}{0{,}65 + \left(\frac{a}{c}\right)} + 14\left\{1 - \left(\frac{a}{c}\right)\right\}^{24}, \tag{83}$$

$$g = 1 + \left\{ 0{,}1 + 0{,}35 \cdot \left(\frac{a}{t}\right)^2 \right\} (1 - \sin\varphi)^2, \tag{84}$$

$$f_{\varphi} = \left\{ \left(\frac{a}{c} \right)^2 \cos^2 \varphi + \sin^2 \varphi \right\}^{0.25} . \tag{85}$$

Nakon izračuna pripadni koeficijenti iznose: Q = 2,464; M_m = 1,06; M_s = 1,00; f_w = 1,00; M_1 = 1,04; M_2 = 0,20; M_3 = - 0,11; g = 1,00; $f_{\varphi} = 1{,}00$.

Naprezanje na savijanje u ovome slučaju je uzeto nula zbog simetričnosti profila naprezanja po srednoj plohi, tj. za x / t = 0,5 (slika 64) te je time $\sigma_b = 0$.

a2) Metoda aproksimacije profila naprezanja polinomom četvrtog reda

Ukoliko je poznat profil naprezanja u pet točaka po debljini ploče onda ga je moguće aproksimirati polinomom četvrtog reda prema izrazu:

$$\sigma(x) = \sigma_0 + \sigma_1 \left(\frac{x}{t} \right) + \sigma_2 \left(\frac{x}{t} \right)^2 + \sigma_3 \left(\frac{x}{t} \right)^3 + \sigma_4 \left(\frac{x}{t} \right)^4 . \tag{86}$$

a koeficijent intenzivnosti naprezanja na ovaj način prema API 579 može se dobiti iz izraza:

$$K_I = \left[G_0 \sigma_0 + G_1 \sigma_1 \left(\frac{a}{t} \right) + G_2 \sigma_2 \left(\frac{a}{t} \right)^2 + G_3 \sigma_3 \left(\frac{a}{t} \right)^3 + G_4 \sigma_4 \left(\frac{a}{t} \right)^4 \right] \sqrt{\frac{\pi a}{Q}} f_w . \tag{87}$$

Rješavanjem sustava linearnih jednadžbi koji proizilaze iz jednadžbe (86) dobivaju se koeficijenti: $\sigma_0 = 173{,}78$; $\sigma_1 = 30{,}37$; $\sigma_2 = -244{,}99$; $\sigma_3 = 429{,}23$; $\sigma_4 = -214{,}61$, dok se iz API 579 dobiva: $G_0 = 1{,}07$; $G_1 = 0{,}58$; $G_2 = 0{,}44$; $G_3 = 0{,}38$; $G_4 = 0{,}34$. Vrijednosti ostalih koeficijenata iste su kao i u *a1)*.

a3) Metoda korištenjem težinske funkcije

Ukoliko je poznata raspodjela naprezanja po debljini ploče, za najdublju točku polueliptičke površinske pukotine koeficijent intenzivnosti naprezanja može se izračunati i korištenjem težinske funkcije prema izrazu

$$K_I = \left[\int_0^a h(x,a) \cdot \sigma(x) dx \right] \cdot f_w , \tag{88}$$

pri čemu je uzeto da je $f_w = 1{,}00$, a težinska funkcija dana je izrazom

$$h(x,a)=\frac{2}{\sqrt{2\pi(a-x)}}\left[1+M_1\left(1-\frac{x}{a}\right)^{1/2}+M_2\left(1-\frac{x}{a}\right)+M_3\left(1-\frac{x}{a}\right)^{3/2}\right], \tag{89}$$

dok su ostali koeficijenti definirani kako slijedi:

$$M_1=\frac{\pi}{\sqrt{2Q}}\left(4Y_0-6Y_1\right)-\frac{24}{5}, \tag{90}$$

$$M_2=3, \tag{91}$$

$$M_3=2\cdot\left(\frac{\pi}{\sqrt{2Q}}Y_0-M_1-4\right), \tag{92}$$

$$Y_0=B_0+B_1\left(\frac{a}{t}\right)^2+B_2\left(\frac{a}{t}\right)^4, \tag{93}$$

$$B_0=1{,}10190-0{,}019863\left(\frac{a}{c}\right)-0{,}043588\left(\frac{a}{c}\right)^2, \tag{94}$$

$$B_1=4{,}32489-14{,}9372\left(\frac{a}{c}\right)+19{,}4389\left(\frac{a}{c}\right)^2-8{,}52318\left(\frac{a}{c}\right)^3, \tag{95}$$

$$B_2=-3{,}03329+9{,}96083\left(\frac{a}{c}\right)-12{,}582\left(\frac{a}{c}\right)^2+5{,}3642\left(\frac{a}{c}\right)^3, \tag{96}$$

$$Y_1=A_0+A_1\left(\frac{a}{t}\right)^2+A_2\left(\frac{a}{t}\right)^4, \tag{97}$$

$$A_0=0{,}456128-0{,}114206\left(\frac{a}{c}\right)-0{,}046523\left(\frac{a}{c}\right)^2, \tag{98}$$

$$A_1=3{,}022-10{,}8679\left(\frac{a}{c}\right)+14{,}94\left(\frac{a}{c}\right)^2-6{,}8537\left(\frac{a}{c}\right)^3, \tag{99}$$

$$A_2 = -2{,}28655 + 7{,}88771\left(\frac{a}{c}\right) - 11{,}0675\left(\frac{a}{c}\right)^2 + 5{,}16354\left(\frac{a}{c}\right)^3. \tag{100}$$

b) Izračun koeficijenta intenzivnosti naprezanja K_I prema BS 7910 normi

Postupak izračuna koeficijenta intenzivnosti naprezanja prema normi BS 7910 vrlo je sličan lineariziranom modelu API 579 norme, a moguće ga je dobiti iz izraza (76). Koeficijent M_m u ovom slučaju dobija se iz izraza:

$$M_{\mathrm{m}} = \left\{M_1 + M_2(a/t)^2 + M_3(a/t)^4\right\} g f_{\Theta}. \tag{101}$$

U ovome slučaju su uzeti $g = 1$ i $f_{\Theta} = 1$, dok se vrijednosti M_1, M_3, M_{m} mogu dobiti iz izraza (81), (82) i (83). Kao i pod *a1*) i ovdje je naprezanje na savijanje uzeto nula zbog simetričnosti profila naprezanja po srednoj plohi, tj. za x / t = 0,5 (slika 64) te je time $\sigma_{\mathrm{b}} = 0$.

c) Izračun koeficijenta intenzivnosti naprezanja K_I prema R6 normi

Koeficijent intenzivnosti naprezanja prema R6 normi može se izračunati iz izraza:

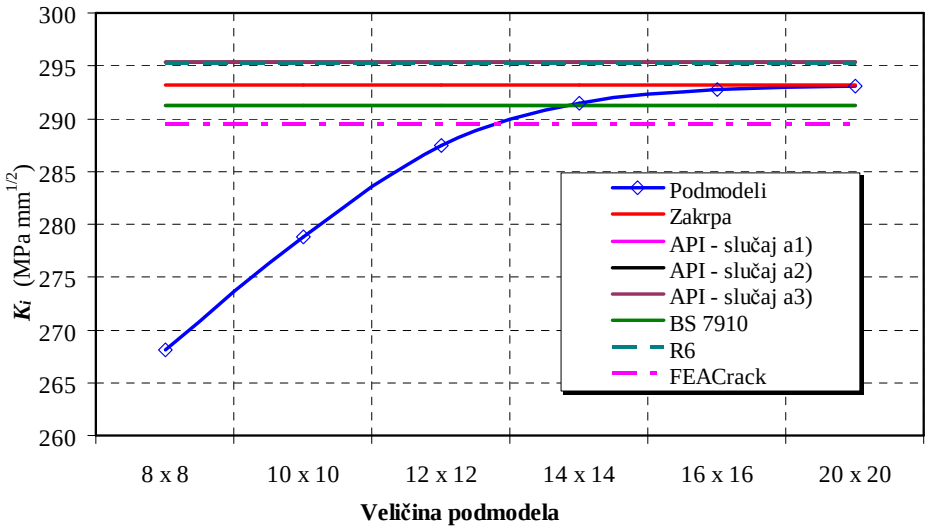
$$\sigma = \sigma(x) = \sum_{i=0}^{5} \sigma_i \left(\frac{x}{a}\right)^i, \tag{102}$$

$$K_I = \sqrt{\pi a} \sum_{i=0}^{5} \sigma_i f_i\left(\frac{a}{t}, \frac{a}{2c}\right). \tag{103}$$

