

SVEUČILIŠTE U SPLITU
FAKULTET ELEKTROTEHNIKE, STROJARSTVA I BRODOGRADNJE

Ivana Dumanić Labetić

**NUMERIČKO MODELIRANJE I
OPTIMIZACIJA ORTOGONALNOG
REZANJA ALUMINIJEVE LEGURE
EN AW 6082 T6**

DOKTORSKA DISERTACIJA

Split, 2023.

SVEUČILIŠTE U SPLITU
FAKULTET ELEKTROTEHNIKE, STROJARSTVA I BRODOGRADNJE

Ivana Dumanić Labetić

***Numeričko modeliranje i optimizacija ortogonalnog
rezanja aluminijeve legure EN AW 6082 T6***

DOKTORSKA DISERTACIJA

Split, 2023.

Bibliografski podaci

Disertacija je izrađena na Zavodu za proizvodno strojarstvo, Fakulteta elektrotehnike, strojarstva i brodogradnje u Splitu.

Mentor: izv. prof. dr. sc. Sonja Jozić

Rad br. ***

PODACI ZA BIBLIOGRAFSKU KARTICU

Ključne riječi: ortogonalno rezanje, sile rezanja, temperatura u zoni rezanja, regresijska analiza, genetski algoritam, spregnuta Euler-Lagrangeova formulacija, zakon očvršćivanja, tokarenje

Znanstveno područje: Tehničke znanosti

Znanstveno polje: Strojarstvo

Znanstvena grana: Proizvodno strojarstvo

Institucija na kojoj je rad izrađen: Sveučilište u Splitu, Fakultet elektrotehnike, strojarstva i brodogradnje

Mentor rada: izv. prof. dr. sc. Sonja Jozić

Broj stranica: 230

Broj slika: 102

Broj tablica: 51

Broj korištenih bibliografskih jedinica: 180

Podaci o ocjeni i obrani disertacije

Povjerenstvo za ocjenu disertacije:

1. xxx

2.

3.

Povjerenstvo za obranu disertacije:

1. xxx

2.

3.

4.

5.

Disertacija obranjena dana: xx. mjesec 20xx.

Numeričko modeliranje i optimizacija ortogonalnog rezanja aluminijske legure EN AW 6082 T6

Sažetak:

Pri obradi odvajanjem čestica vrijede različite zakonitosti vezane uz ponašanje materijala, toplinu, trenje, elastične i plastične deformacije, brzine deformacija i sl. Mehanizam nastajanja odvojene čestice je prilično složen, što dovodi do jednako složenih teorija i modela koji predstavljaju te teorije. Eksperimentalna ispitivanja su dugotrajna i skupa zbog čega postoji potreba za numeričkim modeliranjem procesa.

U radu je, na temelju eksperimentalnih podataka i rezultata dobivenih numeričkim modelima, analizirano ortogonalno rezanje aluminijske legure EN AW 6082 T6. Regresijskom analizom eksperimentalnih podataka dobiveni su matematički modeli koji opisuju ovisnost sila rezanja i temperature o parametrima obrade. Optimalne vrijednosti brzine rezanja i posmaka dobivene su primjenom genetskog algoritma na temelju postavljenih ograničenja i funkcija cilja.

Razmatran je utjecaj ulaznih parametara i numeričkih postavki na predviđanja sila rezanja i temperature u zoni rezanja u numeričkim modelima ortogonalnog rezanja aluminijske legure EN AW 6082 T6 primjenom spregnute Euler-Lagrangeove formulacije. S ciljem unaprjeđenja numeričkih modela razmatrani su različiti zakoni očvršćivanja te uvjeti dodira između alata i obratka. Razvijeni su vlastiti zakoni očvršćivanja. Različiti zakoni očvršćivanja su implementirani u program za analizu metodom konačnih elemenata. Točnost numeričkih modela ispitana je za široki raspon posmaka i brzine rezanja. Hibridnom metodom su predviđene sile rezanja za postupak tokarenja (kosog rezanja). U ovoj metodi su korišteni rezultati dobiveni numeričkim modeliranjem te geometrijski i kinematički transformacijski modeli. S ciljem validacije predviđene sile rezanja hibridnom metodom, proveden je drugi dio eksperimentalnih istraživanja koji obuhvaća mjerenje sila u postupku tokarenja.

Ključne riječi:

ortogonalno rezanje, sile rezanja, temperatura u zoni rezanja, regresijska analiza, genetski algoritam, spregnuta Euler-Lagrangeova formulacija, zakon očvršćivanja, tokarenje

Numerical modelling and optimisation of orthogonal cutting of aluminium alloy EN AW 6082 T6

Abstract:

Various laws related to the behaviour of materials, heat, friction, elastic and plastic deformations and deformation rates are applied when machining. The mechanism of the chip formation is quite complex, which leads to equally complex theories and models representing these theories. Experimental tests are time-consuming and expensive, therefore there is a need for numerical modelling of the process.

In this thesis, the orthogonal cutting process of aluminium alloy EN AW 6082 T6 based on experimental data and results obtained with numerical models is analysed. Mathematical models were obtained by regression analysis of experimental data that describe the dependence of cutting forces and temperature on processing parameters. Optimal values of cutting speed and feed were obtained by applying a genetic algorithm based on set constraints and objective functions.

The influence of input parameters and numerical settings on predictions of cutting forces and temperature in the cutting zone in numerical models of orthogonal cutting of EN AW 6082 T6 alloy using the coupled Euler-Lagrange formulation was considered. With the view of improving numerical models, different hardening laws and contact conditions between the tool and the workpiece were considered. Also, hardening laws have been developed. Different hardening laws were implemented in the finite element analysis program. The accuracy of the numerical models was tested for a wide range of feed and cutting speeds. The hybrid method was implemented to predict cutting forces for the turning process. In this procedure, the results obtained by numerical modelling and the geometric and kinematic transformation models were applied. In order to validate the predicted cutting force by the hybrid method, the second part of the experimental research was carried out, which includes the measurement of cutting forces in the turning process.

Keywords:

orthogonal cutting, cutting forces, temperature in the cutting zone, regression analysis, genetic algorithm, coupled Euler-Lagrange formulation, hardening law, turning

Sadržaj

Bibliografski podaci.....	ii
Podaci o ocjeni i obrani disertacije	iii
Sažetak:.....	iv
Abstract:.....	v
Popis tablica.....	xi
Popis slika.....	xv
Popis oznaka	xxi
Popis kratica.....	xxix
1. UVOD.....	1
1.1. Motivacija za provođenje istraživanja.....	1
1.2. Ciljevi i hipoteza znanstvenog istraživanja	3
1.3. Znanstveni doprinosi rada.....	4
1.4. Metodologija znanstvenog istraživanja	5
1.5. Struktura rada.....	7
2. OSNOVE OBRADE ODVAJANJEM ČESTICA.....	9
2.1. Dinamika procesa odvajanja čestica.....	9
2.2. Toplinske pojave pri obradi odvajanjem čestica	12
3. OSNOVE NUMERIČKOG MODELIRANJA OBRADE ODVAJANJEM ČESTICA ..	18
3.1. Mehanika elasto-viskoplastičnih tijela pri povišenim temperaturama	19
3.1.1. Zakon očvršćivanja	29
3.2. Modeli trenja te uvjeti dodira između alata i obratka	32
3.3. Modeliranje nastajanja odvojene čestice	36
4. PREDVIĐANJA IZLAZNIH VELIČINA OBRADE ODVAJANJEM ČESTICA U NUMERIČKIM MODELIMA TEMELJENIM NA METODI KONAČNIH ELEMENATA	39

4.1.	Predviđanje sila rezanja u obradi odvajanjem čestica	44
4.2.	Raspodjela temperature u zoni rezanja	47
4.3.	Spregnuta Euler-Lagrangeova (CEL) formulacija.....	49
5.	EKSPERIMENTALNI RAD	60
5.1.	Sredstva i uvjeti eksperimenata	60
5.1.1.	Alatni stroj	60
5.1.2.	Alat i rezne pločice	61
5.1.3.	Obradak.....	62
5.1.4.	Mjerni uređaji.....	63
5.2.	Prethodna ispitivanja	66
5.3.	Planiranje eksperimenata	68
5.4.	Eksperimentalni rezultati	69
6.	STATISTIČKA OBRADA EKSPERIMENTALNIH REZULTATA I OPTIMIZACIJA ULAZNIH PARAMETARA ORTOGONALNOG REZANJA.....	75
6.1.	Metodologija izrade i vrednovanja matematičkih modela.....	75
6.2.	Statistička obrada eksperimentalnih rezultata	77
6.2.1.	Matematički modeli komponenti sile ortogonalnog rezanja.....	77
6.2.2.	Matematički model temperature u zoni rezanja.....	80
6.3.	Analiza utjecaja brzine rezanja i posmaka na komponente sile ortogonalnog rezanja i temperaturu u zoni rezanja.....	81
6.4.	Optimizacija ortogonalnog rezanja genetskim algoritmom.....	83
7.	NUMERIČKO MODELIRANJE ORTOGONALNOG REZANJA	86
7.1.	Statistička obrada rezultata simulacija.....	92
7.1.1.	Matematički modeli komponenti sile ortogonalnog rezanja.....	92
7.1.2.	Matematički model vremena potrebnog za provedbu simulacije	95
7.2.	Optimizacija veličine konačnog elementa kojim se diskretizira obradak genetskim algoritmom.....	95
7.3.	Numerička provjera rezultata optimizacije.....	96

8.	NUMERIČKA ANALIZA: PROCJENA TOČNOSTI PREDVIĐANJA SILA REZANJA I TEMPERATURE U ZONI REZANJA ZA RAZLIČITE ULAZNE PARAMETRE	100
8.1.	Rezultati numeričke analize.....	100
8.2.	Predviđanje sila rezanja i temperature u zoni rezanja za različite ulazne parametre primjenom unaprijeđenog numeričkog modela	108
9.	NUMERIČKO PREDVIĐANJE ORTOGONALNOG REZANJA PRIMJENOM RAZVIJENIH MODELA TE RAZLIČITIH ZAKONA OČVRŠĆIVANJA	112
9.1.	Vlačni test i test smicanja za jedan konačni element.....	113
9.2.	Zerilli-Armstrongov zakon očvršćivanja	115
9.3.	Izmijenjeni Zerilli-Armstrongov zakon očvršćivanja.....	117
9.4.	JCA zakon očvršćivanja	122
9.5.	Numerička analiza: procjena točnosti predviđanja sila rezanja i temperature u zoni rezanja za različite ulazne parametre primjenom JCA zakona očvršćivanja ...	130
9.6.	JCA_TANH zakona očvršćivanja.....	136
9.7.	Numerička analiza: procjena točnosti predviđanja sila rezanja i temperature u zoni rezanja za različite ulazne parametre primjenom JCA_TANH zakona očvršćivanja	141
10.	STATISTIČKA OBRADA REZULTATA DOBIVENIH NUMERIČKIM MODELIRANJE I OPTIMIZACIJA ULAZNIH PARAMETARA ORTOGONALNOG REZANJA	150
10.1.	JCA zakon očvršćivanja	150
10.1.1.	Matematički modeli komponenti sile ortogonalnog rezanja	150
10.1.2.	Matematički model temperature u zoni rezanja	152
10.2.	JCA_TANH zakon očvršćivanja	153
10.2.1.	Matematički modeli komponenti sile ortogonalnog rezanja	153
10.2.2.	Matematički model temperature u zoni rezanja	154
10.3.	Optimizacija ortogonalnog rezanja genetskim algoritmom.....	155

11. PREDVIĐANJE SILE REZANJA ZA POSTUPAK TOKARENJA HIBRIDNOM METODOM.....	157
11.1. Mehanika ortogonalnog rezanja	157
11.2. Mehanika tokarenja (kosog rezanja).....	159
11.3. Eksperimentalni rad – tokarenje	165
11.4. Predviđanje sile rezanja za postupak tokarenja	165
12. ZAKLJUČAK.....	170
LITERATURA	175
PRILOZI	188
PRILOG A	188
PRILOG B	193
PRILOG C	196
Životopis	199
Curriculum Vitae	200

Popis tablica

Tablica 4.1. Pregled radova u kojima je primijenjena CEL formulacija za simulaciju obrade odvajanjem čestica	57
Tablica 5.1. Glavne karakteristike univerzalne tokarilice	61
Tablica 5.2. Kemijski sastav, mehanička i fizikalna svojstva legure EN AW 6082 T6	62
Tablica 5.3. Izmjerene vrijednosti glavne sile rezanja i posmične sile.....	68
Tablica 5.4. Eksperimentalni rezultati – srednje vrijednosti.....	68
Tablica 5.5. Plan eksperimenata za dobivanje modela odzivnih veličina F_c , F_f , T	69
Tablica 5.6. Ulazne veličine i rezultati mjerenja	70
Tablica 5.7. Parametri obrade i rezultati mjerenja debljine odvojene čestice	73
Tablica 6.1. Analiza varijance za glavnu silu rezanja F_c	77
Tablica 6.2. Rezultati regresijske analize za glavnu silu rezanja F_c	78
Tablica 6.3. Analiza varijance za posmičnu silu F_f	78
Tablica 6.4. Rezultati regresijske analize za posmičnu silu F_f	79
Tablica 6.5. Analiza varijance za temperaturu u zoni rezanja	80
Tablica 6.6. Rezultati regresijske analize za temperaturu u zoni rezanja	80
Tablica 6.7. Vrijednosti parametara korištenih u optimizaciji.....	84
Tablica 6.8. Predviđene vrijednosti izlaznih veličina za optimalne vrijednosti ulaznih veličina.....	84
Tablica 7.1. Vrijednosti parametara Johnson-Cookovog zakona očvršćivanja za leguru aluminijsku EN AW 6082 T6.....	88
Tablica 7.2. Vrijednost parametara koji opisuju inicijaciju i razvoj oštećenja u materijalu [155], [156].....	89
Tablica 7.3. Značajke interakcije između obratka i alata.....	89
Tablica 7.4. Usporedba eksperimentalnih rezultata i rezultata numeričkih simulacija	90
Tablica 7.5. Ulazne veličine i njihove razine.....	91
Tablica 7.6. Box-Behnken plan simulacija (virtualni eksperimenti).....	92
Tablica 7.7. Analiza varijance za pogrešku u predviđanju glavne sile rezanja F_c	93