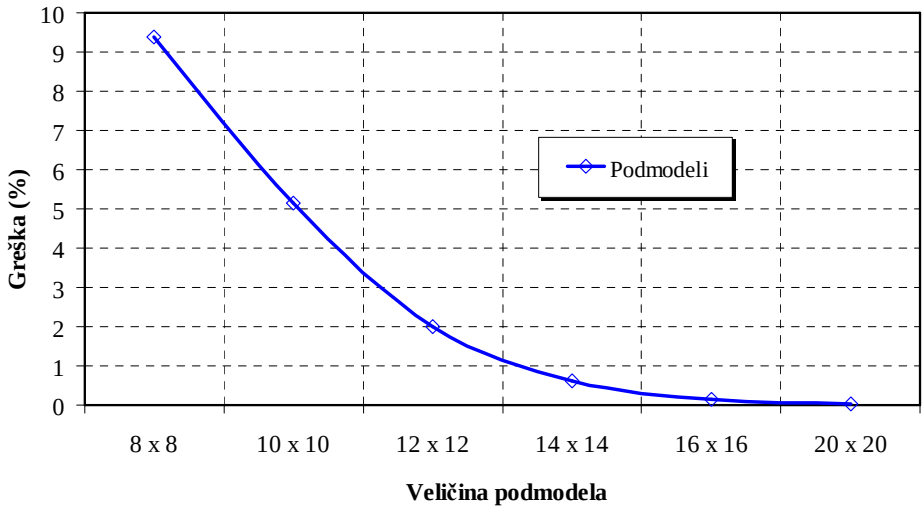
Nakon rješavanja sustava jednadžbi koje proizilaze iz izraza (102) koeficijenti σ_i iznose: $\sigma_0 = 173{,}78$; $\sigma_1 = -2{,}733$; $\sigma_2 = -0{,}853$; $\sigma_3 = -0{,}739$; $\sigma_4 = -0{,}032$; $\sigma_5 = -0{,}0628$, dok se iz tablica R6 norme za $a/2c = 0{,}5$ dobiva: $f_0 = 0{,}685$; $f_1 = 0{,}4825$; $f_2 = 0{,}393$; $f_3 = 0{,}3405$; $f_4 = 0{,}302$; $f_5 = 0{,}2725$. Uvrštenjem izračunatih vrijednosti σ_i i f_i koje u izraz (103) dobiva se koeficijent intenzivnosti naprezanja.

7.8. Usporedba koeficijenta intenzivnosti naprezanja dobivenih pomoću MKE i prema normama

Na slici 65 dana je usporedba koeficijenta intenzivnosti naprezanja dobivenih pomoću MKE (s podmodeliranjem i bez podmodeliranja), analitičkim postupcima prema API 579, BS 7910 i R6 normama, te numeričkim rješenjem dobivenim pomoću softvera FEACrack. Može se zaključiti da se podmodeliranjem postižu iste vrijednosti kao i za model bez podmodeliranja sa zakrpom, ako je veličina stranice podmodela 20 mm tj. barem pet duljina pukotine.



Slika 65. Usporedba koeficijenta intenzivnosti naprezanja kod sučeono zavarenih ploča dobivenih pomoću MKE i analitički



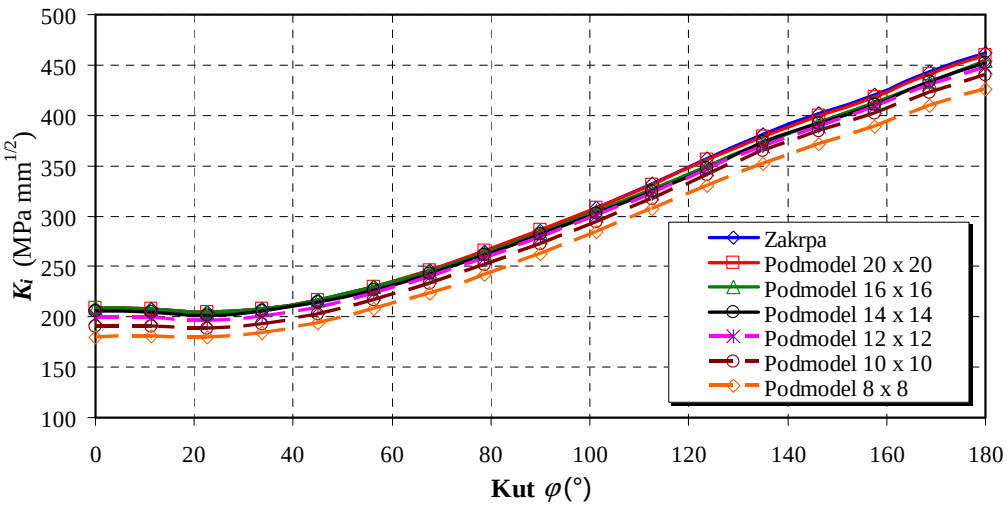
Slika 66. Utjecaj veličine podmodela na grešku koeficijenta intenzivnosti naprezanja kod sučeonog zavara dviju ploča

Analitička rješenja prema normama API 579, BS 7910 i R6 vrlo su bliska rješenjima MKE. Koeficijenti intenzivnosti naprezanja za sve analizirane modele dani su u tablici 10. Veličina greške podmodeliranja u odnosu na model za zakrpom prikazana je na slici 66 i vidljivo je da rapidno opada s povećanjem veličine podmodela.

Tablica 10. Usporedba koeficijenta intenzivnosti naprezanja dobivenog numeričkim i analitičkim postupkom

	Dimenzije podmodela odnosno zakrpe:	Koeficijent intenzivnosti naprezanja (MPa mm$^{1/2}$)
Podmodel 8 x 8	s = 8 mm	268,07
Podmodel 10 x 10	s = 10 mm	278,81
Podmodel 12 x 12	s = 12 mm	287,45
Podmodel 14 x 14	s = 14 mm	291,41
Podmodel 16 x 16	s = 16 mm	292,76
Podmodel 20 x 20	s = 20 mm	293,10
Bez podmodeliranja, sa zakrpom - MKE	model 200 x 200 mm; zakrpa, s = 20 mm	293,18
API 579, slučaj a1)	model 200 x 200 mm	291,26
API 579, slučaj a2)	model 200 x 200 mm	295,39
API 579, slučaj a3)	model 200 x 200 mm	295,39
BS 7910	model 200 x 200 mm	291,23
R6	model 200 x 200 mm	295,19
FEACrack	model 200 x 200 mm	289,36

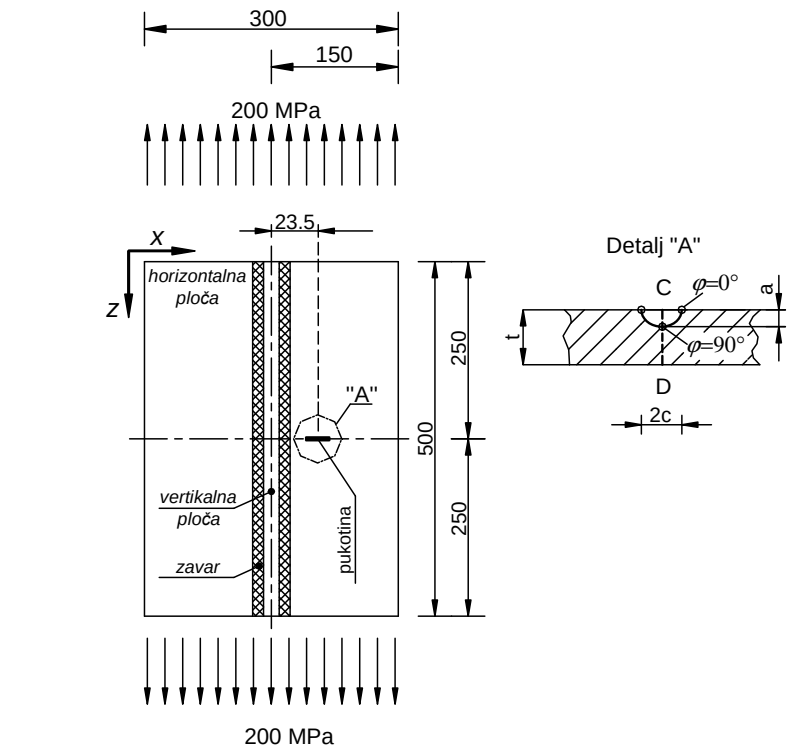
Na slici 67 prikazana je ovisnost koeficijenta intenzivnosti naprezanja o kutu φ. Kut φ = 0° predstavlja točku na gornjoj površini horizontalne ploče prema rubu ploče, kut φ = 90° najnižu točku polueliptičke pukotine, dok φ = 180° predstavlja točku na gornjoj površini horizontalne ploče bliže zavaru (slika 62). Vidljivo je da koeficijent intenzivnosti naprezanja raste porastom kuta φ što je i razumljivo jer i gradijent naprezanja raste približavanjem zavaru (slike 37 i 42).