Tablica 7.8. Rezultati regresijske analize za pogrešku u predviđanju glavne sile rezanja F_c ..	93
Tablica 7.9. Analiza varijance za pogrešku u predviđanju posmične sile F_f	94
Tablica 7.10. Rezultati regresijske analize za pogrešku u predviđanju posmične sile F_f	94
Tablica 7.11. Vrijednosti parametara korištenih u optimizaciji.....	96
Tablica 8.1. Ulazne veličine te rezultati numeričkih simulacija.....	104
Tablica 8.2. Parametri obrade i rezultati mjerenja debljine odvojene čestice	107
Tablica 8.3. Ulazne veličine te rezultati numeričkih simulacija za unaprijeđeni numerički model; koeficijent prijelaza topline 100 kW/m ² K	110
Tablica 8.4. Ulazne veličine te rezultati numeričkih simulacija za unaprijeđeni numerički model; koeficijent prijelaza topline 150 kW/m ² K	111
Tablica 9.1. Parametri Zerilli-Armstrongovog zakona očvršćivanja za EN AW 6082 T6 [158]	115
Tablica 9.2. Parametri izmijenjenog Zerilli-Armstrongovog zakona očvršćivanja za EN AW 6082 T6	120
Tablica 9.3. Parametri zakona očvršćivanja temeljenog na Arrheniusovoj jednadžbi za EN AW 6082 T6	127
Tablica 9.4. Vrijednosti energije aktivacije za promatranu leguru	127
Tablica 9.5. Parametri JCA zakona očvršćivanja za EN AW 6082 T6	128
Tablica 9.6. Ulazne veličine te rezultati numeričkih simulacija primjenom JCA zakona očvršćivanja; koeficijent prijelaza topline 150 kW/m ² K.....	130
Tablica 9.7. Parametri JCA_TANH zakona očvršćivanja za EN AW 6082 T6	138
Tablica 9.8. Ulazne veličine te rezultati numeričkih simulacija primjenom JCA_TANH zakona očvršćivanja; koeficijent prijelaza topline 150 kW/m ² K.....	142
Tablica 9.9. Parametri obrade i rezultati mjerenja debljine odvojene čestice	144
Tablica 10.1. Analiza varijance za glavnu silu rezanja F_c ; rezultati dobiveni numeričkim modeliranjem i primjenom JCA zakona očvršćivanja	151
Tablica 10.2. Analiza varijance za posmičnu silu F_f ; rezultati dobiveni numeričkim modeliranjem i primjenom JCA zakona očvršćivanja	151

Tablica 10.3. Analiza varijance za temperaturu u zoni rezanja; rezultati dobiveni numeričkim modeliranjem i primjenom JCA zakona očvršćivanja.....	152
Tablica 10.4. Analiza varijance za glavnu silu rezanja F_c ; rezultati dobiveni numeričkim modeliranjem i primjenom JCA_TANH zakona očvršćivanja.....	153
Tablica 10.5. Analiza varijance za posmičnu silu F_f ; rezultati dobiveni numeričkim modeliranjem i primjenom JCA_TANH zakona očvršćivanja.....	154
Tablica 10.6. Analiza varijance za temperaturu u zoni rezanja; rezultati dobiveni numeričkim modeliranjem i primjenom JCA_TANH zakona očvršćivanja	155
Tablica 10.7. Ciljne vrijednosti korištene u optimizaciji.....	155
Tablica 10.8. Predviđene vrijednosti izlaznih veličina za optimalne vrijednosti ulaznih veličina.....	156
Tablica 11.1. Ulazni parametri i eksperimentalni rezultati u postupku tokarenja	165
Tablica 11.2. Ulazni parametri i podaci iz ortogonalnog rezanja na temelju rezultata dobivenih numeričkim modeliranjem	166
Tablica 11.3. Usporedba eksperimentalnih rezultata sile rezanja i predviđanja sile rezanja hibridnom metodom za postupak tokarenja	168

Popis slika

Slika 1.1. Struktura disertacije	8
Slika 2.1. Vrste rezanja: a) ortogonalno (dvodimenzijsko), b) koso (trodimenzijsko) [2]	9
Slika 2.2. Usporedba ortogonalnog i kosog rezanja: a) mehanika ortogonalnog rezanja, b) mehanika kosog rezanja	10
Slika 2.3. Geometrija ortogonalnog modela	11
Slika 2.4. Prikaz karakterističnih dimenzija za određivanje koeficijenta sabijanja odvojene čestice [3].....	12
Slika 2.5. Shematski prikaz toplinskih izvora pri obradi odvajanjem čestica	13
Slika 2.6. Shematski prikaz toplinskih ponora pri obradi odvajanjem čestica	14
Slika 2.7. Zone plastičnih deformacija za proces stvaranja odvojene čestice	16
Slika 3.1. Grafički prikaz raspodjele smičnog naprezanja koje se javlja uslijed trenja te tlačnog naprezanja na prednjoj površini alata.....	33
Slika 3.2. Dijagram kontaktnog tlaka i udaljenost površina u dodiru.....	35
Slika 4.1. ALE formulacija s: a) Eulerovim i Lagrangeovim granicama i b) Lagrangeovim granicama [42]	41
Slika 4.2. CEL formulacija	42
Slika 4.3. Prikaz EVF vrijednosti i odgovarajućih granica materijala [46]	42
Slika 4.4. Ulazni parametri, numeričke postavke i rezultati numeričkih simulacija	44
Slika 4.5. Usporedba temperature u zoni rezanja predviđene numeričkim simulacijama i dobivene eksperimentalnim mjerenjima [5]	48
Slika 4.6. Izgled alata i obratka [122]	50
Slika 4.7. Shematski prikaz rezne pločice i obratka [126].....	51
Slika 4.8. Shematski prikaz glodala i obratka [51]	52
Slika 4.9. Utjecaj veličine kvadratnog elementa u ravnini rezanja na predviđanja sila rezanja u numeričkim simulacijama [129].....	53
Slika 4.10. Izgled alata i obratka [130]	54
Slika 5.1. Univerzalna tokarilica.....	60

Slika 5.2. Tokarski nož	61
Slika 5.3. Rezna pločica za tokarenje	61
Slika 5.4. Oprema za mjerenje i obradu sila rezanja te grafičko sučelje softvera Next View .	63
Slika 5.5. Infracrvena kamera za mjerenje temperature u zoni rezanja i grafičko sučelje softvera Altair	64
Slika 5.6. Eksperimentalni postav.....	65
Slika 5.7. Oprema za mjerenje odvojene čestice	66
Slika 5.8. Parametri procesa i prikaz sila pri ortogonalnom rezanju	67
Slika 5.9. Sile rezanja u funkciji vremena za prethodna ispitivanja u postupku ortogonalnog rezanja ($v_c=186$ m/min, $f =0,05$ mm/o).....	67
Slika 5.10. Izmjerena temperatura u zoni rezanja za $v_c = 93$ m/min, $f = 0,05$ mm/o.....	71
Slika 5.11. Primjer snimka raspodjele temperature za $v_c = 93$ m/min, $f = 0,05$ mm/o	71
Slika 5.12. Izmjerena temperatura u zoni rezanja za $v_c = 233$ m/min, $f = 0,08$ mm/o.....	71
Slika 5.13. Primjer snimka raspodjele temperature za $v_c = 233$ m/min, $f = 0,08$ mm/o	72
Slika 5.14. Izmjerena temperatura u zoni rezanja za $v_c = 373$ m/min, $f = 0,11$ mm/o.....	72
Slika 5.15. Primjer snimka raspodjele temperature za $v_c = 373$ m/min, $f = 0,11$ mm/o.....	72
Slika 5.16. Utjecaj brzine rezanja i posmaka na koeficijent sabijanja.....	73
Slika 5.17. Primjeri mjerenja debljine odvojene čestice za različite parametre obrade: a) $v_c = 93$ m/min, $f = 0,05$ mm/o, b) $v_c = 373$ m/min, $f = 0,05$ mm/o, c) $v_c = 93$ m/min, $f = 0,08$ mm/o, d) $v_c = 373$ m/min, $f = 0,08$ mm/o, e) $v_c = 93$ m/min, $f = 0,11$ mm/o, f) $v_c = 373$ m/min, $f = 0,11$ mm/o.....	74
Slika 6.1. Usporedba predviđanja komponenti sile ortogonalnog rezanja primjenom matematičkih modela i eksperimentalnih vrijednosti	79
Slika 6.2. Usporedba predviđanja temperature u zoni rezanja primjenom matematičkog modela i eksperimentalnih vrijednosti	81
Slika 6.3. Utjecaj parametara obrade na izlazne veličine procesa	82
Slika 7.1. Shematski prikaz obratka i alata u xy ravnini za primjer ortogonalnog rezanja.....	87
Slika 7.2. Prikaz diskretizacije obratka i alata u xy ravnini	87

Slika 7.3. Koraci za definiranje odgovarajućih ulaznih parametara i numeričkih postavki za modeliranje obrade odvajanjem čestica	91
Slika 7.4. Prikaz raspodjele ekvivalentnog von Mises naprezanja	96
Slika 7.5. Raspodjela temperature u zoni rezanja: a) rezultati dobiveni numeričkim modeliranjem, b) eksperimentalni rezultati	97
Slika 7.6. Temperatura u zoni rezanja: eksperimentalni rezultati.....	98
Slika 7.7. Temperatura u zoni rezanja: rezultati dobiveni numeričkim modeliranjem.....	98
Slika 8.1. Rezultati dobiveni numeričkim postupkom; sile rezanja u funkciji vremena za $v_c = 373$ m/min, $f = 0,08$ mm/o	101
Slika 8.2. Rezultati dobiveni numeričkim postupkom; raspodjela ekvivalentnog naprezanje u obratku i odvojenoj čestici te raspodjela temperature u zoni rezanja za $v_c = 373$ m/min, $f = 0,08$ mm/o.....	101
Slika 8.3. Izgled odvojene čestice nakon 0,0015 s za $v_c = 373$ m/min, $f = 0,08$ mm/o: a) $\tau_y = 250$ MPa, b) $\tau_y = 170$ MPa	102
Slika 8.4. Usporedba ekvivalentnog naprezanja u vremenu za različite smične granice tečenja za $v_c = 373$ m/min, $f = 0,08$ mm/o	102
Slika 8.5. Usporedba komponenti sile rezanja u vremenu za različite smične granice tečenja za $v_c = 373$ m/min, $f = 0,08$ mm/o	103
Slika 8.6. Temperatura u zoni rezanja za $v_c = 373$ m/min, $f = 0,08$ mm/o.....	103
Slika 8.7. Usporedba vrijednosti glavne sile rezanja predviđene numeričkim postupkom i eksperimentalnih vrijednosti.....	105
Slika 8.8. Usporedba vrijednosti posmične sile predviđene numeričkim postupkom i eksperimentalnih vrijednosti.....	105
Slika 8.9. Usporedba vrijednosti temperature u zoni rezanja predviđene numeričkim postupkom i eksperimentalnih vrijednosti	106
Slika 8.10. Primjer raspodjele Eulerovog volumnog udjela materijala za $v_c = 373$ m/min, $f = 0,08$ mm/o	107
Slika 8.11. Unaprijeđeni numerički model; prikaz obratka i alata u xy ravnini za primjer ortogonalnog rezanja.....	109

Slika 8.12. Usporedba numeričkih modela u predviđanju izlaznih veličina ortogonalnog rezanja	110
Slika 9.1. Rubni uvjeti končanog elementa opterećenog na vlačno naprezanje	113
Slika 9.2. Rezultati simulacija vlačnog testa	114
Slika 9.3. Rubni uvjeti konačnog elementa opterećenog na smicanje.....	114
Slika 9.4. Rezultati simulacija smičnog testa.....	115
Slika 9.5. Rezultati simulacija za Zerilli-Armstrongov zakon očvršćivanja	116
Slika 9.6. Rezultati dobiveni numeričkim postupkom; raspodjela ekvivalentnog naprezanje u obratku i odvojenoj čestici te raspodjela temperature u zoni rezanja za Zerilli-Armstrongov zakon očvršćivanja i $v_c = 373$ m/min, $f = 0,05$ mm/o.....	117
Slika 9.7. Ovisnost $\ln\sigma$ o $T - T_0$ za različite ekvivalentne plastične deformacije	118
Slika 9.8. Ovisnost $\ln(e^{L_1} - C_1)$ o $\ln\bar{\epsilon}_p$	119
Slika 9.9. Ovisnost naprezanja tečenja o ekvivalentnoj plastičnoj deformaciji za različite zakone očvršćivanja pri razmatranoj vrijednosti $\dot{\epsilon}_p = 1000$ s ⁻¹	120
Slika 9.10. Rezultati simulacija za izmijenjeni Zerilli-Armstrongov zakon očvršćivanja	121
Slika 9.11. Rezultati dobiveni numeričkim postupkom; raspodjela Eulerovog volumnog udjela materijala te raspodjela temperature u zoni rezanja za izmijenjeni Zerilli-Armstrongov zakon očvršćivanja i $v_c = 373$ m/min, $f = 0,05$ mm/o	122
Slika 9.12. Ovisnost $\ln\dot{\epsilon}_p$ o $\ln\sigma_y$ za različite temperature i razmatranu vrijednost $\bar{\epsilon}_p = 0,01$	124
Slika 9.13. Ovisnost $\ln\dot{\epsilon}_p$ o σ_y za različite temperature i razmatranu vrijednost $\bar{\epsilon}_p = 1$	124
Slika 9.14. Ovisnost $\ln[\sinh(\alpha\sigma_y)]$ o $\ln\dot{\epsilon}_p$ za različite temperature i razmatranu vrijednost $\bar{\epsilon}_p = 1$	125
Slika 9.15. Ovisnost $\ln[\sinh(\alpha\sigma_y)]$ o T^{-1} za različite ekvivalentne brzine plastične deformacije i razmatranu vrijednost $\bar{\epsilon}_p = 1$	126
Slika 9.16. Ovisnost $\ln Z$ o $\ln[\sinh(\alpha\sigma_y)]$ za različite temperature i razmatranu vrijednost $\dot{\epsilon}_p = 100$ s ⁻¹	126