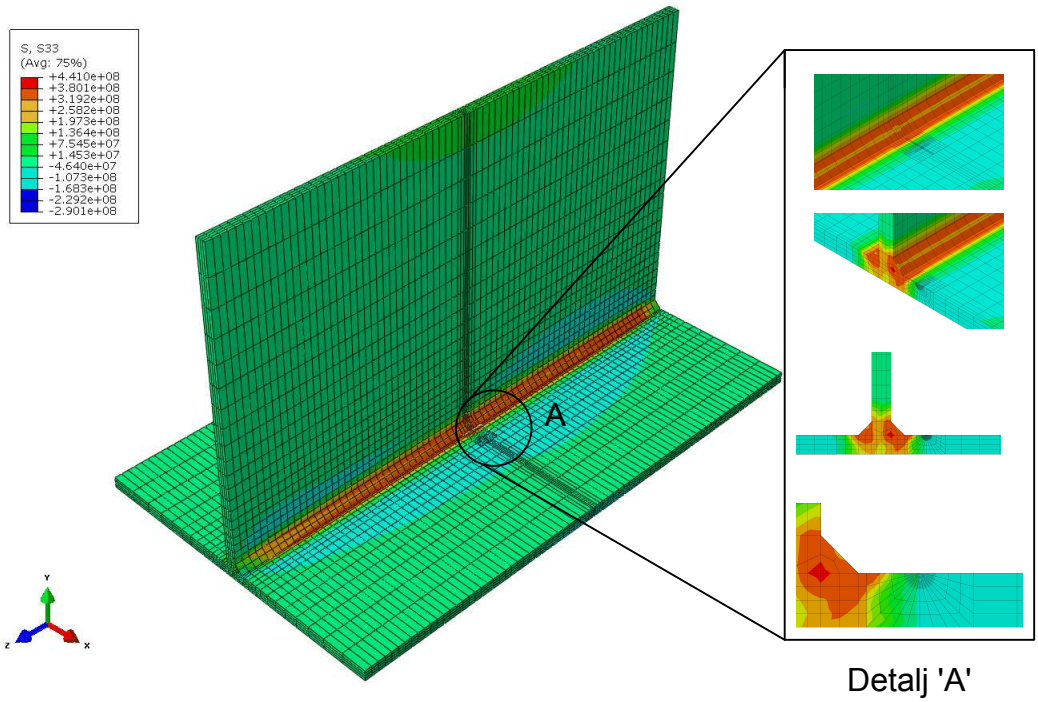
Slika 67. Ovisnost koeficijenta intenzivnosti naprezanja kutu φ kod sučeono zavarenih ploča

7.9. Izračun koeficijenta intenzivnosti naprezanja u pločama zavarenim u obliku T-spoja

Sljedeći cilj je primjenom tehnike podmodeliranja izračunati koeficijent intenzivnosti naprezanja na pločama zavarenim u obliku T-spoja na proizvoljno smještenoj hipotetskoj pukotini. Za razliku od sučeono zavarenih ploča iz prethodnog poglavlja gdje je opterećenje bilo samo zaostalo naprezanje, kod T-spoja je osim zaostalog naprezanja dodano vanjsko vlačno opterećenje u iznosu od 200 MPa, kao što je prikazano na slici 68. Odabrane su sljedeće dimenzije pukotine: duljina pukotine $2c$ = 4 mm i dubina a = 2 mm. Kako se u ovom radu razmatraju pukotine na linearno-elastičnom modelu, ukupan koeficijent intenzivnosti naprezanja se dobiva superpozicijom koeficijenata intenzivnosti naprezanja usljed zaostalih naprezanja i uslijed vanjskog opterećenja [35,36]. Položaj pukotine na modelu odabran je sasvim proizvoljno i za takav slučaj ne postoji analitičko rješenje, te je u ovom slučaju korišten je potpuni 3D MKE model sa zakrpom kao referentno rješenje. Odabrana je veličina zakrpe 20 x 20 mm što je dovoljno da se eliminira utjecaj "*tie constrainta*" na iznos koeficijenta intenzivnosti naprezanja. Budući da stanje naprezanja direktno utječe na koeficijent intenzivnosti naprezanja, na području u blizini pukotine (slike 24 i 68) provedeno je ekperimentalno mjerenje zaostalih naprezanja nakon zavarivanja, čime je potvrđena točnost numeričkog modela (slika 43). Na slici 69 prikazano je stanje naprezanja na zavarenim pločama u obliku T-spoja sa zakrpom nakon inicijalizacije zaostalih naprezanja i dodavanja vlačnog opterećenja od 200 MPa. Vidljivo je da je prijelaz naprezanja na mjestu između zakrpe i ostatka modela gladak, bez velikih diskontinuiteta u naprezanjima (detalj "A").

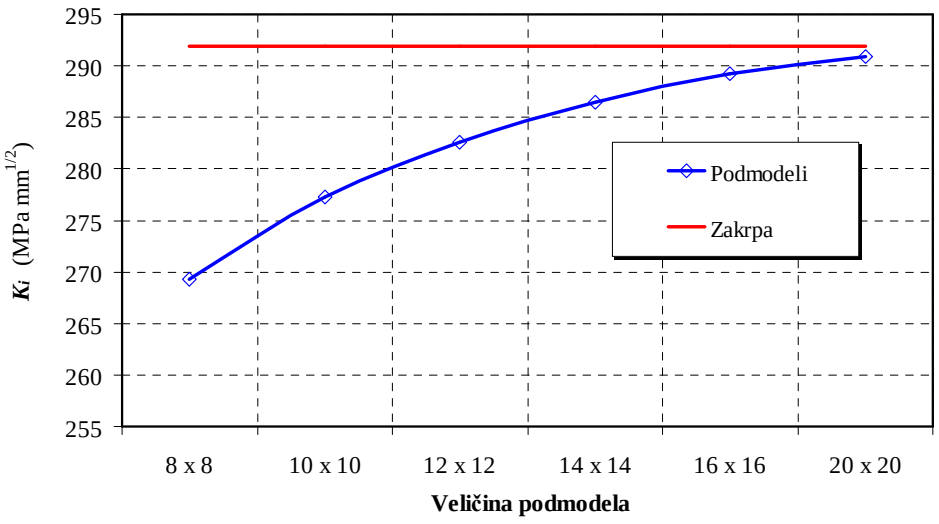


Slika 68. Vanjsko opterećenje zavarenog T-spoja i položaj hipotetske pukotine

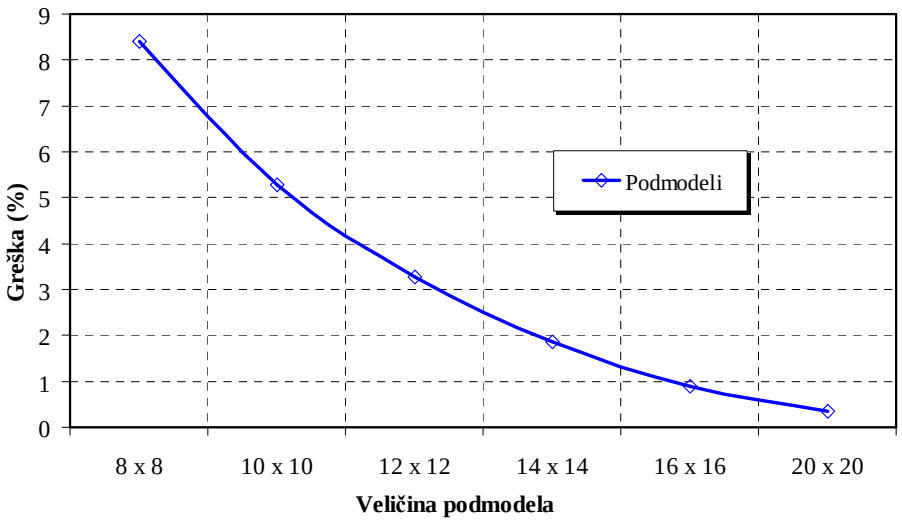


Slika 69. Stanje zaostalih naprezanja T-spoja zavarenih ploča - model sa zakrpom

Koeficijent intenzivnosti naprezanja dobiven na modelu sa zakrpom smatran je referentnim i na osnovu njega su ocijenjeni rezultati dobiveni podmodeliranjem. Analizirano je šest podmodela čije su dimenzije dane u tablici 10. Debljina svakog podmodela jednaka je debljini ploče, t = 10 mm. Sa slike 70 je vidljivo da povećanjem podmodela koeficijent intenzivnosti naprezanja raste. Za podmodel 20 x 20 mm greška u odnosu na referentni model sa zakrpom manja je od 1 % tj. podmodel konvergira ka referentnom rješenju ako mu je stranica pet duljina pukotine , što je vidljivo na slici 71.



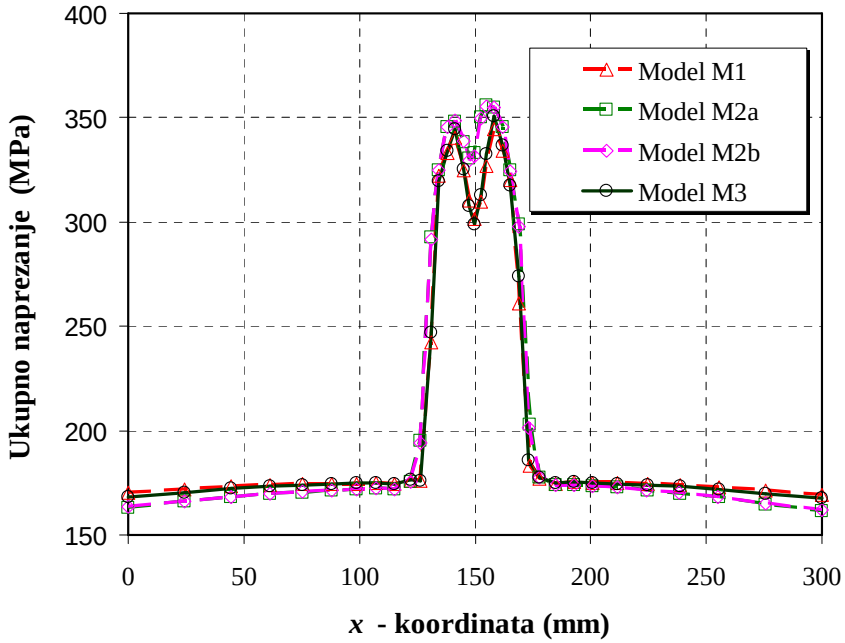
Slika 70. Utjecaj veličine podmodela na koeficijent intenzivnosti naprezanja kod T-spoja zavarenih ploča



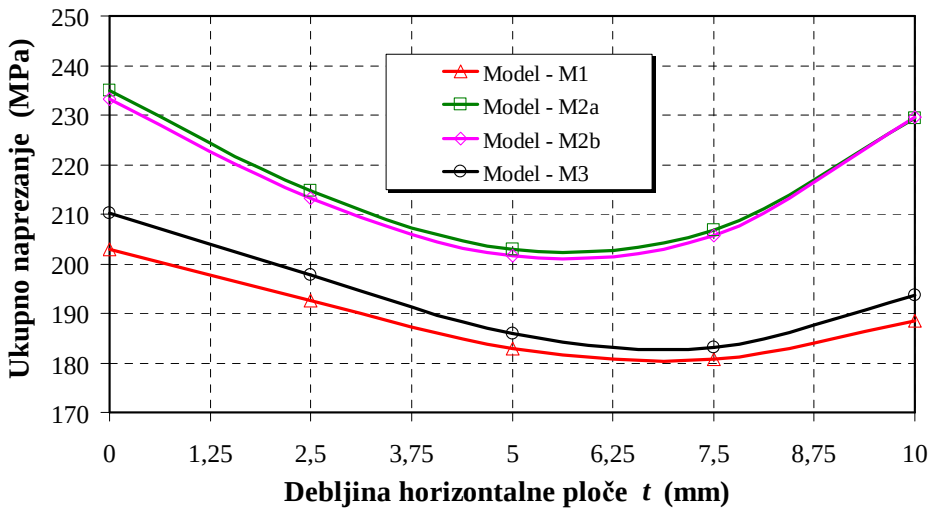
Slika 71. Utjecaj veličine podmodela na grešku koeficijenta intenzivnosti naprezanja kod T-spoja zavarenih ploča

7.10. Utjecaj pojednostavljenja toplinskih i mehaničkih svojstava materijala na koeficijent intenzivnosti naprezanja

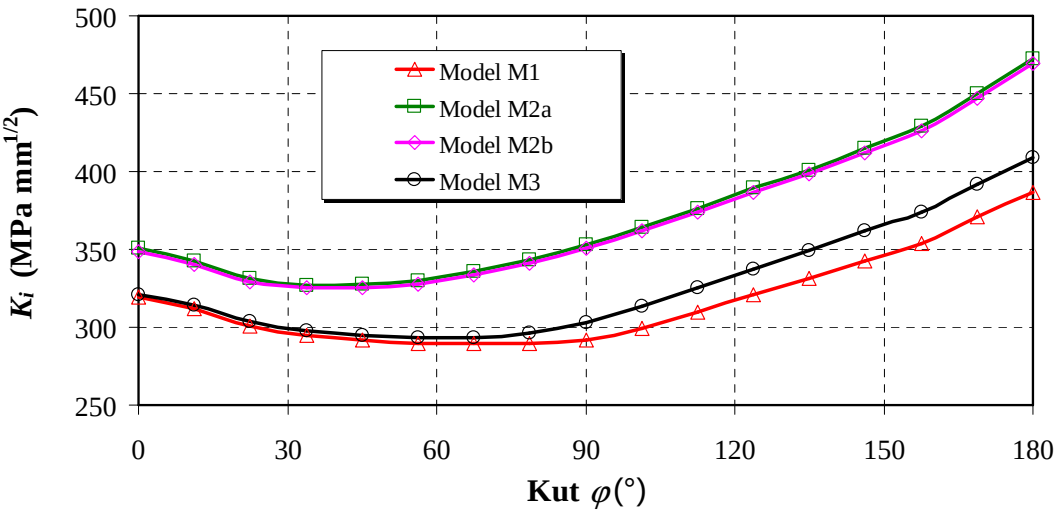
Pojednostavljenje toplinskih i mehaničkih svojstava materijala može imati znatan utjecaj na raspodjelu zaostalih naprezanja što je detaljnije opisano u poglavlju 6 (slike 53 i 54). Profil ukupnih naprezanja dobivenih metodom superpozicije zaostalih naprezanja nakon zavarivanja i dodavanja vlačnog opterećenja u iznosu od 200 MPa, po srednjoj plohi horizontalne ploče, linijom B-B (slika 20) prikazan je na slici 72. Vidljivo je da su ukupna naprezanja u zoni zavara u odnosu na zaostala naprezanja nakon zavarivanja (slika 53) ostala nepromijenjena jer su već nakon zavarivanja dostigla granicu tečenja materijala, dok je u tlačnim zonama došlo je do povećanja naprezanja [108]. Na slici 73 prikazana je raspodjela ukupnih naprezanja linijom C-D (slika 68). Pri tome vrijednost t = 0 mm predstavlja točku "C" na gornjoj, a t = 10 mm točku "D" na donjoj površini horizontalne ploče. Vidljivo je da su iznosi zaostalih naprezanja modela M1 i M3 po cijeloj debljini horizontalne ploče niži nego kod modela M2a i M2b, što ima direktan utjecaj na koeficijent intenzivnosti naprezanja. Na slici 74 prikazana je ovisnost koeficijenta intenzivnosti naprezanja o kutu φ za modele M1, M2a, M2b i M3, dok je u tablici 11 dana njegova vrijednost u najnižoj točki pukotine tj. za $\varphi = 90°$.



Slika 72. Profil ukupnih naprezanja u pravcu zavarivanja po srednjoj plohi horizontalne ploče (linija B-B, slika 20)



Slika 73. Profili ukupnog naprezanja po debljini horizontalne ploče



Slika 74. Ovisnost koeficijenta intenzivnosti naprezanja o kutu φ

Tablica 11. Koeficijenti intenzivnosti naprezanja u najdubljoj točki pukotine (MPa mm$^{1/2}$)

Model:	Koeficijent intenzivnosti naprezanja:
M1	291,86
M2a	353,13
M2b	350,63
M3	303,00

Sa slike 74 vidljivo je i da koeficijent intenzivnosti naprezanja za sve modele raste s porastom kuta φ tj. u smjeru povećanja gradijenta naprezanja. Modeli M1 i M3 imaju vrlo slične koeficijente intenzivnosti naprezanja jer je im polje zaostalih naprezanja gotovo isto. Modeli M2a i M2b imaju gotovo identične koeficijente intenzivnosti naprezanja zbog gotovo identične raspodjele zaostalih naprezanja te se bitno razlikuju od modela M1 i M3. Iz navedenog se može zaključiti da je slučaj II pojednostavljenja materijala znatno pogodniji od slučaja I za izračun koeficijenta intenzivnosti naprezanja od slučaja I.