Slika 9.17. Ovisnost naprežanja tečenja o ekvivalentnoj plastičnoj deformaciji za različite zakone očvršćivanja pri razmatranoj vrijednosti $\dot{\epsilon}_p = 1000 \text{ s}^{-1}$ i $\dot{\epsilon}_p = 100\,000 \text{ s}^{-1}$	128
Slika 9.18. Rezultati simulacija za JCA zakon očvršćivanja	129
Slika 9.19. Usporedba vrijednosti glavne sile predviđene numeričkim postupkom i eksperimentalnih vrijednosti.....	131
Slika 9.20. Usporedba vrijednosti posmične sile predviđene numeričkim postupkom i eksperimentalnih vrijednosti.....	131
Slika 9.21. Usporedba vrijednosti temperature u zoni rezanja predviđene numeričkim postupkom i eksperimentalnih vrijednosti.....	132
Slika 9.22. Raspodjela ekvivalentnog naprežanje u obratku i odvojenoj čestici te raspodjela temperature u zoni rezanja predviđene numeričkim postupkom za: a) $v_c = 93 \text{ m/min}$, $f = 0,05 \text{ mm/o}$, b) $v_c = 233 \text{ m/min}$, $f = 0,05 \text{ mm/o}$, c) $v_c = 373 \text{ m/min}$, $f = 0,05 \text{ mm/o}$	133
Slika 9.23. Raspodjela ekvivalentnog naprežanje u obratku i odvojenoj čestici te raspodjela temperature u zoni rezanja predviđene numeričkim postupkom za: a) $v_c = 93 \text{ m/min}$, $f = 0,08 \text{ mm/o}$, b) $v_c = 233 \text{ m/min}$, $f = 0,08 \text{ mm/o}$, c) $v_c = 373 \text{ m/min}$, $f = 0,08 \text{ mm/o}$	134
Slika 9.24. Raspodjela ekvivalentnog naprežanje u obratku i odvojenoj čestici te raspodjela temperature u zoni rezanja predviđene numeričkim postupkom za: a) $v_c = 93 \text{ m/min}$, $f = 0,11 \text{ mm/o}$, b) $v_c = 233 \text{ m/min}$, $f = 0,11 \text{ mm/o}$, c) $v_c = 373 \text{ m/min}$, $f = 0,11 \text{ mm/o}$	135
Slika 9.25. Usporedba rezultata dobivenih različitim numeričkim modelima.....	136
Slika 9.26. Ovisnost naprežanja tečenja o ekvivalentnoj plastičnoj deformaciji za različite zakone očvršćivanja pri razmatranoj vrijednosti $\dot{\epsilon}_p = 50\,000 \text{ s}^{-1}$	138
Slika 9.27. Ovisnost naprežanja tečenja o ekvivalentnoj plastičnoj deformaciji za različite zakone očvršćivanja pri razmatranoj vrijednosti $\dot{\epsilon}_p = 10\,000 \text{ s}^{-1}$ i $\dot{\epsilon}_p = 100\,000 \text{ s}^{-1}$	139
Slika 9.28. Rezultati simulacija za JCA_TANH zakon očvršćivanja	141
Slika 9.29. Usporedba vrijednosti glavne sile predviđene numeričkim postupkom i eksperimentalnih vrijednosti.....	142

Slika 9.30. Usporedba vrijednosti posmične sile predviđene numeričkim postupkom i eksperimentalnih vrijednosti.....	143
Slika 9.31. Usporedba vrijednosti temperature u zoni rezanja predviđene numeričkim postupkom i eksperimentalnih vrijednosti.....	143
Slika 9.32. Raspodjela ekvivalentnog naprezanje u obratku i odvojenoj čestici te raspodjela temperature u zoni rezanja predviđene numeričkim postupkom za: a) $v_c = 93$ m/min, $f = 0,05$ mm/o, b) $v_c = 233$ m/min, $f = 0,05$ mm/o, c) $v_c = 373$ m/min, $f = 0,05$ mm/o.....	145
Slika 9.33. Raspodjela ekvivalentnog naprezanje u obratku i odvojenoj čestici te raspodjela temperature u zoni rezanja predviđene numeričkim postupkom za: a) $v_c = 93$ m/min, $f = 0,08$ mm/o, b) $v_c = 233$ m/min, $f = 0,08$ mm/o, c) $v_c = 373$ m/min, $f = 0,08$ mm/o.....	146
Slika 9.34. Raspodjela ekvivalentnog naprezanje u obratku i odvojenoj čestici te raspodjela temperature u zoni rezanja predviđene numeričkim postupkom za: a) $v_c = 93$ m/min, $f = 0,11$ mm/o, b) $v_c = 233$ m/min, $f = 0,11$ mm/o, c) $v_c = 373$ m/min, $f = 0,11$ mm/o.....	147
Slika 9.35. Usporedba rezultata dobivenih različitim numeričkim modelima.....	148
Slika 11.1. Ovisnost komponenti sile rezanja o debljini neodrezane odvojene čestice [2] ...	158
Slika 11.2. Mehanika ortogonalnog rezanja	159
Slika 11.3. Ravnine u promatranoj točki glavne oštrice alata [177], [178]	160
Slika 11.4. Ravnine i kutovi tokarskog noža	160
Slika 11.5. Geometrija poprečnog presjeka neodrezane odvojene čestice [2].....	162
Slika 11.6. Određivanje konstanti rubne sile	166
Slika 11.7. Određivanje sile rezanja za postupak tokarenja; hibridna metoda	167
Slika 11.8. Pogreška u predviđanju komponenti sile rezanja za postupak tokarenja	169

POPIS OZNAKA

Oznaka Opis

A	granica tečenja pri referentnoj temperaturi i referentnoj brzini deformacije za Johnson-Cookov zakon očvršćivanja
A'	parametar Arrheniusovog zakona očvršćivanja
A_{sh}	površina smicanja
A_0	površina presjeka neodrezane odvojene čestice
A_I	površina segmenta I
a_p	dubina rezanja
B	parametar koji opisuju očvršćivanje materijala uslijed plastičnih deformacija u Johnson-Cookovom zakonu očvršćivanja
b	širina rezanja
b_1	širina odvojene čestice
b_0, b_j	koeficijenti polinomnog modela
b_{ij}, b_{jj}	koeficijenti polinomnog modela
C	konstanta brzine deformacije u Johnson-Cookovom zakonu očvršćivanja
C'_i	$i=0,1,\dots,5$; parametri Zerilli-Armstrongovog zakona očvršćivanja
C_i	$i=1,2,\dots$; parametri izmijenjenog Zerilli-Armstrongovog zakona očvršćivanja
C_{ijkl}^e	komponenta tenzora elastičnosti
D	promjer obratka
D'	varijabla koja definira razinu oštećenja materijala
D_i	$i=1,2,\dots,5$; parametri Johnson-Cookovog kriterija oštećenja
d	parametar prilagodbe u JCA zakonu očvršćivanja
E	Youngov modul elastičnosti
e	specifična toplinska energija

e_{ij}	komponenta devijatorske deformacije
F_c	glavna sila rezanja
F_{cc}	glavna komponenta sile koja doprinosi stvaranju odvojene čestice
F_{ce}	glavna komponenta rubne sile
$F_{c,e}$	relativna pogreška u predviđanju glavne sile rezanja
F_c^*	ciljna vrijednost, glavna sila rezanja
F_f	posmična sila rezanja
F_{fc}	posmična komponenta sile koja doprinosi stvaranju odvojene čestice
F_{fe}	posmična komponenta rubne sile
$F_{f,e}$	relativna pogreška u predviđanju posmične sile
F_f^*	ciljna vrijednost, posmična sila
F_p	sila prodiranja
F_{sh}	sila smicanja
F_x	sila rezanja u smjeru osi x
F_y	sila rezanja u smjeru osi y
F_z	sila rezanja u smjeru osi z
f	posmak po okretaju obratka
f_y	funkcija tečenja
G	modul smičnosti
g	funkcija plastičnog potencijala
H_δ	parametri očvršćivanja
H_v	visina dijela modela koji je ispunjen prazninom u spregnutoj Euler-Lagrangeovoj formulaciji
h	debljina neodrezane odvojene čestice
h_l	debljina odvojene čestice
J_1, J_2, J_3	invarijante tenzora naprezanja

J'_1, J'_2, J'_3	invarijante devijatorskog tenzora naprezanja
K	prostorni modul elastičnosti
K_{cc}	konstanta glavne komponente sile rezanja koja doprinosi stvaranju odvojene čestice
K_{fc}	konstanta posmične komponente sile rezanja koja doprinosi stvaranju odvojene čestice
K_{pc}	konstanta sile prodiranja koja doprinosi stvaranju odvojene čestice
K_{pe}	konstanta rubne sile prodiranja
k_{ce}, K_{ce}	konstanta glavne komponente rubne sile
k_{fe}, K_{fe}	konstanta posmične komponente rubne sile
L	parametar prilagodbe u JCA zakonu očvršćivanja
L_c	karakteristična duljina konačnog elementa
l	duljina obrade
l_c	duljina zone klizanja između alata i obratka
l_p	duljina zone lijepljenja
l_l	duljina odvojene čestice
l_l	karakteristična duljina segmenta I
m	parametar koji opisuje omekšavanje materijala uslijed promjene njegove temperature u Johnson-Cookovom zakonu očvršćivanja
N	broj konačnih elemenata kojim je diskretiziran sirovac
n	parametar koji opisuju očvršćivanje materijala uslijed plastičnih deformacija u Johnson-Cookovom zakonu očvršćivanja
n_a	parametar Arrheniusovog zakona očvršćivanja
n_t	frekvencija vrtnje glavnog vretena
P_f	ravnina posmičnog gibanja
P_p	natražna ravnina
P_r	referentna ravnina

P_s	ravnina rezanja
p_c	pravac brzine rezanja
Q	energija aktivacije
Q_{al}	toplina koja sve odvodi u alat
Q_{ap}	toplina koja uzrokuje lokalno zagrijavanje tankog sloja materijala alata
Q_d	toplina generirana u ravnini smicanja
Q_{ob}	toplina koja odlazi u obradak
$Q_{oč}$	toplina koja odlazi u odvojenu česticu
Q_{ok}	toplina koja odlazi u okolinu
Q_{pd}	toplina generirana zbog plastičnih deformacija neposredno ispred ravnine smicanja
Q_{tp}	toplina generirana na prednjoj površini alata
Q_{ts}	toplina nastala zbog trenja na stražnjoj površini alata
q	gustoća toplinskog toka
q_T	gustoća toplinskog toka zbog klizanja
R	rezultantna sila / sila rezanja
R_e	pogreška u predviđanju sile rezanja
R^2	koeficijent determinacije
R_{adj}^2	prilagođeni koeficijent determinacije
R_{pred}^2	predviđeni koeficijent determinacije
R'	univerzalna plinska konstanta'
R''	omjer ekvivalentnog naprezanja pri određenoj brzini deformacije i granice tečenja kad je brzina deformacije jednaka nuli
r_ε	radijus zaobljenja vrha rezne oštrice
s_{ij}	komponenta devijatorskog dijela tenzora naprezanja
\bar{s}	ekvivalentna brzina klizanja
T	temperatura (materijala)

T_e	pogreška u predviđanju temperature
T_o	temperatura okoline
T_T	temperatura taljenja materijala
T_0	referentna temperatura
T^*	ciljna vrijednost, temperatura u zoni rezanja
t	CPU vrijeme
U	gustoća energije
\bar{u}_p	ekvivalentni plastični pomak
$\bar{u}_{p,D}$	ekvivalentni plastični pomak pri potpunom lomu
\mathbf{v}	tenzor brzine
v_c	brzina rezanja
v_f	posmična brzina
w	parametar JCA_TANH zakona očvršćivanja
w_i	težinski faktor
X	kodirani ulazni parametri
x	parametar JCA_TANH zakona očvršćivanja
y	parametar JCA_TANH zakona očvršćivanja
Z	Zener-Hollomonov parametar

Grčka slova

α	stražnji kut alata
α_T	koeficijent toplinskog širenja
α'	koeficijent prijelaza topline
γ	prednji kut alata
γ_f	prednji kut alata u ravnini P_f
γ_p	prednji kut alata u ravnini P_p
$\dot{\boldsymbol{\epsilon}}$	tenzor brzine deformacije
$\dot{\epsilon}_{e,ij}$	elastična komponenta brzine deformacije
$\dot{\boldsymbol{\epsilon}}_p$	tenzor brzine plastične deformacije
$\dot{\epsilon}_{p,ij}$	plastična komponenta brzine deformacije
$\bar{\epsilon}_p$	ekvivalentna plastična deformacija
$\bar{\epsilon}_{p,D}$	ekvivalentna plastična deformacija pri kojoj dolazi do oštećenja
$\dot{\bar{\epsilon}}_p$	ekvivalentna plastična brzina deformacije
$\dot{\epsilon}_0$	referentna brzina deformacije
ζ	veličina prodora
η_p	Taylor-Quinney koeficijent
η_t	omjer hidrostatskog naprezanja i von Mises ekvivalentnog naprezanja
η_y	kut toka odvojene čestice
η'	udio energije nastale zbog trenja koja se pretvara u toplinu
κ_r	kut namještanja glavne oštrice alata
λ	koeficijent toplinske vodljivosti
$d\lambda$	plastični množitelj
λ_s	kut nagiba glavne oštrice alata
λ'	Lameova konstanta elastičnosti

μ	Coulombov koeficijent trenja
μ'	Lameova konstanta elastičnosti
ν	Poissonov koeficijent
ξ	koeficijent sabijanja odvojene čestice, stupanj kompresije
ξ_b	koeficijent sabijanja u smjeru širine obratka
ξ_l	koeficijent uzdužnog sabijanja
ρ	gustoća materijala
ρ_n	normalni kut trenja
ρ'	kut vanjskog trenja klizanja
σ	tenzor naprezanja
σ_0	srednje normalno naprezanje
σ_D	tenzor naprezanja oštećenog materijala
σ_{ij}	komponenta naprezanja
σ_n	normalno tlačno naprezanje
σ_y	naprezanje tečenja
σ_T	inicijalna granica tečenja
$\bar{\sigma}$	ekvivalentno naprezanje
τ	smično naprezanje
τ_{sh}	naprezanje u ravnini smicanja
τ_Y	smična granica tečenja
$\bar{\tau}$	ekvivalentno smično naprezanje
ϕ	kut smicanja
ϕ_n	normalni kut smicanja
Ω	kut položaja neodrezane odvojene čestice za razmatrani diferencijalni element
ω	raspršena neelastična energija
ω_D	varijabla stanja