7.11. Zaključak

- Na primjeru iz literature s analitički zadanim profilom naprezanja, gdje je poznato analitičko rješenje za izračun koeficijenta intenzivnosti naprezanja, isti je verificiran tehnikom podmodeliranja. Odabrani primjer je usporediv sa slučajem sučeonog zavarivanja dviju ravnih ploča bez pripreme zavara. Analiziran je najprije dvodimenzijski model s pukotinom po cijeloj debljini ploče, a zatim i trodimenzijski. Može se zaključiti da se približno točno rješenje dobiva ako je veličina podmodela barem pet duljina pukotine.
- Na primjeru sučeono zavarenih ploča bez pripreme zavara s površinskom polueliptičkom pukotinom smještenom približno u sredini ploče i zaostalim naprezanjima dobivenim pomoću MKE, numeričkom simulacijom je izračunat koeficijent intenzivnosti naprezanja. Najprije je proveden postupak izračuna koeficijenta intenzivnosti naprezanja na modelu bez podmodeliranja, sa zakrpom, a zatim je provedeno podmodeliranje. Kao referentna rješenja korišteni su koeficijenti intenzivnosti naprezanja dobiveni prema normama API 579, BS 7910 i R6. Rješenja dobivena pomoću MKE dobro se podudaraju sa analitičkim rješenjima iz normi. Također se može zaključiti da i u ovom slučaju, za dovoljno točno rješenje potrebno je da veličina podmodela bude barem pet duljina pukotine.
- Na primjeru ploča zavarenih u obliku T-spoja gdje je osim zaostalog naprezanja bilo uključeno i vanjsko vlačno opterećenje u iznosu 200 MPa, s proizvoljno smještenom površinskom polueliptičkom pukotinom, pomoću MKE određen je koeficijent intenzivnosti naprezanja s podmodeliranjem i bez podmodeliranja. Kao i u slučaju sučeono zavarenih ploča i ovdje je kao referentno rješenje korišten je potpuni 3D model sa zakrpom. Tehnikom podmodeliranja pokazano je da je i u ovom slučaju

potrebno da veličina podmodela bude barem pet duljina pukotine da bi rješenje konvergiralo rješenju referentnog modela.

- Pojednostavljivanje toplinskih i mehaničkih svojstava materijala ima znatan utjecaj na koeficijent intenzivnosti naprezanja u slučaju nastanka pukotine u zavarenoj konstrukciji. Na primjeru zavarenih ploča u obliku T-spoja, u okviru 6. poglavlja razmatrana su dva slučaja pojednostavljenja materijala, slučaj I i slučaj II. Slučaj II, kada su sva svojstva materijala određena prema polinomima ASCE manuala je znatno pogodniji za izračun koeficijenta intenzivnosti naprezanja od slučaja I gdje su sva toplinska i mehanička svojstva, izuzev granice tečenja, uzeta konstantna na sobnoj temperaturi.

8
Zaključci rada

Osnovni cilj ovog rada bio je predložiti učinkovitu metodu za numeričku simulaciju procesa zavarivanja mehaničkih konstrukcija složenije geometrije. U cilju skraćenja vremena trajanja simulacije zavarivanja namjera je bila predložiti kriterije za dobivanje pojednostavljenog numeričkog modela u odnosu na potpuni 3D model. Osim toga, za pukotine u blizini sučeonog zavara i zavara u obliku T-spoja cilj je bio odrediti optimalnu veličinu podmodela u ovisnosti o dimenzijama pukotine za izračun parametara mehanike loma, što bi bio doprinos točnijem definiranju kriterija za ocjenu prihvatljivosti pukotina u zavarenim konstrukcijama.

U prvoj fazi istraživanja provedena je sekvencijalno spregnuta toplinsko-mehanička analiza sučeonog zavarivanja dviju čeličnih ploča primjenom 3D i kombiniranog 3D/ljuskastog modela, standardnom metodom te primjenom tehnike rađanja elemenata (eng. *element birth and death*). Zaključeno je da:

- Dobiveni rezultati zaostalih naprezanja potpunog 3D modela se dobro podudaraju s rezultatima iz literature.
- Veličina zone kreirane 3D elementima nema znatnijeg utjecaja na raspodjelu temperatura kombiniranog 3D/ljuskastog modela. Prijelaz s 3D elemenata na ljuskaste je gladak, bez diskontinuiteta na liniji dodira 3D i ljuskastih elemenata i može se ostvariti na bilo kojoj udaljenosti od zavara.
- Utjecaj veličine 3D zone na raspodjelu naprezanja je vrlo značajan i mora se izvesti na dovoljnoj udaljenosti od zavara jer se u protivnom javlja veliki diskontinuitet u naprezanjima na liniji dodira 3D i ljuskastih elemenata. Za sučeono zavarene ploče potrebna je širina 3D zone od otprilike 4 debljine ploče.
- Numeričkom simulacijom zavarivanja standardnom metodom dobivaju se veći iznosi temperatura, savijanja ploča i zaostalih naprezanja što je na strani sigurnosti.

- Primjena kombiniranog modela dovodi do znatne uštede u vremenu numeričke simulacije, koje je u analiziranom slučaju cca. 40 % kraće u odnosu na potpuni 3D model.

U drugoj fazi istraživanja je provedeno eksperimentalno istraživanje zavarivanja dviju čeličnih ploča u obliku T-spoja. Numerička simulacija je provedena na pet kombiniranih 3D/ljuskastih modela te potpunom 3D modelu. Uspoređeni su numerički rezultati raspodjele temperatura, progiba i naprezanja kombiniranih modela i potpunog 3D modela. Eksperimentalna validacija temperatura provedena je simultanim mjerenjem pomoću IC kamere i termoparova. Validacija progiba ploča provedena je optičkim mjerenjima pomoću sustava ARAMIS a mjerenje zaostalih naprezanja metodom zabušivanja rupica te je zaključeno sljedeće:

- Veličina 3D podmodela kod kombiniranog 3D/ljuskastog modela nema bitnu ulogu na raspodjelu temperatura.
- Utjecaj veličine 3D podmodela na raspodjelu pomaka i zaostalih naprezanja kod kombiniranog 3D/ljuskastog modela je vrlo bitan. Konvergencija progiba kombiniranog i potpunog 3D modela postiže se pri veličini 3D podmodela od dvije debljine ploče ($t_1 = 2d$), dok se konvergencija zaostalih naprezanja postiže kod tri debljine ploče ($t_1 = 3d$). Stoga se udio 3D modela u kombiniranom 3D/ljuskastom modelu mora odabrati prema kriteriju naprezanja.
- Primjena kombiniranog 3D/ljuskastog modela doprinosi znatnoj uštedi vremena u numeričkoj simulaciji zavarivanja (42 % u analiziranom slučaju), te je ovakav način modeliranja naročito pogodan za numeričku simulaciju zavarivanja za modele s velikim brojem konačnih elemenata.
- Rezultati numeričkih simulacija temperatura dobro se podudaraju s rezultatima mjerenja IC kamerom i termoparovima.
- Rezultati numeričkih simulacija raspodjele pomaka dobro se podudaraju s rezultatima mjerenja optičkim sustavom ARAMIS.
- Rezultati numeričkih simulacija raspodjele zaostalih naprezanja dobro se podudaraju s rezultatima mjerenja metodom zabušivanja rupica.

U trećoj fazi istraživanja, provedena je numerička simulacija zavarivanja dviju čeličnih ploča u obliku T-spoja pri čemu su korišteni modeli s pojednostavljenim toplinskim i mehaničkim svojstvima materijala. Iz dobivenih rezultata može se zaključiti sljedeće:

- Aproksimacijski polinomi prema ASCE manualu vrlo su pogodni za izračun toplinskih svojstava ugljičnih čelika bitnih za simulaciju zavarivanja. Razlika u prostorno-vremenskoj raspodjeli temperatura modela T3 dobivenih pomoću MKE simulacije primjenom aproksimacijskih polinoma u odnosu na model sa stvarnim toplinskim svojstvima (model T1) zanemariva je.
- Model koji koristi sva toplinska svojstva materijala konstantna na sobnoj temperaturi (model T2) daje lošiju raspodjelu temperatura u odnosu na model prema ASCE manualu.
- Pojednostavljenje toplinskih svojstava materijala nema veći utjecaj na veličinu zone staljivanja. Veličina zone ZUT-a je gotovo identična za modele T1 i T3, dok model T2 ima znatno veću zonu utjecaja topline usljed veće toplinske vodljivosti.
- Modeli M2a i M2b daju gotovo identične rezultate progiba horizontalne ploče. Maksimalni progibi modela M2a i M2b veći su 5,9 % odnosno 7,4 % od maksimalnog progiba referentnog modela M1. Progibi referentnog modela najbliži su rezultatima eksperimentalnih mjerenja.
- Model M3 daje najveće progibe od svih razmatranih modela. Maksimalni progib je veći za 16,7 % u odnosu na referentni model M1.
- Modeli M2a i M2b daju gotovo identičnu raspodjelu naprezanja. Također, i modeli M1 i M3 imaju neznatnu razliku naprezanja u međusobnoj usporedbi. Pri tome modeli M2a i M2b imaju nešto viša naprezanja u odnosu modele M1 i M3, što je posebno izraženo u samom zavaru i njegovoj bližoj okolini.