ω' udio generirane topline zbog trenja koji prelazi na prvu površinu

POPIS KRATICA

Kratika	Opis
ALE	proizvoljna Lagrange-Eulerova (engl. Arbitrary Lagrange Euler)
ANOVA	analiza varijance
C3D8RT	trodimenzijski konačni element
CBN	kubični bor nitrid
CEL	spregnuta Euler-Lagrangeova (engl. Coupled Euler-Lagrange)
CPE3T	3 – čvorni trokutasti konačni element
CPE4RT	4 – čvorni pravokutni konačni element
CPE6MT	6 – čvorni trokutasti konačni element
EC3D8RT	trodimenzijski Eulerov element
eksp.	eksperiment
EVF	Eulerov volumni udio materijala (engl. Eulerian Volume Fractions)
FEM	metoda konačnih elemenata (engl. Finite Element Method)
HKHZ	hlađenje komprimiranim hladnim zrakom
iZA	izmijenjeni Zerilli-Armstrong
JC	Johnson-Cook
JCA	Johnson-Cook-Arrhenius
JCA_TANH	Johnson-Cook-Arrhenius-tanh
lsqnonlin	engl. nonlinear least-squares solver
MKE	metoda konačnih elemenata
ML	minimalna količina sredstva za podmazivanje
RT	referentna točka
SHIP	sredstvo za hlađenje, ispiranje i podmazivanje
ZA	Zerilli-Armstrong

1. UVOD

1.1. Motivacija za provođenje istraživanja

Obrada odvajanjem čestica je jedan od najzastupljenijih postupaka obrade metala u proizvodnoj industriji pri čemu se višak materijala uklanja mehaničkim djelovanjem reznog alata na predmet obrade. Ovim postupkom mogu se dobiti proizvodi složene geometrije s uskom tolerancijom dimenzija i zahtijevanom kvalitetom obrađene površine. U svim proizvodnim procesima, cilj je dobiti proizvod optimalne kvalitete u što kraćem vremenu te uz minimalne troškove. Značajnu ulogu u ostvarenju spomenutih ciljeva ima izbor optimalnih parametara obrade (brzina rezanja, posmak i dubina rezanja), materijala i geometrije reznog alata te sredstva za hlađenje, ispiranje i podmazivanje - SHIP. Važne izlazne veličine strojne obrade kao što su sile rezanja, temperature, morfologija odvojene čestice, deformacije obratka i alata te mnoge druge mogu se odrediti analitički i prije nego što se stvarno izvede bilo kakvo odvajanje materijala na alatnom stroju. Izbor ulaznih parametara obrade odvajanjem čestica još uvijek je zasnovan na iskustvu operatera, preporučenim vrijednostima te skupim i dugotrajnim eksperimentalnim ispitivanjima. Također, eksperimentalni rezultati vrijede samo za eksperimentalne uvjete te uvelike ovise o točnosti kalibracije mjerne opreme. S ekonomskog gledišta i s gledišta održive proizvodnje, eksperimentalna ispitivanja nisu u cijelosti opravdana. Održiva proizvodnja, u pogledu postupka obrade, može se ostvariti kroz smanjenje potrošnje energije, materijala i vode, kroz smanjenje korištenja otrovnih i nerazgradivih kemikalija te poboljšanje radnih uvjeta (kao što su ergonomija, zdravlje i sigurnost) [1].

Iz navedenog, može se zaključiti da postoji potreba za alternativnim pristupima koji će broj eksperimenata značajno smanjiti. Budući da je potrebna validacija modela, a jedini način da se to osigura je stvarno testiranje rezultata modela u stvarnim uvjetima i usporedba, eksperimentalna mjerenja se ne mogu u potpunosti eliminirati. Pri obradi odvajanjem čestica vrijede različite zakonitosti vezane uz ponašanje materijala, toplinu, trenje, elastične i plastične deformacije, brzine deformacija i sl. Mehanizam nastajanja odvojene čestice je prilično složen, što dovodi do jednako složenih teorija i modela koji predstavljaju te teorije. Promjena svojstava materijala obratka i alata te geometrijskih karakteristika alata, parametara obrade (brzina rezanja, posmak i dubina rezanja), primjena SHIPa i interakcija svega navedenoga u istom sustavu povećava složenost modela. Zbog toga se u većini istraživanja, vezanih uz analitičko i numeričko modeliranje, primjenjuje jednostavnija konfiguracija poznata kao ortogonalno

rezanje gdje vrijedi ravninsko stanje deformacije. Ortogonalno rezanje predstavlja dvodimenzijski mehanički problem uz pretpostavku da širina odvojene čestice ostaje konstantna cijelo vrijeme obrade. Pouzdano modeliranje procesa odvajanja čestica ovisi o pravilnom definiranju spomenutih zakonitosti. Pojednostavljenim analitičkim modelima moguće je predvidjeti izlazne veličine. Sile rezanja je moguće izračunati ako su poznate konstante materijala obratka preuzete iz različitih baza podataka, potvrđene eksperimentima, ali za složenije procese ne mogu se očekivati pouzdani rezultati. Zbog navedenog, u posljednjih nekoliko desetljeća, numeričko modeliranje obrade odvajanjem čestica dobiva na važnosti. Metoda konačnih elemenata - MKE (engl. Finite Element Method - FEM) ima veliku primjenu u 2D i 3D modeliranju ovog procesa. U relativno kratkom periodu moguće je analizirati veliki broj numeričkih rezultata što omogućuje uštedu na vremenu, materijalu i novcu. Mehanika složenijih operacija trodimenzijskog, tzv. kosog rezanja se zatim procjenjuje pomoću geometrijskih i kinematičkih transformacijskih modela primijenjenih na ortogonalno rezanje [2]. Pri nastajanju odvojene čestice u zoni smicanja i njenoj neposrednoj blizini, dakle malom volumenu, javljaju se izrazito velika tangencijalna i normalna naprezanja. Uzrok tih naprezanja su sile koje nastaju djelovanjem reznog alata na obradak. Njihovo poznavanje ima veliki značaj pri definiranju obradivosti materijala, određivanju trošenja alata, dimenzioniranju elemenata alatnog stroja, određivanju snage stroja, itd. [3]. S druge strane, ukupna snaga utrošena na odvajanje čestica najvećim dijelom se pretvara u toplinu. U prosjeku se do 97 % snage pretvori u toplinu [3]. Povećanjem temperature dolazi do gubitka tvrdoće i čvrstoće materijala alata. To utječe na postojanost alata te dovodi do gubitka reznih sposobnosti alata. Također, povećanjem temperature mijenjaju se sile rezanja, zaostala naprezanja u materijalu, itd. Najveća količina topline se razvija u zoni najvećih deformacija tj. u ravnini smicanja te na prednjoj površini reznog alata koja je u dodiru s odvojenom česticom. U zoni najvećih deformacija dolazi do plastične deformacije i razaranja materijala obratka, a na dodiru prednje površine alata i obratka se razvija toplina zbog trenja. Zbog toga se tim zonama, u analizama obrade odvajanjem čestica, posvećuje najveća pažnja. Generirana toplina nastala pri obradi odvajanjem čestica dovodi do zagrijavanja obratka, alata, odvojene čestice i okoline. Zbog složenog procesa odvajanja čestica javljaju se brojne teškoće prilikom mjerenja temperatura u zoni rezanja: alat i obradak se neprestano gibaju, odvojena čestica ometa mjerenje, otežan je pristup zoni mjerenja i sl.

Krajnji cilj numeričkog modela treba biti predviđanje onih parametara koji su relevantni za značajke proizvoda i procesa kao npr. sile rezanja, temperature u zoni rezanja, naprezanja,

deformacije obratka i alata, oblik odvojene čestice i sl. Numeričke simulacije omogućuju razumijevanje pojava tijekom obrade, ali i definiranje optimalnih ulaznih parametara s ciljem povećanja produktivnosti, smanjenja troškova i sl. Zahvaljujući naprednim tehnikama, u numeričkim modelima jednostavnije je prevladati distorziju mreže. Unatoč i tom napretku, numeričke simulacije još uvijek nisu dovoljno pouzdan alat obzirom da na rezultate simulacija utječu razni parametri [4]. Može se zaključiti da postoji nedostatak razumijevanja procesa te potreba za unapređenjima modela u numeričkim analizama. Bez točnih modela, skupa eksperimentalna istraživanja će i dalje dominirati u razvoju procesa. Sve navedeno upućuje na potrebu za istraživanjem složenog numeričkog modeliranja obrade odvajanjem čestica. Prije svega, potrebno je izabrati formulaciju modela (Eulerova, Lagrangeova, proizvoljna Lagrange-Eulerova ili spregnuta Euler-Lagrangeova) te vremensku integraciju (eksplicitnu ili implicitnu). Zatim, potrebno je odrediti veličinu i oblik mreže odnosno elemenata koji se primjenjuju na alatu i obratku te vrstu dodira između alata i obratka. Zakon očvršćivanja, model trenja i kriterij za nastajanje odvojene čestice su i više nego ključni za pravilno modeliranje procesa odvajanja čestica. Spomenuti nedostaci i izazovi predstavljaju motivaciju za istraživanje. Kao jedan od glavnih ciljeva nameće se razvoj pouzdanog numeričkog modela koji bi trebao predvidjeti relevantne parametre. Primjena numeričkih modela u planiranju obrade odvajanjem čestica može dovesti do boljeg razumijevanja procesa te dati smjernice za provođenje ovih procesa. Navedeno bi u konačnici reduciralo troškove proizvodnje.

1.2. Ciljevi i hipoteza znanstvenog istraživanja

Cilj rada je definiranje numeričkog modela ortogonalnog rezanja u programu za analizu metodom konačnih elemenata, ABAQUS, koji se temelji na spregnutoj toplinskoj i mehaničkoj analizi. S ciljem stvaranja što pouzdanijeg numeričkog modela, potrebno je fokus postaviti na definiranje pouzdanog zakona očvršćivanja te uvjeta dodira između alata i obratka. Krajnji cilj modela je predviđanje relevantnih parametara za značajke proizvoda kao što su sile rezanja te temperature u zoni rezanja. Navedeno može omogućiti određivanje utjecaja ulaznih parametara na sile rezanja i temperaturu u zoni rezanja te određivanje optimalnih parametara obrade s ciljem smanjenja sila rezanja i temperature u zoni rezanja. Optimizacija parametara obrade klasičnim determinističkim metodama ne daje zadovoljavajuće rezultate zbog širokog područja pretraživanja koje u sebi sadrži mnogobrojna ograničenja. Zbog stohastičke prirode obrade odvajanjem čestica, evolucijski algoritam će se primijeniti za određivanje optimalnih

vrijednosti utjecajnih parametara obrade. Njihovo poznavanje osigurava zahtijevanu kvalitetu proizvoda, smanjenje troškova te povećanje učinkovitosti obrade. Uspješnost numeričkog modela će se ocijeniti usporedbom eksperimentalnih i numeričkih rezultata.

Iz navedenog proizlazi znanstvena hipoteza doktorskog istraživanja:

Konstitutivni model materijala obratka, opis uvjeta dodira između alata i obratka te diskretizacija volumena obratka i alata značajno utječu na rezultate numeričkih simulacija obrade odvajanjem čestica. Numerički model ortogonalnog rezanja temeljen na spregnutoj Euler-Lagrangeovoj formulaciji, koji pretpostavlja generiranje topline zbog trenja i plastičnih deformacija te utjecaj brzine deformacije i temperature na promjenu granice tečenja, omogućit će pouzdano predviđanje sila rezanja i raspodjelu temperature u zoni rezanja.

Višeciljnom optimizacijom matematičkih modela koji opisuju utjecaj parametara obrade na izlazne veličine procesa u postupku ortogonalnog rezanja, mogu se odrediti optimalni parametri tako da se minimiziraju sile rezanja i temperature u zoni rezanja.

1.3. Znanstveni doprinosi rada

Pregledom dostupne literature povezane s procesom obrade odvajanjem čestica i numeričkim modeliranjem istog, definirano je područje istraživanja. Znanstveni doprinosi doktorske disertacije se očekuju u znanstvenom području tehničkih znanosti, polju strojarstvo, grani proizvodno strojarstvo. Očekivani znanstveni doprinosi se mogu istaknuti u nekoliko sljedećih točaka:

- Definiranje numeričkog modela ortogonalnog rezanja u programu za analizu metodom konačnih elemenata, ABAQUS, koji se temelji na spregnutoj toplinskoj i mehaničkoj analizi. Numerički model pretpostavlja generiranje topline zbog trenja i plastičnih deformacija te utjecaj brzine deformacije i temperature na promjenu granice tečenja i temelji se na spregnutoj Euler-Lagrangeovoj formulaciji.
- Saznanja o ponašanju materijala te uvjetima dodira alata i odvojene čestice za aluminijevu leguru EN AW 6082 T6 u uvjetima velikih plastičnih deformacija, visokih temperatura i visokih brzina deformacija.
- Postavljanje zakona očvršćivanja za aluminijevu leguru EN AW 6082 T6 na temelju izraza za Johnson-Cookov zakon očvršćivanja i Arrheniusove jednadžbe (JCA zakon). Predloženi

izraz uključuje utjecaj deformacije, brzine deformacije i temperature na granicu tečenja. Implementacija predloženog izraza u program za analizu metodom konačnih elemenata ABAQUS i primjena u predviđanju ortogonalnog rezanja.

- Implementacija tangens hiperbolne funkcije u cilju poboljšanja JCA zakona očvršćivanja. Implementacija predloženog izraza u program za analizu metodom konačnih elemenata ABAQUS i primjena u predviđanju ortogonalnog rezanja.
- Procjena točnosti razvijenih numeričkih modela za aluminijsku leguru EN AW 6082 T6.
- Određivanje utjecaja ulaznih parametara na sile rezanja i temperaturu u zoni rezanja. Definiranje matematičkih modela koji opisuju utjecaj ulaznih parametara ortogonalnog rezanja na sile rezanja te temperaturu u zoni rezanja statističkom analizom. Određivanje optimalnih parametara obrade s ciljem smanjenja sila rezanja i temperature u zoni rezanja.
- Procjena sile rezanja za postupak tokarenja na temelju rezultata dobivenih numeričkim modeliranjem te transformacijskim modelima. Procjena točnosti hibridne metode za aluminijsku leguru EN AW 6082 T6.

Znanstveni doprinosi obuhvaćaju dva važna područja. U eksperimentalnom području, modeliranjem sila rezanja i temperatura u zoni rezanja odredit će se optimalni procesni parametri. Numeričkim modeliranjem će se pokušati opisati stvarno stanje u procesu obrade odvajanjem čestica s ciljem eliminiranja skupih i dugotrajnih eksperimenata.

1.4. Metodologija znanstvenog istraživanja

S ciljem provjere hipoteze znanstvenog istraživanja te ostvarenja znanstvenih doprinosa nužno je provesti sveobuhvatno istraživanje. Istraživanje obuhvaća eksperimentalna ispitivanja, obradu dobivenih rezultata, teorijska razmatranja, numeričko modeliranje te razvoj i primjenu zakona očvršćivanja.

Pregled literature je za cilj imao utvrđivanje problema, razumijevanje tematike te stvaranje novih perspektiva u području istraživanja obrade odvajanjem čestica. Uočeno je da je modeliranje procesa izrazito složeno. Kako bi se dobili zadovoljavajuće točni izlazni parametri procesa, nužno je proučiti te pravilno definirati brojne numeričke postavke. Za provedbu

navedenog, potrebno je paralelno razmatrati eksperimentalne rezultate i rezultate numeričkog modela.

Iako su postupci obrade odvajanjem čestica najčešće trodimenzijski i geometrijski složeni, jednostavniji se slučaj ortogonalnog rezanja primjenjuje za objašnjavanje mehanike odvajanja materijala s obratka. Zbog navedenog, eksperimentalni dio istraživanja obuhvaća provedbu pokusa ortogonalnog rezanja. Da bi se ostvarilo ortogonalno rezanje, tokarenje obratka u obliku cijevi je provedeno na univerzalnoj tokarilici u Laboratoriju za alatne strojeve na Fakultetu elektrotehnike, strojarstva i brodogradnje u Splitu. Obrađivani materijal će biti legura aluminija EN AW 6082 T6. Eksperimentalni dio istraživanja, osim validacije rezultata dobivenih numeričkim modeliranjem, omogućit će i postavljanje matematičkih modela koji opisuju zavisnost izlaznih veličina (sile rezanja i temperatura u zoni rezanja) o parametrima obrade. Za ostvarenje navedenog, primijenit će se metoda matematičkog planiranja pokusa uz mjerenje, obradu i regresijsku analizu rezultata.

Optimizacija parametara obrade izvest će se uz istovremeno zadovoljenje dviju funkcija cilja. U procesu optimizacije koristit će se genetski algoritam zbog njegove primjenjivosti na kontinuirane, diskretne i mješovite varijable te na probleme višeciljne optimizacije.

Teorijska istraživanja će omogućiti definiranje odgovarajućih ulaznih parametara te numeričkih postavki za simuliranje procesa. Numerička analiza ortogonalnog rezanja EN AW 6082 T6 legure provest će se u računalnom programu ABAQUS / Explicit. U početnoj fazi istraživanja cilj je utvrditi odgovarajuće ulazne parametre te numeričke postavke, definiranje najprikladnijih koeficijenata Johnson-Cookovog (JC) zakona očvršćivanja i definiranje optimalne veličine konačnog elementa. U sljedećoj fazi numeričkog istraživanja cilj je procijeniti točnost predviđanja sila rezanja i temperatura u zoni rezanja za različite ulazne parametre. S ciljem razmatranja najčešće primjenjivanih zakona očvršćivanja, program za analizu metodom konačnih elemenata ABAQUS će se povezati s potprogramom napisanom u programskom jeziku FORTRAN. Odnosno, u računalni program za analizu metodom konačnih elemenata implementirat će se različiti zakoni očvršćivanja. Usporedbom eksperimentalnih i rezultata dobivenih numeričkim modeliranjem dat će se ocjena numeričkih modela.

Nakon definiranja pouzdanih numeričkih modela, rezultati istih će se upotrijebiti za optimizaciju parametara obrade. Rezultati dobiveni numeričkim modeliranjem će se primijeniti u hibridnoj metodi s ciljem predviđanja sile rezanja za postupak tokarenja. S ciljem validacije

predviđene sile rezanja hibridnom metodom, provest će se drugi dio eksperimentalnih istraživanja koji obuhvaća mjerenje sila u postupku tokarenja.

1.5. Struktura rada

Disertacija je organizirana u dvanaest poglavlja, Slika 1.1. U prvom poglavlju istaknuti su motivacija, ciljevi i hipoteza rada. Predstavljena je metodologija te znanstveni doprinosi istraživanja. U drugom poglavlju opisane su temeljne značajke obrade odvajanjem čestica te je istaknuta dinamika obrade i toplinske pojave koje se javljaju prilikom obrade odvajanjem čestica. U trećem poglavlju predstavljeno je teorijsko istraživanje za odabrano područje disertacije te su opisane osnove numeričkog modeliranja procesa. U četvrtom poglavlju predstavljen je pregled dosadašnjih istraživanja u literaturi za odabrano područje doktorskog rada. Poglavlje obuhvaća i predviđanje izlaznih veličina procesa u numeričkim simulacijama temeljenim na metodi konačnih elemenata. Fokus je stavljen na predviđanje sila rezanja te temperaturu u zoni rezanja. Također, detaljno su analizirana istraživanja gdje se primijenila spregnuta Euler-Lagrangeova formulacija u numeričkim modelima. Identificirani su neistraženi problemi u području znanstvenog istraživanja. U petom poglavlju predstavljen je eksperimentalni dio rada vezan uz ortogonalno rezanje aluminijske legure EN AW 6082 T6. Opisani su sredstva i uvjeti eksperimenata te rezultati eksperimentalnih istraživanja. Obrada, analiza i modeliranje eksperimentalnih podataka su predstavljeni u šestom poglavlju. Također je opisana i primjena evolucijskog algoritma s ciljem optimizacije ortogonalnog rezanja. U sedmom poglavlju prikazan je numerički model ortogonalnog rezanja. Istaknuti su problemi i preduvjeti koje je potrebno ispuniti za simuliranje procesa nastajanja odvojene čestice. Na temelju eksperimentalnih rezultata provedena je validacija numeričkih modela. U osmom poglavlju je provedena numerička analiza s ciljem procjene točnosti predviđanja sila rezanja i temperature u zoni rezanja za različite ulazne parametre. U devetom poglavlju su primijenjeni različiti zakoni očvršćivanja. Na temelju eksperimentalnih rezultata predstavljenih u petom poglavlju, provedena je i validacija numeričkih modela u kojima su primijenjeni različiti zakoni očvršćivanja. Obrada, analiza i modeliranje rezultata dobivenih numeričkim modeliranjem su predstavljeni u desetom poglavlju. Također je opisana i primjena evolucijskog algoritma s ciljem optimizacije ortogonalnog rezanja na temelju numeričkih podataka. U jedanaestom poglavlju je predstavljeno predviđanje sila rezanja za postupak tokarenja hibridnom metodom.

Posljednje, dvanaesto poglavlje sadrži zaključke provedenog istraživanja te smjernice za buduća istraživanja.

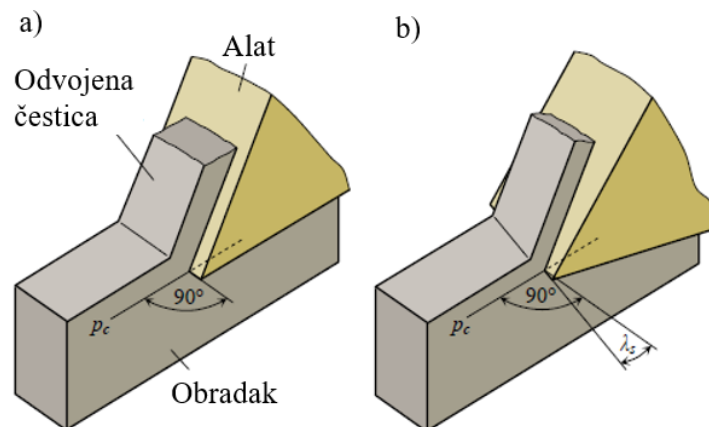


Slika 1.1. Struktura disertacije

2. OSNOVE OBRADJE ODVAJANJEM ČESTICA

2.1. Dinamika procesa odvajanja čestica

Proces odvajanja čestica nastaje prodiranjem reznog klina alata brzinom rezanja u materijal predmeta obrade. Prodiranjem reznog klina alata odnosno, djelovanjem vanjske sile dolazi do pretvaranja viška materijala predmeta obrade u odvojenu česticu. Postupci obrade odvajanjem čestica definirani su vrstama i oblicima alata, oblicima obratka te vrstama i kombinacijama gibanja alata i obratka. Ortogonalno (dvodimenzijско) rezanje i koso (trodimenzijско) rezanje su dvije vrste rezanja obzirom na kut između glavne oštrice alata i pravca glavne brzine rezanja. Ortogonalno rezanje predstavlja poseban slučaj rezanja kod kojeg je glavna oštrica alata postavljena pod kutom od 90° u odnosu na pravac brzine rezanja (v_c). Koso rezanje predstavlja opći slučaj rezanja kod kojeg je glavna oštrica alata postavljena pod nekim kutom različitim od 90° u odnosu na pravac brzine rezanja, p_c , Slika 2.1. (λ_s - kut nagiba glavne oštrice alata).



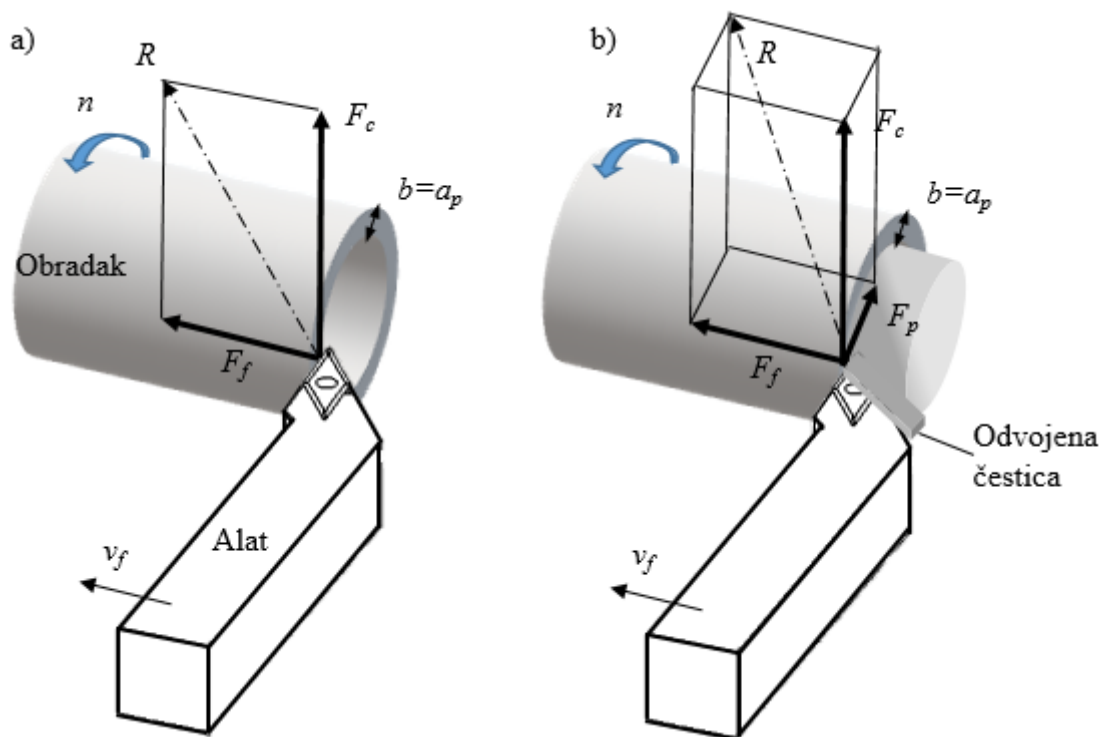
Slika 2.1. Vrste rezanja: a) ortogonalno (dvodimenzijско), b) koso (trodimenzijско) [2]

Kod ortogonalnog rezanja oštrica alata je okomita na smjer brzine rezanja. Da bi se ostvarilo ravninsko stanje deformacija u području dodira alata i obratka primjenjuju se sljedeće pretpostavke [3], [5]:

- glavna oštrica alata je šira od širine obratka (širine obrade)
- nema trenja na stražnjoj površini alata
- smicanje se odvija u ravnini
- jednolika je raspodjela naprezanja, nema deformacije odvojene čestice u širinu

- pretpostavlja se obrada bez pojave naljepka
- nepromjenjivi su parametri obrade: brzina rezanja, dubina rezanja i posmak
- površina poprečnog presjeka odvojene čestice je nepromjenjiva.

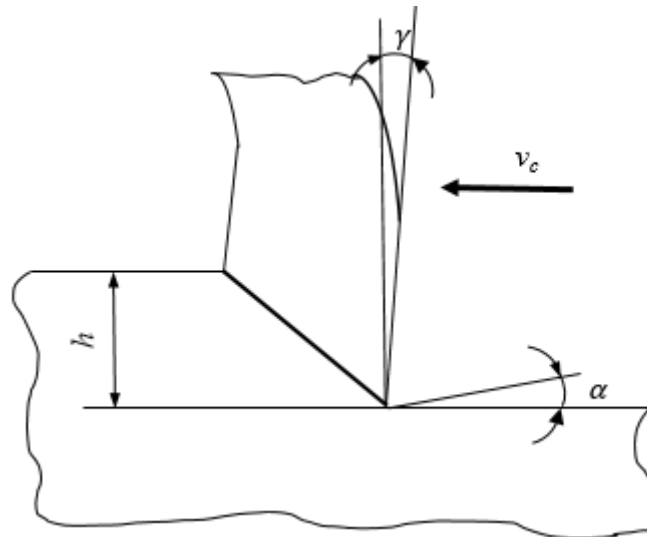
Sile potrebne za stvaranje odvojene čestice za slučaj ortogonalnog i kosog rezanja su prikazane na Slici 2.2. Prikazane sile u zoni rezanja nastaju uslijed otpora materijala obratka. Tipičan primjer ortogonalnog rezanja je uzdužno tokarenje cijevi, gdje je dubina rezanja jednaka ili veća od debljine stijenke cijevi, a kut namještanja glavne oštrice alata $\kappa_r = 0^\circ$.



Slika 2.2. Usporedba ortogonalnog i kosog rezanja: a) mehanika ortogonalnog rezanja, b) mehanika kosog rezanja

Kod ortogonalnog rezanja cijevi, širina rezanja, tj. širina neodrezane odvojene čestice (b), jednaka je debljini stijenke cijevi, tj. dubini rezanja (a_p). Debljina neodrezane odvojene čestice (h) jednaka je posmaku po okretaju obratka (f). Na Slici 2.2.a) sila R je rezultanta glavne sile rezanja F_c i posmične sile F_f . Glavna sila rezanja djeluje u pravcu brzine rezanja v_c . Posmična sila djeluje u smjeru posmične brzine v_f i okomita je na glavnu silu rezanja. U slučaju kosog rezanja (npr. tokarenja), Slika 2.2.b), postoji treća komponenta (rezultantne) sile rezanja R koja se naziva sila prodiranja F_p te djeluje u pravcu zauzete dubine rezanja.