Iz svega iznesenog vidljivo je da pojednostavljeni modeli M2a i M2b koji imaju za pretpostavku konstantna toplinska svojstva materijala na sobnoj temperaturi su pogodniji za izračun progiba u odnosu na model M3 koji ima za pretpostavku sva toplinska i mehanička svojstva prema ASCE manualu. Obrnuta je situacija kod izračuna zaostalih naprezanja. Također, rezultati naprezanja i progiba su uspoređeni s jednostavnim analitičkim rješenjima iz literature. Rezultati naprezanja svih analiziranih modela po srednjoj plohi horizontalne ploče su približni analitičkom rješenju Faulknera. Analitička rješenja progiba, osim rješenja Leeja,

dosta odstupaju od numeričkih rješenja. Razlog je u tome što je proces zavarivanja jako složen, a analitička rješenja su dosta pojednostavljena i ne uzimaju u obzir sve relevantne parametre materijala i samog procesa zavarivanja.

U četvrtoj fazi istraživanja istražen je utjecaj zaostalih naprezanja na koeficijent intenzivnosti naprezanja u slučaju nastanka pukotine, a kratak opis i rezultati istraživanja dani su u nastavku:

- Na primjeru iz literature s analitički zadanim profilom naprezanja, gdje je poznato analitičko rješenje za izračun koeficijenta intenzivnosti naprezanja, isti je verificiran tehnikom podmodeliranja. Odabrani primjer je usporediv sa slučajem sučeonog zavarivanja dviju ravnih ploča bez pripreme zavara. Analiziran je najprije dvodimenzijski model s pukotinom po cijeloj debljini ploče, a zatim i trodimenzijski. Može se zaključiti da se približno točno rješenje dobiva ako je veličina podmodela barem pet duljina pukotine.
- Na primjeru sučeono zavarenih ploča bez pripreme zavara s površinskom polueliptičkom pukotinom smještenom približno u sredini ploče i zaostalim naprezanjima dobivenim pomoću MKE, numeričkom simulacijom je izračunat koeficijent intenzivnosti naprezanja. Najprije je proveden postupak izračuna koeficijenta intenzivnosti naprezanja na modelu bez podmodeliranja, sa zakrpom, a zatim je provedeno podmodeliranje. Kao referentna rješenja korišteni su koeficijenti intenzivnosti naprezanja dobiveni prema normama API 579, BS 7910 i R6. Rješenja dobivena pomoću MKE dobro se podudaraju sa analitičkim rješenjima iz navedenih normi. Također se može zaključiti da i u ovom slučaju, za dovoljno točno rješenje potrebno je da veličina podmodela bude barem pet duljina pukotine.
- Na primjeru ploča zavarenih u obliku T-spoja gdje je osim zaostalog naprezanja bilo uključeno i vanjsko vlačno opterećenje u iznosu 200 MPa, s proizvoljno smještenom površinskom polueliptičkom pukotinom, pomoću MKE određen je koeficijent intenzivnosti naprezanja s podmodeliranjem i bez podmodeliranja. Kao i u slučaju sučeono zavarenih ploča i ovdje je kao referentno rješenje korišten potpuni model sa zakrpom. Tehnikom podmodeliranja pokazano je da je i u ovom slučaju potrebno da veličina podmodela bude barem pet duljina pukotine da bi rješenje konvergiralo rješenju referentnog modela.

- Pojednostavljivanje svojstava materijala ima znatan utjecaj na koeficijent intenzivnosti naprezanja u slučaju nastanka pukotine u zavarenoj konstrukciji. Na primjeru zavarenih ploča u obliku T-spoja razmatrana su dva slučaja pojednostavljenja toplinskih i mehaničkih svojstava materijala, slučaj I i slučaj II. Slučaj II, kada su sva svojstva materijala određena prema polinomima ASCE manuala je znatno pogodniji za izračun koeficijenta intenzivnosti naprezanja od slučaja I gdje su sva toplinska i mehanička svojstva, izuzev granice tečenja, uzeta konstatna na sobnoj temperaturi.

8.1. Znanstveni doprinos

Najvažniji doprinosi rada su:

- Razvijena je učinkovita metoda za numeričku simulaciju procesa zavarivanja mehaničkih konstrukcija temeljena na kombinaciji trodimenzijskih i ljuskastih konačnih elemenata te eksperimentalno validirana primjenom korelacije digitalne slike, infracrvene termografije i metodom zabušivanja rupica.
- Na temelju rezultata istraživanja predloženi su kriteriji za dobivanje pojednostavljenog 3D/ljuskastog numeričkog modela u odnosu na potpuni 3D model.
- Za razliku od postojećih postupaka, metoda omogućuje modeliranje zavarivanja složenih mehaničkih konstrukcija u kraćem vremenskom periodu uz približno jednaku točnost rješenja za temperature, pomake i naprezanja.
- Za izračun parametara mehanike loma za pukotine u blizini sučeonog zavara i zavara u obliku T-spoja određena je optimalna veličina podmodela u ovisnosti o dimenzijama pukotine.
- Istražen je utjecaj pojednostavljenja toplinskih i mehaničkih svojstava ugljičnog čelika na tranzijentno polje temperatura i zavarivanjem prouzročenih zaostalih naprezanja i deformacija materijala na modelu sa i bez pukotine.

8.2. Buduća istraživanja

Plan je detaljnije istražiti utjecaj volumenskih i plastičnih deformacija uslijed faznih promjena u materijalu na zaostala naprezanja od zavarivanja. Isto tako, za točnije i efikasnije modeliranje unosa topline zavarivanjem u više prolaza elektrode plan je razviti učinkovitu metodu koja će biti primjenljiva na složene mehaničke konstrukcije. Osim toga, cilj budućih istraživanja je razviti učinkovitu metodu za analizu toplinske obrade materijala.

9

Literatura

[1] Okerblom NO. The calculations of deformations of welded metal structures. Her Majesty's Stationary Office, London, 1958.

[2] Vinokurov VA. Welding stresses and distortion. The British Library Board, 1977.

[3] Ueda Y, Yamakawa T. Analysis of thermal-elastic stress and strain during welding by finite element method. JWRI 1972;2(2).

[4] Deng D, Murakawa H. Numerical simulation of temperature field and residual stress in multi pass welds in stainless steel pipe and comparison with experimental measurements. Comput Mater Sci 2006;37(3):269-77.

[5] Duranton P, Devaux J, Robin V, Gilles P, Bergehau JM. 3D modelling of multipass welding of a 316L stainless steel pipe. J Mater Process Technol 2007;183:219–25.

[6] Zheng Z, Wang L, Du P, Li X. Determination of welding stress and distortion in discontinous welding by means of numerical simulation and comparison with experimental measurements. Comput Mater Sci 2010;49(3):535-43.

[7] Moraitis GA, Labeas GN. Prediction of residual stresses and distortions due to laser beam welding of butt joints in pressure vessels. Int J Press Ves Pip 2009;86;133-42.

[8] Deng D, Liang W, Murakawa H. Determination of welding deformation in fillet welded joint by means of numerical simulation and comparison with experimental measurements. J Mater Process Technol 2004;153:457–63.

[9] Jiang W, Luo Y, Wang BJ, Tu ST, Gong JM. Residual stress reduction in the penetration nozzle weld joint by overlay welding. Mater Des 2014;60:433-50.

[10] Ogawa K, Deng D, Kiyoshima S, Yanagida N, Saito K. Investigations on welding residual stresses in penetration nozzles by means of 3D thermal elastic plastic FEM and experiment. Comput Mater Sci 2009;45(4):1031–42.

[11] Lee CH, Chang KH. Three-dimensional finite element simulation of residual stresses in circumferential welds of steel pipe diameter effects. Mater Sci Eng A 2008;487:210-8.

[12] Gannon L, Liu Y, Pegg N, Smith M. Effect of welding sequence on residual stress and distortion in flat-bar stiffened plates. Mar Struct 2010;23:385-404.

[13] Shan X, Davies CM, Wangsdan T, O'Dowd NP, Nikbin KM. Thermo-mechanical modelling of a single-bead-on-plate weld using the finite element method. Int J Press Ves Pip 2009;86;110-12.

[14] Chiumenti M, Cervera M, Salmi A, De Saracibar CA, Dialami N, Matsui K. Finite element modeling of multi-pass welding and shaped metal deposition processes. Comput Method Appl M 2010;199:2343-59.

[15] Kermanpur A, Shamanian M, Yeganeh VE, Three-dimensional thermal simulation and experimental investigation of GTAW circumferentially butt-welded Incoloy 800 pipes. J Mater Process Technol 2008;199:295–303.

[16] Barroso A, Cañas J, Picón R, París F, Méndez C, Unanue I. Prediction of welding residual stresses and displacements by simplified models. Experimental validation. Mater Des 2010;31:1338-49.