U slučaju dvodimenzijskog modela stvaranja odvojene čestice mogu se jednostavnije ispitati utjecaji elemenata geometrije alata, interakcije koje se pojavljuju između alata i odvojene čestice i sl. [2]. Geometrija ortogonalnog modela je prikazana na Slici 2.3. Geometrija alata je definirana pomoću prednjeg kuta (γ) i stražnjeg kuta (α).



Slika 2.3. Geometrija ortogonalnog modela

Tokarenje je najčešći postupak obrade metala odvajanjem čestica. Primjenjuje se za obradu cilindričnih obradaka jednoreznim alatom pri čemu je moguće obrađivati cilindrične (uzdužne) i čeone (poprečne) površine obratka. Posmično gibanje je paralelno osi obratka pri uzdužnom tokarenju, a pri poprečnom tokarenju, posmično gibanje je radijalno i okomito na os obratka. Brzina rezanja v_c (m/min), za postupak tokarenja, se računa prema izrazu:

$$v_c = \frac{D\pi n_t}{1000} \quad (2.1.)$$

gdje je:

D - promjer obratka, mm

n_t - frekvencija vrtnje glavnog vretena, min^{-1} .

Koeficijent sabijanja (stupanj kompresije) odvojene čestice jednak je omjeru debljine odvojene čestice (h_1) i debljine neodrezane odvojene čestice (h):

$$\xi = \frac{h_1}{h} \quad (2.2.)$$

Koeficijent uzdužnog sabijanja odvojene čestice se računa:

$$\xi_l = \frac{l_1}{l} \quad (2.3.)$$

gdje je:

l_1 - duljina odvojene čestice, mm

l - duljina puta oštrice alata, mm.

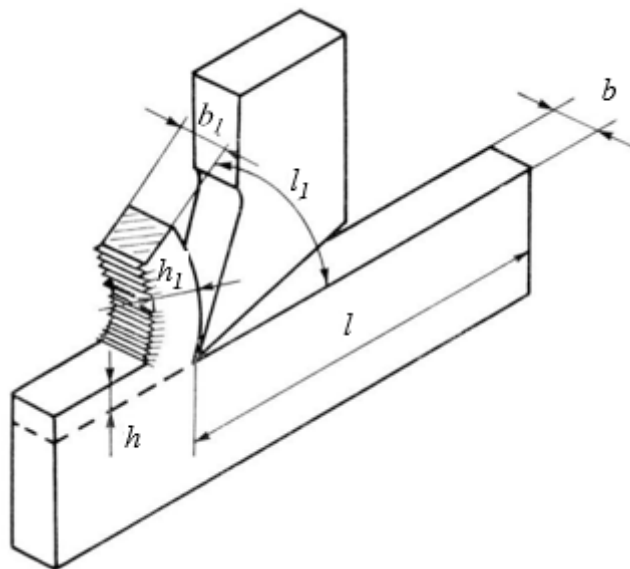
Koeficijent sabijanja odvojene čestice u smjeru širine (Slika 2.4.) se računa:

$$\xi_b = \frac{b_1}{b} \quad (2.4.)$$

gdje je:

b - širina rezanja, mm

b_1 - širina odvojene čestice, mm.

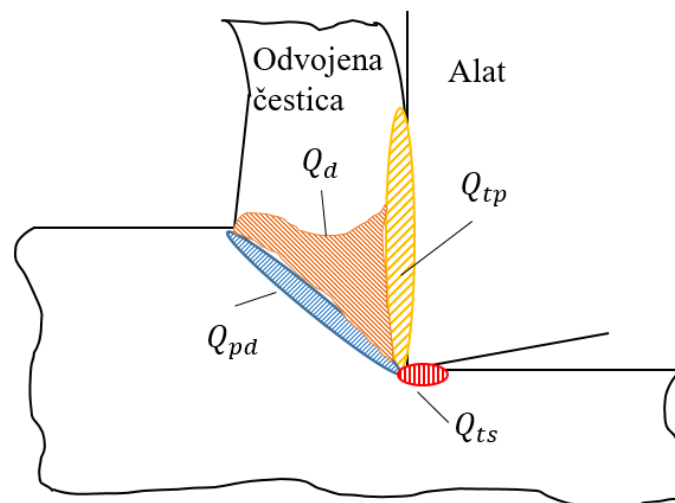


Slika 2.4. Prikaz karakterističnih dimenzija za određivanje koeficijenta sabijanja odvojene čestice [3]

2.2. Toplinske pojave pri obradi odvajanjem čestica

Ukupna snaga utrošena na odvajanje čestica najvećim dijelom se pretvara u toplinu. U prosjeku se do 97 % snage pretvori u toplinu [3]. Povećanjem temperature dolazi do gubitka tvrdoće i čvrstoće materijala alata. To utječe na postojanost alata te dovodi do gubitka reznih sposobnosti

alata. Također, s povećanjem temperature mijenjaju se sile rezanja, zaostala naprezanja u materijalu, itd. Najveća količina topline se razvija u zoni najvećih deformacija tj. u ravni smicanja, Q_d , (od 75 % do 80 % ukupne topline) te na prednjoj površini reznog alata, Q_{tp} , (od 19 % do 22,5 % ukupne topline) koja je u dodiru s odvojenom česticom. U zoni najvećih deformacija dolazi do plastične deformacije i razaranja materijala obratka, a na dodiru prednje površine alata i obratka se razvija toplina zbog trenja. Zbog toga se tim zonama, u analizama obrade odvajanjem čestica, posvećuje najveća pažnja [6]. Ostali izvori topline nastaju zbog trenja na stražnjoj površini alata, Q_{ts} , (od 2 % do 3,5 % ukupne topline) te zbog plastičnih deformacija neposredno ispred ravni smicanja, Q_{pd} , (0,5 % ukupne topline), Slika 2.5.



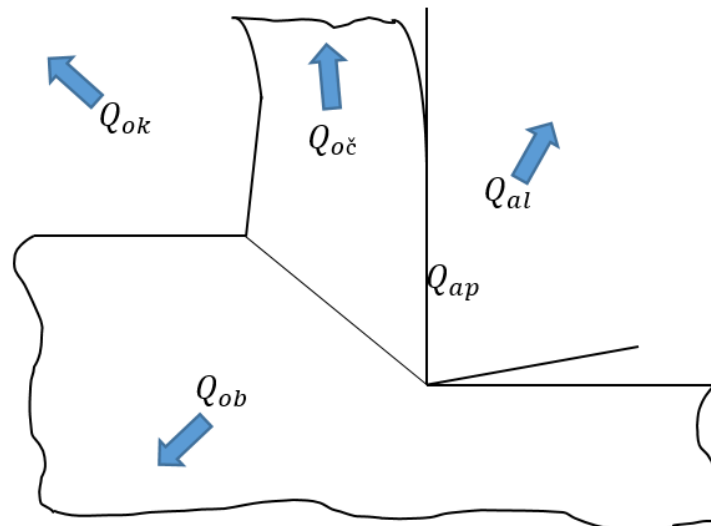
Slika 2.5 Shematski prikaz toplinskih izvora pri obradi odvajanjem čestica

Ukupna toplina se može odrediti sumiranjem toplina iz svih izvora:

$$Q = \sum Q_{izvori} = Q_d + Q_{tp} + Q_{ts} + Q_{pd} \quad (2.5.)$$

Generirana toplina nastala pri obradi odvajanjem čestica dovodi do zagrijavanja obratka, alata, odvojene čestice i okoline. Još jedan karakteristični toplinski ponor je na području prednje i stražnje površine alata gdje se dio topline troši na lokalno zagrijavanje tankog sloja materijala alata, Slika 2.6. Udio topline koji će u određenim uvjetima biti odveden odvojenom česticom, obratkom i alatom u najvećoj mjeri ovisi o brzini rezanja [7]. Međutim Nedić i Lazić navode sljedeće relativne odnose količine topline [3], [6]:

- $Q_{oč} = (68 \% - 80 \%) Q$ – odvojena čestica odvodi veći dio topline generirane u zoni smicanja (Q_d) te dio topline generirane na prednjoj površini alata (Q_{tp})
- $Q_{ok} = (8 \% - 25 \%) Q$ – u okolinu odlazi dio ukupne topline
- $Q_{ob} = (2 \% - 10 \%) Q$ – u obradak odlazi toplina generirana zbog plastičnih deformacija neposredno ispred ravnine smicanja (Q_{pd}) te dio topline generirane u zoni smicanja (Q_d) i dio topline nastale zbog trenja na stražnjoj površini alata (Q_{ts})
- $Q_{al} = (2 \% - 5 \%) Q$ – u alat odlazi dio topline generirane na prednjoj površini alata (Q_{tp}) i dio topline nastale zbog trenja na stražnjoj površini alata (Q_{ts})
- $Q_{ap} = (1 \% - 6 \%) Q$ – dio ukupne topline uzrokuje lokalno zagrijavanje tankog sloja materijala alata.



Slika 2.6. Shematski prikaz toplinskih ponora pri obradi odvajanjem čestica

U obradi odvajanjem čestica, prijenos topline s toplog područja na hladno odnosno iz toplinskih izvora u toplinske ponore se odvija kondukcijom i konvekcijom.

Toplinsko vođenje ili kondukcija se odvija na područjima dodira alata i obratka odnosno dolazi do prijelaza topline iz zona viših temperatura (odvojena čestica) u alat gdje su niže temperature. Prijenos topline kondukcijom se može izraziti:

$$q = \lambda \nabla T \quad (2.6.)$$

gdje je:

q - gustoća toplinskog toka, W/m

λ - koeficijent toplinske vodljivosti, W/m°C

∇T - temperaturni gradijent koji uzima u obzir razliku temperature alata i odvojene čestice u području njihovog dodira, °C.

Zbog nedostatka eksperimentalnih podataka i jednostavnosti, koeficijent toplinske vodljivosti se uzima kao konstantna vrijednost.

Strujanje topline ili konvekcija se odvija između obratka i okoline. Gustoća toplinskog toka kod konvekcije definirana je:

$$q = \alpha'(T_{ob} - T_0) \quad (2.7.)$$

gdje je:

q - gustoća toplinskog toka, W/m²

α' - koeficijent prijelaza topline, W/m²°C

T_{ob} - temperatura obratka, °C

T_0 - temperatura okoline (sobna temperatura), °C.

U većini simulacija obrade odvajanjem čestica razmatrano vrijeme je kratko pa se prijelaz topline konvekcijom u većini slučajeva zanemaruje.

U metalima, uslijed plastičnih deformacija odnosno plastičnog rada dolazi do disipacije mehaničke energije. Dio energije se pretvara u toplinu, ali od 5 % do 15 % energije se pohranjuje u tijelo [8]. Ta energija koja se pohranjuje u tijelo se zove latentna energija hladnog rada. Zbog toga se, u obradama gdje dolazi do velikih plastičnih deformacija, uvodi Taylor-Quinney koeficijent, η_p . Koeficijent η_p predstavlja udio topline nastale zbog plastičnih deformacija (engl. inelastic heat fraction) te je najčešće njegova vrijednost za metale od 0,85 do 0,95 [9], [10]. Gustoća toplinskog toka (po jediničnom volumenu) zbog plastičnih deformacija je jednaka [11]:

$$q = \eta_p \bar{\sigma} \dot{\epsilon}_p \quad (2.8.)$$

gdje je:

q - gustoća toplinskog toka po jediničnom volumenu, W/m³

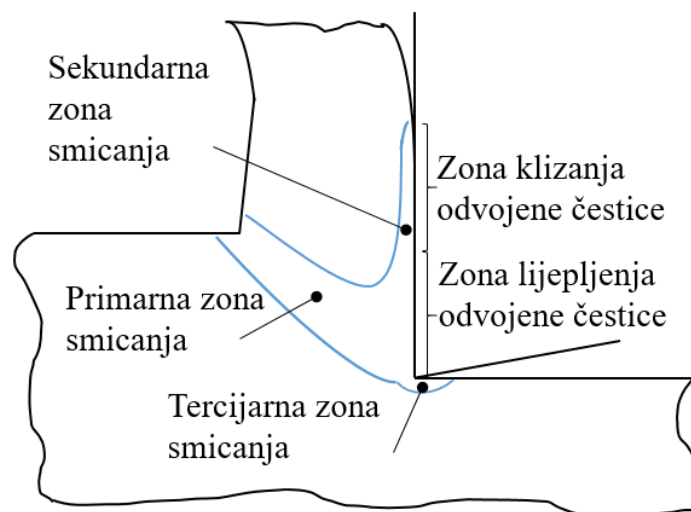
η_p - Taylor-Quinney koeficijent

$\bar{\sigma}$ – ekvivalentno naprežanje, MPa

$\dot{\epsilon}_p$ - ekvivalentna brzina plastične deformacije, s⁻¹.

U području obrade odvajanjem čestica, često se promatra srednja temperatura rezanja koja predstavlja prosječnu vrijednost između temperatura na dodirnim površinama alata, odvojene čestice i obratka. Na srednju temperaturu utječe niz faktora. Povećanjem brzine rezanja, posmaka i dubine rezanja raste i temperatura. Najutjecajniji parametri obrade na temperaturu su brzina rezanja te posmak. Kao što se može primijetiti i u jednadžbama (2.5) i (2.6) materijal alata i obratka također utječu na temperaturu rezanja. Na temperaturu rezanja utječe i geometrija reznog alata jer se njenom promjenom mijenjaju i veličine plastične deformacije u zoni smicanja, sila trenja te specifična sila rezanja. Ali, utjecaj geometrije alata je manji u odnosu na parametre obrade te u odnosu na materijale alata i obratka.

Za proces stvaranja odvojene čestice su karakteristične tri zone plastične deformacije gdje je glavni mehanizam smicanje. Zbog toga se ta područja obično nazivaju primarnom, sekundarnom i tercijarnom zonom smicanja, Slika 2.7.



Slika 2.7. Zone plastičnih deformacija za proces stvaranja odvojene čestice

U primarnoj zoni nastaju velike smične deformacije koje su posljedica savijanja obratka u smjeru prednje površine alata. U sekundarnoj zoni smicanja dolazi do dodatne plastične deformacije tankog sloja unutarnje strane odvojene čestice kao posljedica trenja na prednjoj površini alata. Tercijarna zona smicanja je izravna posljedica zaobljenosti rezne oštrice ili prisutnosti naljepka. Naljepak je slojevita nakupina otvrdnutih čestica materijala obratka na prednjoj površini reznog alata koja se ciklički formira lokalnim zavarivanjem, a vrlo brzo nakon formiranja, naljepak postaje nestabilan i razara se [3].

Može se zaključiti da zbog velikih plastičnih deformacija materijala te triboloških uvjeta koji se javljaju na dodiru alata i obratka proces odvajanja čestica je jedan od najsloženijih proizvodnih procesa. To utječe i na složenost modeliranja samog procesa. U nastavku su navedene neke od poteškoća u modeliranju obrade odvajanjem čestica.

Obrada se odvija u uvjetima velike plastične deformacije, visoke brzine deformacije i visoke temperature. Zakon očvršćivanja materijala obratka bi trebao ispravno opisivati spomenute uvjete.

Trenje između prednje površine alata i odvojene čestice je vrlo veliko. Potrebno je ispravno definirati vrijednost koeficijenta trenja kao i ispravni model za opis trenja.

Obzirom da prilikom dodira reznog klina alata i obratka dolazi do uklanjanja materijala obratka u obliku odvojene čestice, postoje različite metode za opisivanje loma za žilave i krhke materijale obratka koje ovise o uvjetima procesa.

U sljedećem poglavlju su predstavljeni glavni pristupi i tehnike koje se koriste u numeričkom modeliranju procesa odvajanja čestica.

3. OSNOVE NUMERIČKOG MODELIRANJA OBRAD ODVAJANJEM ČESTICA

Numeričke simulacije se koriste u predviđanju izlaznih karakteristika obrade odvajanjem čestica jer postoje različite fizičke pojave tijekom procesa koje je teško analitički prikazati. Eksperimentalna istraživanja su skupa i zahtijevaju mnogo vremena. Modeliranje ovog procesa može se temeljiti na MKE ili bezmrežnoj metodi. Bezmrežna metoda je primjenjiva za velike deformacije, ali se rijetko koristi za numeričko modeliranje procesa obrade odvajanjem čestica zbog dugog vremena potrebnog za provedbu simulacije kao i manje točnosti u odnosu na metodu temeljenoj na MKE [12]. Primjenom metode konačnih elemenata moguće je predvidjeti različite izlazne karakteristike procesa kao što su sile rezanja, temperature, raspodjela naprezanja, geometrija odvojene čestice, itd. Također, u relativno kratkom periodu moguće je analizirati veliki broj numeričkih rezultata što omogućuje uštedu na vremenu, materijalu i novcu. Zbog navedenog, MKE postaje najčešće korištena metoda u numeričkoj analizi procesa odvajanja čestica u posljednja dva desetljeća [7].

Temelj metode konačnih elemenata je diskretizacija kontinuuma na odgovarajući broj podkontinuuma odnosno konačnih elemenata (engl. finite elements) međusobno povezanih pomoću čvorova u mrežu. Za svaki konačni element postavljaju se jednadžbe koje opisuju stanje (pomake, deformacije, temperature, naprezanja, itd.) u svakom elementu. Određenim transformacijama, stanja se mogu odrediti za cijeli model. Kao rezultat dobiju se odgovarajuće veličine koje ovise o vrsti problema koji se rješava.

U postupcima obrade odvajanjem čestica se zahtijevana geometrija izratka postiže uklanjanjem viška materijala u obliku odvojene čestice. Za procjenu vanjskih sila potrebnih za odvajanje materijala, potrebno je odrediti plastičnu deformaciju i naprezanja nastala uslijed ovih deformacija.

Da bi se odredilo ravnotežno stanje tijela koje odgovara opterećenju koje je u funkciji vremena, primjenjuju se metode vremenske integracije. Ove metode diskretiziraju vremensku domenu u konačan broj intervala odnosno koraka. Način na koji se određuju nepoznate veličine na početku odnosno na kraju svakog koraka ovisi o odabiru metode vremenske integracije. U programskim paketima koji se temelje na MKE općenito se koriste implicitne i eksplicitne vremenske integracije. Eksplicitna metoda za određivanje nepoznatih veličina u vremenu $t+\Delta t$ koristi poznate veličine i njihove derivacije iz vremena t (Δt predstavlja prirast vremena).

Prirast vremena mora biti dovoljno male veličine kako bi analiza bila stabilna odnosno kako bi rezultati bili točni. Zbog navedenog, prirast vremena kod eksplicitne integracije je manji u usporedbi s prirastom vremena kod implicitne integracije. Implicitna metoda za određivanje nepoznatih veličina u vremenu $t+\Delta t$ koristi poznate veličine iz vremena t i nepoznate veličine iz vremena $t+\Delta t$. Dodatak u implicitnoj metodi (u odnosu na eksplicitnu metodu) je taj što se primjenjuje iterativni postupak kako bi se postiglo ravnotežno stanje tijela koje odgovara narinutom opterećenju. Zadana točnost je unaprijed određena. Iako je implicitna metoda općenito nešto preciznija u usporedbi s eksplicitnom metodom, kod pojave trenja i dodira, konvergencija rezultata ne mora se ni postići [13].

3.1. Mehanika elasto-viskoplastičnih tijela pri povišenim temperaturama

U tijelu nastaju naprezanja pod djelovanjem opterećenja odnosno vanjskih sila. Ako se tijelo nakon prestanka djelovanja opterećenja vrati u početni oblik deformacija je elastična, u protivnom u tijelu se javljaju i trajne plastične deformacije.

U slučaju plastičnih deformacija za određivanje stanja naprezanja potrebno je poznavati i stanje deformacije i povijest opterećivanja. Teorija plastičnosti se primjenjuje ako brzina deformacije ne utječe na ponašanje materijala. Međutim, kada brzina deformacije značajno utječe na ponašanje materijala (za proces odvajanja čestica), prikladno je koristiti teoriju viskoplastičnosti.

Invarijante tenzora naprezanja (J_1, J_2, J_3) su funkcije komponenti tenzora naprezanja koje se ne mijenjaju pri rotaciji koordinatnog sustava, a glase:

$$J_1 = \sigma_{11} + \sigma_{22} + \sigma_{33} \quad (3.1.)$$

$$J_2 = \sigma_{xx}\sigma_{yy} + \sigma_{yy}\sigma_{zz} + \sigma_{xx}\sigma_{zz} - \sigma_{xy}^2 - \sigma_{xz}^2 - \sigma_{yz}^2 \quad (3.2.)$$

$$J_3 = \det[\sigma_{ij}] \quad (3.3.)$$

Razlaganjem tenzora naprezanja na devijatorski dio, koji uzrokuje promjenu oblika, i sferni dio, koji uzrokuje promjenu obujma, dobije se:

$$[\sigma_{ij}] = \begin{bmatrix} \sigma_{xx} - \sigma_0 & \sigma_{xy} & \sigma_{xz} \\ \sigma_{yx} & \sigma_{yy} - \sigma_0 & \sigma_{yz} \\ \sigma_{zx} & \sigma_{zy} & \sigma_{zz} - \sigma_0 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \sigma_0 & 0 & 0 \\ 0 & \sigma_0 & 0 \\ 0 & 0 & \sigma_0 \end{bmatrix} \quad (3.4.)$$

odnosno:

$$[\sigma_{ij}] = [s_{ij}] + [\sigma_0 \delta_{ij}] \quad (3.5.)$$

gdje je:

σ_{ij} - komponenta tenzora naprezanja, MPa

s_{ij} - komponenta devijatorskog dijela tenzora naprezanja, MPa

σ_0 - srednje normalno naprezanje, MPa.

Srednje normalno naprezanje uzrokuje promjenu obujma te se računa prema izrazu:

$$\sigma_0 = \frac{\sigma_{xx} + \sigma_{yy} + \sigma_{zz}}{3} = \frac{\sigma_{kk}}{3} \quad (3.6.)$$

Invarijante devijatorskog tenzora naprezanja glase:

$$J'_1 = s_{xx} + s_{yy} + s_{zz} = 0 \quad (3.7.)$$

$$J'_2 = s_{xx}s_{yy} + s_{yy}s_{zz} + s_{xx}s_{zz} - s_{xy}^2 - s_{xz}^2 - s_{yz}^2 \quad (3.8.)$$

$$J'_3 = \det[s_{ij}] \quad (3.9.)$$

Razlaganjem deformacije na sfernu deformaciju i devijatorsku deformaciju (e_{ij}) dobije se:

$$\varepsilon_{ij} = \varepsilon_0 \delta_{ij} + e_{ij} \quad (3.10.)$$

gdje je:

$$\varepsilon_0 = \frac{\varepsilon_{kk}}{3}, \quad e_{ij} = \varepsilon_{ij} - \frac{\varepsilon_{kk}}{3} \delta_{ij} \quad (3.11.)$$

Obzirom da u plastičnom području odnos naprezanje – deformacija ovisi o povijesti opterećivanja (različita stanja naprezanja mogu odgovarati istoj deformaciji), potrebno je deformaciju zapisati u inkrementalnom obliku ili pomoću brzine deformacije. U ovom doktorskom radu primijenjena je Eulerova formulacija kako bi se fiksirala domena obratka u prostoru. Drugim riječima mreža konačnih elemenata nije vezana za obradak nego je fiksirana u prostoru. U ovakvoj formulaciji se promatra deformacija cijelog kontrolnog volumena istovremeno. To se postiže promatranjem brzine deformacije. Tenzor brzine deformacije se može zapisati [14]:

$$\dot{\boldsymbol{\varepsilon}} = \frac{1}{2}(\boldsymbol{v}\nabla + \nabla\boldsymbol{v}) \quad (3.12.)$$

gdje tenzor gradijenta brzine $\boldsymbol{v}\nabla$ sadržava derivacije brzine \boldsymbol{v} po prostornim koordinatama. Prethodni izraz se može napisati preko komponenti tenzora:

$$\dot{\varepsilon}_{ij} = \frac{1}{2}(v_{i,j} + v_{j,i}) \quad (3.13.)$$

U uvjetima plastičnih deformacija, elastični i neelastični odgovori se mogu razlikovati aditivnim rastavljanjem brzine deformacije ($\dot{\varepsilon}_{ij}$) na povratnu elastičnu komponentu ($\dot{\varepsilon}_{e,ij}$) i nepovratnu plastičnu komponentu ($\dot{\varepsilon}_{p,ij}$). Navedeno vrijedi za slučaj kada je elastična deformacija mala (do nekoliko postotaka u odnosu na ukupnu deformaciju) što i je slučaj u praksi za metale, pjene, beton itd. Dakle vrijedi:

$$\dot{\varepsilon}_{ij} = \dot{\varepsilon}_{e,ij} + \dot{\varepsilon}_{p,ij} \quad (3.14.)$$

Pretpostavlja se da se za elastično područje naprezanje može odrediti deriviranjem funkcije gustoće energije deformacije po elastičnoj deformaciji:

$$\sigma_{ij} = \frac{\partial U}{\partial \varepsilon_{e,ij}} \quad (3.15.)$$

Za slučaj kad je ovisnost komponenti naprezanja i deformacije linearna, izraz za funkciju gustoće energije deformiranosti se pojednostavljuje. Za slučaj malih linearnih elastičnih deformacija te konstantne temperature, odnos komponenti naprezanja σ_{ij} i komponenti deformacije $\varepsilon_{e,kl}$ u elastičnom području može se definirati Hookeovim zakonom koji za troosno stanje naprezanja glasi:

$$\sigma_{ij} = C_{e,ijkl}\varepsilon_{e,kl} \quad (3.16.)$$

gdje je $C_{e,ijkl}$ komponenta tenzora elastičnosti.

Tenzor elastičnosti definira se konstantama elastičnosti: Youngov modul elastičnosti E , Poissonov koeficijent ν , modul smičnosti G te prostorni modul elastičnosti K . Hookeov zakon može se zapisati korištenjem Laméovih konstanti elastičnosti μ i λ' koje izražene preko E i ν glase:

$$\mu = \frac{E}{2(1 + \nu)} \quad (3.17.)$$

$$\lambda' = \frac{\nu E}{(1 + \nu)(1 - 2\nu)} \quad (3.18.)$$

Hookeov zakon za izotropne linearno elastične materijale zapisan preko Laméovih konstanti glasi:

$$\sigma_{ij} = \lambda' \delta_{ij} \varepsilon_{e,kk} + 2\mu \varepsilon_{e,ij} \quad (3.19.)$$

$$\varepsilon_{e,ij} = \frac{1}{2\mu} \left(\sigma_{ij} - \frac{\lambda'}{3\lambda' + 2\mu} \sigma_{kk} \delta_{ij} \right) \quad (3.20.)$$

gdje je δ_{ij} Kroneckerov simbol ($\delta_{ij} = 0$ za $i \neq j$, a $\delta_{ij} = 1$ za $i = j$).

Hookeov zakon rastavljen na dio u kojemu su povezani devijatorska naprezanja i devijatorska deformacije i na dio u kojemu su povezani sferni dijelovi naprezanja i deformacije glasi:

$$\sigma_{kk} = (3\lambda' + 2\mu) \varepsilon_{e,kk} \quad (3.21.)$$

$$s_{ij} = 2\mu e_{e,ij} \quad (3.22.)$$

Obzirom da vrijedi [17]:

$$d\varepsilon_{ij} = \dot{\varepsilon}_{ij} dt \quad (3.23.)$$

veza između brzine elastične deformacije i naprežanja za sferni i devijatorski dio se može zapisati:

$$d\varepsilon_{e,kk} = \frac{d\sigma_{kk}}{(3\lambda' + 2\mu)}, \quad \dot{\varepsilon}_{e,kk} dt = \frac{\dot{\sigma}_{kk}}{(3\lambda' + 2\mu)} dt \quad (3.24.)$$

$$de_{e,ij} = \frac{ds_{ij}}{2\mu}, \quad \dot{e}_{e,ij} dt = \frac{\dot{s}_{ij}}{2\mu} dt \quad (3.25.)$$

gdje je $\dot{\sigma}_{kk}$ vremenska derivacija σ_{kk} i \dot{s}_{ij} vremenska derivacija s_{ij} .

Kad osim mehaničkih djeluju i toplinska opterećenja, Hookeov zakon je potrebno preformulirati. Uvodi se koeficijent toplinskog širenja α_T . Za izotropne materijale vrijedi sljedeći izraz [14]:

$$\sigma_{ij} = \lambda' \delta_{ij} \varepsilon_{kk} + 2\mu \varepsilon_{ij} - (3\lambda + 2\mu) \alpha_T \Delta T \delta_{ij} \quad (3.26.)$$

gdje je ΔT promjena temperature.