[17] Long H, Gery D, Carlier A, Maropoulos PG. Prediction of welding distortion in butt joint of thin plates. Mater Des 2009;30(10):4126-35.

[18] Kiyoshima S, Deng D, Ogawa K, Yanagida N, Saito K. Influences of heat source model on welding residual stress and distortion in a multi-pass J-groove joint. Comput Mater Sci 2009;46(4):987-95.

[19] Börjesson L, Lindgren LE. Simulation of multipass welding with simultaneous computation of material properties. J Eng Mater Technol 2000;123(1):106-11.

[20] Cho S, Kim JW. Analysis of residual stress in carbon steel weldment incorporating phase transformations. Sci Technol Weld Joi 2002;7(4) 212-16.

[21] Zhang J, Dong P, Brust FW, Shack WJ, Mayfield ME, McNeil M. Modeling of weld residual stresses in core shroud structures. Nucl Eng Des 2000;2(1):171-87.

[22] Teng TL, Fung CP, Chang PH, Yang WC. Analysis of residual stresses and distortions in T-joint fillet welds. Int J Press Vess Pip 2001;78:523-38.

[23] Perić M, Tonković Z , Rodić A, Surjak M, Garašić I, Boras I, Švaić S. Numerical analysis and experimental investigation in a T-joint fillet weld. Mater Des 2014;53:1052-63.

[24] Murakawa H, Deng D, Ma N, Wang J. Applications of inherent strain and interface element to simulation of welding deformation in thin plate structures. Comput Mater Sci 2011;51(1):43-52.

[25] Wang R, Zhang J, Serizawa H, Murakawa H. Study of welding inherent deformations in thin plates on finite element analysis using interactive substructure method. Mater Des 2009;30:3474-81.

[26] Deng D, Murakawa H, Shibabara M. Investigations on welding distortion in asymmetrical curved block by means of numerical simulation technology and experimental method. Comput Mater Sci 2010;48(1):187-94.

[27] Jun TS, Korsunsky MK. Evaluation of residual stresses and strains using eigenstrain reconstruction method. Int J Solid Str 2010;47:1678-86.

[28] Marenić E, Skozrit I, Tonković Z. On calculation of stress intensity factors and J-integrals using the submodeling technique. J Press Ves Technol 2010;132(4):041203-212.

[29] Perić M, Stamenković D, Milković V. Comparison of residual stresses in butt-welded plates using software packages Abaqus and Ansys. Sci Techn Rev 2010;60(3-4):22-6.

[30] Perić M, Tonković Z, Karšaj I. Numerical analysis of residual stresses in welding process using a shell/3D modeling technique. In: Proceedings of international conference on advances in welding science and technology for construction, Energy and Transportation Systems (AWST-2010), Istanbul,Turkey; 2010.

[31] Zhu XK, Chao YJ. Effects of temperature-dependent material properties on welding simulation. Comput Struct 2002;80:967-76.

[32] Kodur V, Dwaikat M, Fike R. High-temperature properites of steel for fire resistance modeling of structures. J Mater Civil Eng 2010;22(5):423-34.

[33] Fu B, Haswell JV, Bettes P. Weld magnification for semi-elliptical surface cracks in fillet welded T-butt joint models. Int J Fracture 1993;63:155-71.

[34] Bowness D, Lee MMK. Prediction of weld toe magnification factors for semi-elliptical cracks in T-butt joints. Int J Fatigue 2000;22:369-87.

[35] Bao R, Zhang X, Yahaya NA. Evaluating stress intensity factor due to weld residual stresses by the weight function and finite element methods. Eng Fract Mech 2010;77:2550-66.

[36] Liljedahl CDM, Brouard J, Zanellato O, Lin J, Tan ML, Ganguly S, Irving PE, Fitzpatrick ME, Zhang X, Edwards L. Weld residual stress effects on fatigue crack growth behaviour of aluminium alloy 2024-T351. Int J Fatigue 2009;31:1081-88.

[37] Zhang X, Bao R. Evaluation of the intrinsic crack growth rates of weld joints. Int J Fatigue 2011;33:588-96.

[38] Servetti G, Zhang X. Predicting fatigue crack growth rate in a welded butt joint: The role of effective R ratio in accounting for residual stress effect. Eng Fract Mech 2009;76:1589-602.

[39] ABAQUS, Abaqus/Standard: User's Guide and Theoretical Manual, Version 6.12., 2012.

[40] Attarha MJ, Sattari-Far I. Study on welding temperature distribution in thin welded plates through experimental measurements and finite element simulation. J Mater Process Technol 2011;211:668-94.

[41] Janosch JJ. International institute of welding work on residusl stress and its application to industry. Int J Press Vess Pip 2008;85:183-90.

[42] Deng D, Ogawa K, Kiyoshima S, Yanagida M, Saito K. Prediction of residual stresses in a dissimilar metal welded pipe with considering cladding, buttering and post weld heat treatment. Comput Mater Sci 2009;47(2):398-408.

[43] Vakili-Tahami F, Ziaei-Asl A. Numerical and experimental investigation of T-shape fillet welding of AISI 304 stainless steel plates. Mater Des 2013;47:615-23.

[44] Guirao J, Rodríguez E, Bayón A, Jones L. Use of new methodology for prediction of weld distortion and residual stresses using FE simulation applied to ITER vacuum vessel manufacture. Fusion Eng Des 2009;84:2187-96.

[45] Bagavathiappan S, Lahiri BB, Saravanan T, Philip J, Jayakumar T. Infrared thermography for condition monitoring - a review. Infrared Phys Technol 2013;60:35-55.

[46] Del Coz Diaz JJ, Menéndez Rodríguez P, García Nieto PJ, Castro-Fresno D. Comparative analysis of TIG welding distortions between austenic and duplex stainless steels by FEM. Appl Therm Eng 2010;30:2448-59.

[47] Camilleri D, Comlekci T, Gray TGF. Use of thermography to calibrate fusion welding procedures in virtual fabrication applications. In: Proceedings of inframation 2004 conference, Las Vegas, USA, 2004.

[48] De Strycker M, Lava P, Van Paepegem W, Schueremans L, Debruyne D. Measuring welding deformations with the digital image correlation technique. Weld J 2011;90:107-12.

[49] Aramis Users Manual - Software, GOM mbH, 2009.

[50] API 579, Fitness for Service, 2007.

[51] BS 7910, Guide to methods for assesing the acceptability of flaws in metallic

structures, 2013.

[52] R6, Revision 4. Assesment of the integrity of structures containing defects. UK: EDF Energy; 2010.

[53] Zeng Z, Wang L, Wang Y, Zhang H. Numerical and experimental investigation on temperature distribution of the discontinuous welding. Comput Mater Sci 2009;44:1153-62.

[54] Bathe K. Finite element procedures. Prentice Hall, Englewoods Cliffs, New Jersey, 1998.

[55] Cook RD, Malkus DS, Plesha ME, Wit RJ. Concepts and applications a of finite element analysis. Wiley & Sons, New York, 2001.

[56] Chandrupatla T, Begelundu A. Introduction to finite element in engineering. Englewood Cliffs, Prentice Hall, New Jersey, 1991.

[57] Mills AF. Heat transfer. Prentice Hall. New York, 1998.

[58] Rosenthal D. Mathematical theory of heat distribution during welding and cutting. Weld J 1941; 20(5):220-34.

[59] Hrivnak I. Theory of weldability metalls and alloys. Elsevier Science Publishing Company, INC. New York (USA), ISBN 0-444-98707-X, 1992.

[60] Goldak J. Chakravarti A, Bibby M. A finite element model for welding heat sources. Metallurgical Transactions 1984;15B:299-305.

[61] Allum CJ, Quintino L. Control of fusion characteristics in pulsed current MIG welding. Part 2: Simple model of fusion characteristics. Metal Construction 1985;17:314R-7R.

[62] Pilipenko A. Computer simulation of residual stress and distortion of thick plates in multi-electrode submerged arc welding. Their mitigation techniques. Doctoral Thesis, Trondheim, 2001.

[63] Garašić I. Autorizirana predavanja iz kolegija Postupci zavarivanja, FSB Zagreb, 2014.

[64] Blondeau R. Metallurgy and mechanics of welding, ISBN 978-1-84821-038-7, ISTE Ltd, 2008.

[65] Masubuchi, K. Analysis of welded structures: residual stresses, distortion, and their consequences. Oxford, Pergamon Press, 1980.

[66] Sorić, J. Metoda konačnih elemenata, Golden marketing, Zagreb, 2004.

[67] Deng D, Kyoshima S. FEM prediction of welding residual stresses in SUS304 girth-

welded plate with emphasis on stress distribution near start/end location. Comput Mater Sci 2010;50:612-21.

[68] Anca A, Cardona A, Risso J, Fachinotti DV. Finite element modeling of welding processes. Appl Math Model 2011;35(2):688-707.

[69] Jiang W, Luo Y, Wang BY, Tu ST, Gong JM. Residual stress reduction in the penetration nozzle weld joint by overlay welding. Mater Des 2014;60:443-50.

[70] Deng D, Zhou Z, Bi T, Liu X. Experimental and numerical investigations of welding distortion induced by CO_2 gas arc welding in thin-plate bead-on joints. Mater Des 2013;52:720-29.

[71] Teng TL, Chang PH. Three-dimensional analysis of circumferentially welded thin-walled pipes. Int J Press Ves Pip 1998;75:237-47.

[72] Cook RD, Malkus DS, Plesha ME, Witt RJ. Concepts and Applications of Finite Element Analysis, 4th Edition, John Wiley & Sons Publishers (2002).

[73] Sorić, J. Uvod u numeričke metode u strojarstvu, Sveučilište u Zagrebu, Fakultet strojarstva i brodogradnje, Zagreb, 2009.

[74] Deng D. FEM prediction of welding residual stress and distortion in carbon steel considering phase transformation effects. Mater Des 2009;30(2):359-66.

[75] Deng D, Kyoshima S. Numerical simulation of welding temperature field, residual stress and deformation induced by electro slag welding. Comput Mater Sci 2012;62(3):23-34.

[76] Putar F. Numerička analiza zaostalih naprezanja i deformacija pri zavarivanju. Diplomski rad. FSB Zagreb, 2014.

[77] Hot rolled products of structural steels – part 2: technical delivery conditions for non-alloy structural steels. EN 10025-2;2004.

[78] Welding and allied processes – recommendations for joint preparation, Part 1: Manual metal-arc welding, gas-shielded metal-arc welding, gas welding, TIG welding and beam welding of steels. EN ISO 9692-1;2003.

[79] Welding and allied processes – nomenclature of processes and reference numbers. EN ISO 4063;2010.

[80] Welding consumables – wire electrodes and weld deposits for gas shielded metal arc welding of non alloy and fine grain steels – classification. EN ISO 14341;2011.

[81] Welding consumables – gases and gas mixtures for fusion welding and allied processes. EN ISO 14175;2008.

[82] Non-destructive testing of welds – visual testing of fusion-welded joints. EN ISO 17637;2011.

[83] Welding-fusion-welded joints in steel, nickel, titanium and their alloys-quality levels for imperfections. EN ISO 5817;2007.

[84] ASTM Standard E837-95, Standard test method for determining residual stresses by hole-drilling strain gage method, ASTM Philadelphia, PA, USA, 1995.

[85] Estefen SF, Gurova T, Werneck D, Leontiev A. Welding stress relaxation effect in butt-joined steel plates. Mar Struct 2012;29:211-25.

[86] Fish PM. The International Steel Trade, Woodhead Publishing, ISBN 978-1-85573-100-4, 2007.

[87] Oh SH, Ryu TY, Park SH, Won MG, Kang SJ, Lee KS, Lee SH, Kim MK, Choi JB. Evaluation of J-grove weld residual stress and crack growth rate of PWSCC in reactor pressure vessel closure head. Int J Mech Sci 2015;29(3):1225-30.

[88] Ren XB, Zhang ZL, Nyhus B. Effect of residual stresses on ductile crack growth resistance. Eng Fract Mech 2010;77:1325-37.

[89] Labeas G, Diamantakos I. Numerical investigation of through crack behaviour under welding residual stresses. Eng Fract Mech 2009;76:1691-702.

[90] Predan J, Pippan R, Gubeljak N. Fatigue crack propagation in treshold regime under residual stresses. Int J Fatigue 2010;32:1050-56.

[91] Heinze C, Schwenk C, Retheimer M. Effect of heat source configuration on the result quality of numerical calculation of welding-induced distortion. Simul Model Pract Theory 2012;20(1):112-23.

[92] Armentani E, Esposito R, Sepe R. The effect of thermal properties and weld efficiency on residual stresses in welding. J Achiev Mater Manuf Eng 2007;20:319–22.

[93] Bhatti AA, Barsoum Z, Murakawa H, Barsoum I. Influence of thermo-mechanical material properties of different steel grades on welding residual stresses and angular distortion. Mater Des 2015;65:878-89.

[94] European Commitee for Standardization (2005). General rules - Structural fire design, EN1993-1-2. Eurocode 3. Brussels.

[95] ASCE. (1992). Structural steel protection. ASCE comitee on fire protection, Manual No.78, ASCE Reston. Va.

[96] Bentz DP, Prasad K. (2007). Thermal performance of fire resistive materials I. Characterisation with respect to thermal performance models. Rep. No. BFRL-NIST 7401, NIST, Gaithersburg. Md.

[97] Outinen J, Mäkeläinen P. Mechanical properties of structural steel at elevated temperatures and after cooling down. Fire Mater 2004;28:237-51.

[98] Faulkner D. A review of effective platting for use in the analysis of stiffened plating in bending and compression. J Ship Res 1975;19(1):1-17.

[99] Ueda Y, Keiji N, Nakacho K, Moriyama S. Simple prediction methods for welding deflection and residual stress of stiffened panels. Transactions of JWRI 1986;15:2.

[100] Lee JS, Byun GG. A study of production oriented structural design information system of panel blocks. In: Proceedings of seventh international symposium on practical design of ships and mobile units. The Hague, Netherlands, 1998.

[101] White JD, Legatt RH, Dwight JB. Weld shrinkage prediction. In BOSS'79;245-66, Cranfield, Bedford, England. BHRA Fluid Enginnering, Vol 1, page 19.

[102] Okerblom NO. The calculations of deformations of welded metal structures, Moscow-Leningrad, 1955.

[103] SINTAP, Structural Integrity Assesment Procedure, Final Report, ESIS, 1999.

[104] Tada H, Paris PC, Irwin GR. The stress analysis of cracks handbook. 2nd ed. St. Louis, Missouri: Paris Publications Incorporated; 1985.

[105] Tada H, Paris PC, Irwin GR. The stress analysis of cracks handbook. 3rd ed. New York: The American Society of Mechanical Engineers; 2000.

[106] Wu XR, Carlsson AJ. Weight Functions and stress intensity factor solutions. 1st ed. Oxford: Pergamon Press; 1991.

[107] FEACrack Software, Version 3.0, 2007.

[108] Chang KH, Lee CH, Jang GC, Park HC. Behaviour of stresses in T-joint fillet welds under superimposed mechanical loading. Int J Steel struct 2007;7:311-7.

Životopis

Rođen 5. lipnja 1966 u Gradačcu, BiH.

Školovanje

1973-1981	Osnovna škola "Vladimir Nazor", Kladari Donji, BiH
1981-1985	Srednjoškolski centar "Hasan Kikić", Gradačac, BiH.
1987-1992	Studij na Fakultetu strojarstva i brodogradnje Sveučilišta u Zagrebu.
1993	Diplomirao na Fakultetu strojarstva i brodogradnje Sveučilišta u Zagrebu.
2003-2006	Poslijediplomski studij strojarstva na Fakultetu strojarstva i brodogradnje Sveučilišta u Zagrebu.

Zaposlenje

1993-1994	Mašinoprojekt, Zagreb, projektant.
1995-1997	Dietmar Adelhelm Kunstoffbeschichtungen, Eningen, Njemačka, inženjer osiguranja kvalitete.
Od 1998	Bestprojekt, Zagreb, projektant.

Strani jezici Engleski i njemački.

Broj objavljenih radova

1	rad u međunarodnom časopisu indeksiranom u CC-u (eng. *Current Contents).*
3	rada u časopisima s međunarodnom recenzijom.
8	radova u zbornicima radova s međunarodnom recenzijom.

Curriculum vitae

Born on 5th of June 1966 in Gradačac, BH.

Education

1973-1981	Primary school "Vladimir Nazor", Kladari Donji, BH
1981-1985	Secondary school centre "Hasan Kikić", Gradačac, BH.
1987-1992	Studies in Mechanical Engineering at the Faculty of Mechanical Engineering and Naval Architecture, University of Zagreb.
1993	Graduated in Mechanical Engineering at the Faculty of Mechanical Engineering and Naval Architecture, University of Zagreb.
2003-2006	Postgratuate study in Theory of Structures at the Faculty of Mechanical Engineering and Naval Architecture, University of Zagreb.

Employment

1993-1994	Mašinoprojekt, Zagreb, project engineer.
1995-1997	Dietmar Adelhelm Kunstoffbeschichtungen, Eningen, Germany, quality assurance engineer.
Since 1998	Bestprojekt, Zagreb, project engineer.

Foreign languages English and German.

Number of scientific publications

1	paper published in CC (*Current Contents*) journal.
3	papers published in other international journals.
8	papers published in proceedings of international conferences.