Konstitutivne jednadžbe predstavljaju zakone kojima se opisuje ponašanje materijala uslijed opterećenja [15]. Osnovni elementi elasto-plastičnog konstitutivnog modela su:

- 1) uvjet tečenja koji određuje granicu elastičnih i plastičnih stanja u prostoru naprežanja
- 2) zakon očvršćivanja kojim se opisuje promjena uvjeta tečenja s napredovanjem plastične deformacije. Za razmatrani proces, zakon očvršćivanja bi trebao ispravno opisati i utjecaj brzine deformacije te promjenu temperature.
- 3) pravilo tečenja kojim se postavlja odnos između naprežanja i brzine plastične deformacije.

Kod jednoosnog stanja naprežanja plastična deformacija nastaje kada stvarno naprežanje σ dosegne iznos inicijalnog naprežanja plastičnog tečenja σ_T . Kod višeosnog stanja naprežanja nastanak plastične deformacije ovisi o iznosima komponenti naprežanja i njihovim odnosima. Ako se radi o plastično očvršćujućem materijalu, povećanje iznosa plastične deformacije nakon postizanja inicijalne granice tečenja materijala moguće je samo uz povećanje iznosa naprežanja. Zbog toga je važno definirati funkciju tečenja pomoću koje se određuje granica elastičnih i plastičnih stanja u prostoru naprežanja.

Smatra se da u materijalu nastaju plastične deformacije ako je ispunjen uvjet tečenja. Kod jednoosnog stanja naprezanja, uvjet tečenja jednostavno se definira uspoređivanjem naprezanja u materijalu s granicom tečenja materijala σ_T koja se mijenja prema zakonu očvršćivanja. Kod dvoosnog, odnosno troosnog stanja naprezanja, stanje naprezanja svodi se na jednu veličinu tj. na ekvivalentno naprezanje koje se uspoređuje s naprezanjem tečenja koje se mijenja prema zakonu očvršćivanja [16]. Ekvivalentno naprezanje određuje se prema različitim teorijama čiji je konačan rezultat funkcija tečenja f_y .

Za elastično područje vrijedi uvjet:

$$f_y(\sigma, T, H_\delta) < 0 \quad (3.27.)$$

gdje je:

T - temperatura, °C

H_δ - parametri očvršćivanja.

Broj parametara očvršćivanja (δ) ovisi o modelu plastičnosti. Za područje plastičnih deformacija vrijedi:

$$f_y(\sigma, T, H_\delta) = 0 \quad (3.28.)$$

Geometrijski prikaz uvjeta tečenja jest ploha tečenja u prostoru naprezanja. U općem slučaju, zbog očvršćivanja, ploha tečenja može mijenjati svoju veličinu, oblik i položaj. Modeli očvršćivanja opisuju promjenu uvjeta tečenja s napredovanjem plastične deformacije od kojih je najjednostavniji model izotropnog očvršćivanja. Prema izotropnom modelu očvršćivanja pretpostavlja se da se ploha tečenja jednoliko širi u prostoru naprezanja. Izotropno očvršćivanje se primjenjuje za modele gdje se Bauschingerov efekt zanemaruje (povećanje granice tečenja u odnosu na početnu vrijednost ako se materijal nakon rasterećenja opterećuje ponovno u istom smjeru, tj. smanjenje granice tečenja u odnosu na početnu vrijednost ako se ponovo opterećuje u suprotnom smjeru), što je slučaj u procesima gdje se javljaju velike plastične deformacije i gdje nema cikličkih dinamičkih opterećenja. Za slučaj gdje je važno primijeniti Bauschingerov efekt može se primijeniti model kinematskog očvršćivanja. Za ovaj model se pretpostavlja promjena položaja plohe tečenja bez promjene veličine i oblika.

Eksperimentalne ovisnosti naprezanja i deformacija u plastičnom području aproksimiraju se različitim nelinearnim funkcijama, krivuljama očvršćivanja, koje opisuju porast naprezanja

potreban za porast plastične deformacije. Za obradu odvajanjem čestica, krivulje očvršćivanja trebaju opisivati i omekšavanje materijala zbog porasta temperature te očvršćivanje materijala uslijed porasta brzine deformacije.

Općenito, u inženjerstvu se često koriste potencijalne funkcije za rješavanje pojedinih problema. Derivacijom potencijalne funkcije se dobiju pojedine veličine. Prema teoriji plastičnog potencijala, promjena komponenti tenzora plastične deformacije ima pravac gradijenta na funkciju plastičnog potencijala $g(\boldsymbol{\sigma}, T, H_\delta)$:

$$d\varepsilon_{p,ij} = d\lambda \frac{\partial g(\boldsymbol{\sigma}, T, H_\delta)}{\partial \sigma_{ij}} \quad (3.29.)$$

gdje je $d\lambda$ faktor proporcionalnosti poznat kao plastični množitelj. Faktor proporcionalnosti ne mora biti konstantan i može biti funkcija povijesti plastične deformacije tj. može ovisiti o očvršćivanju materijala.

Prema pridruženom pravilu tečenja plastični potencijal jednak je funkciji tečenja pa pravilo pridruženo uvjetu tečenja glasi:

$$d\varepsilon_{p,ij} = d\lambda \frac{\partial f_y(\boldsymbol{\sigma}, T, H_\delta)}{\partial \sigma_{ij}} \quad (3.30.)$$

Na temelju eksperimentalnih podataka za metale se najčešće primjenjuje pridruženo pravilo tečenja, a nepridruženo pravilo tečenja ($f_y \neq g$) se koristi za opis plastičnog deformiranja materijala poput stijena, betona i sl.

Mnogi materijali pokazuju povećanje granice tečenja s porastom brzine deformacije. Utjecaj brzine deformacije je potrebno uzeti u obzir kod procesa gdje se javljaju visoke brzine deformacije što je slučaj u obradi odvajanjem čestica. Za modele materijala gdje brzina deformacije značajno utječe na ponašanje materijala, u izraz za funkciju tečenja uvodi se član koji opsuje utjecaj brzine deformacije. Utjecaj brzine deformacije se prema Johnson-Cookovom zakonu može zapisati:

$$\dot{\varepsilon}_p = \dot{\varepsilon}_0 e^{(R''-1)/C} \quad (3.31.)$$

gdje je:

$\dot{\bar{\epsilon}}_p$ - ekvivalentna plastična brzina deformacije, s⁻¹

$\dot{\epsilon}_0$ - referentna brzina deformacije, s⁻¹

C - materijalni parametar, MPa

R'' - omjer granice tečenja (ekvivalentnog naprezanja) pri određenoj brzini deformacije i granice tečenja kad je brzina deformacije jednaka nuli.

Općenito za materijale kod kojih je karakterističan utjecaj brzine deformacije može se zapisati:

$$\dot{\bar{\epsilon}}_p = h(\bar{\sigma}, \bar{\epsilon}_p, T) \quad (3.32.)$$

gdje je $\bar{\sigma}$ ekvivalentno naprezanje.

Von Mises uvjet tečenja

Prema von Mises teoriji plastično deformiranje materijala nastupa kada druga invarijanta devijatorskog dijela tenzora naprezanja J'_2 postigne kritičnu vrijednost κ^2 [18]:

$$J'_2 = \kappa^2 \quad (3.33.)$$

$$J'_2 = \frac{1}{6} [(\sigma_{xx} - \sigma_{yy})^2 + (\sigma_{yy} - \sigma_{zz})^2 + (\sigma_{zz} - \sigma_{xx})^2] + \sigma_{xy}^2 + \sigma_{xz}^2 + \sigma_{yz}^2 = \kappa^2 \quad (3.34.)$$

Von Mises uvjet tečenja može se zapisati u funkciji glavnih naprezanja kao:

$$J'_2 = \frac{1}{6} [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2] = \kappa^2 \quad (3.35.)$$

Kritična vrijednost κ^2 je svojstvo materijala čija se vrijednost određuje pokusom rastezanja odnosno pokusom smicanja. Iz pokusa rastezanja slijedi - $\kappa^2 = \sigma_T / \sqrt{3}$, dok iz pokusa smicanja slijedi - $\kappa = \tau_T$.

Prema von Mises uvjetu tečenja ekvivalentno naprezanje jednako je [11]:

$$\bar{\sigma} = \sqrt{3J'_2} = \sqrt{\frac{3}{2}(s_{ij}s_{ij})} \quad (3.36.)$$

Ako se pretpostavi izotropno očvršćivanje slijedi:

$$f_y(\boldsymbol{\sigma}, \bar{\varepsilon}_p, \dot{\varepsilon}_p, T) = \bar{\sigma} - \sigma_y(\bar{\varepsilon}_p, \dot{\varepsilon}_p, T) = 0 \quad (3.37.)$$

$$f_y(\boldsymbol{\sigma}, \bar{\varepsilon}_p, \dot{\varepsilon}_p, T) = \sqrt{\frac{3}{2} (s_{ij} s_{ij})} - \sigma_y(\bar{\varepsilon}_p, \dot{\varepsilon}_p, T) = 0 \quad (3.38.)$$

gdje je $\sigma_y(\bar{\varepsilon}_p, \dot{\varepsilon}_p, T)$ naprezanje tečenja koje ovisi o ekvivalentnoj plastičnoj deformaciji, ekvivalentnoj brzini plastične deformacije te temperaturi.

Analogno izrazu za ekvivalentno naprezanje, postavlja se izraz za ekvivalentnu plastičnu deformaciju. Izraz za promjenu ekvivalentne plastične deformacije temeljen na pridruženom pravilu tečenja glasi [17]:

$$d\bar{\varepsilon}_p = \sqrt{\frac{2}{3}} d\varepsilon_{p,ij} = \sqrt{\frac{2}{3} \frac{\partial f_y}{\partial \sigma_{ij}} \frac{\partial f_y}{\partial \sigma_{ij}}} d\lambda \quad (3.39.)$$

Ako se pretpostavi von Mises uvjet tečenja i primjeni uvjet konzistentnosti može se izvesti izraz za faktor proporcionalnosti [17]:

$$d\lambda = \frac{9}{4} \frac{d\sigma_{ij} s_{ij}}{\sigma_y' \bar{\sigma}^2} \quad (3.40.)$$

gdje je σ_y' derivacija zakona očvršćivanja po $\bar{\varepsilon}_p, \dot{\varepsilon}_p, T$. Slijedi izraz za promjenu plastične deformacije [17]:

$$d\varepsilon_{p,ij} = \frac{3}{2} \frac{d\bar{\varepsilon}_p}{\bar{\sigma}} s_{ij} \quad (3.41.)$$

Analogno izrazu za ekvivalentnu deformaciju, postavlja se izraz za ekvivalentnu brzinu plastične deformacije. Izraz za ekvivalentnu brzinu plastične deformacije temeljen na pridruženom pravilu tečenja glasi [17]:

$$\dot{\bar{\epsilon}}_p = \sqrt{\frac{2}{3} \dot{\epsilon}_{p,ij} \dot{\epsilon}_{p,ij}} \quad (3.42.)$$

Obzirom da vrijedi:

$$d\bar{\epsilon}_p = \dot{\bar{\epsilon}}_p dt \quad (3.43.)$$

$$\bar{\epsilon}_p = \int \dot{\bar{\epsilon}}_p dt \quad (3.44.)$$

izraz (3.41.) se može zapisati u obliku:

$$\dot{\epsilon}_{p,ij} = \frac{3}{2} \frac{\dot{\bar{\epsilon}}_p}{\bar{\sigma}} s_{ij} \quad (3.45.)$$

Preostalo je definirati izraz za porast temperature zbog plastičnih deformacija:

$$T = \frac{\eta_p}{\rho c_p} \boldsymbol{\sigma} : \dot{\boldsymbol{\epsilon}}_p \quad (3.46.)$$

Da bi se odredilo ravnotežno stanje tijela koje odgovara trenutnom opterećenju koje je u funkciji vremena, primjenjuju se metode vremenske integracije. Primjer eksplicitne vremenske integracije je Eulerova metoda unaprijed (engl. Forward Euler method) te primjer implicitne vremenske integracije je Eulerova metoda unazad (engl. Backward Euler method). Eksplicitna i implicitna metoda se razlikuju u načinu određivanja inkrementa plastične deformacije. Obje metode omogućuju određivanje ravnotežnog stanja u trenutnom koraku. Odnosno, poznato je naprezanje, ekvivalentna plastična deformacija, ekvivalentna brzina plastične deformacije te porast temperature zbog plastičnih deformacija.

U mehaničkoj analizi se također određuje specifična unutarnja energija te disipacija mehaničke energije.

Promjena specifične unutarnje energije se određuje prema izrazu:

$$\Delta e = \frac{1}{2\rho} (\boldsymbol{\sigma}_0 + \boldsymbol{\sigma}_1) : \Delta \boldsymbol{\varepsilon} \quad (3.47.)$$

gdje je:

$\boldsymbol{\sigma}_0$ - tenzor naprezanja u prethodnom trenutku

$\boldsymbol{\sigma}_1$ - trenutni tenzor naprezanja

$\Delta \boldsymbol{\varepsilon}$ – tenzor inkrementa deformacije.

Promjena raspršene neelastične energije se određuje prema izrazu:

$$\Delta \omega = \frac{1}{2\rho} ((\bar{\sigma})_0 + (\bar{\sigma})_1) \bar{\varepsilon}_p \quad (3.48.)$$

Međutim temperatura nije određena ovom analizom. Tome služi termalna analiza koja uzima u obzir kondukciju i konvekciju. Vrijednost temperature se određuje dva puta. Prvi put u mehaničkoj analizi zbog plastične deformacije te drugi put u toplinskoj analizi tijekom određivanja unutarnje energije. Dakle, potrebno je provesti analizu prijenosa topline i mehaničku analizu istovremeno. To se može ostvariti potpuno spregnutom toplinsko-mehaničkom analizom gdje se jednadžbe nestacionarnog provođenja topline i jednadžbe gibanja rješavaju istovremeno.

3.1.1. Zakon očvršćivanja

Jedan od najznačajnijih faktora koji utječe na rezultate simulacija je definiranje zakona očvršćivanja materijala obratka. Ako zakon tečenja materijala ne opisuje stvarno ponašanje materijala tijekom elasto-plastičnih deformacija, pojavit će se pogreške u predviđanju oblika odvojene čestice te ostalih izlaznih parametara kao npr. temperatura rezanja, sile rezanja, itd. Postoji više načina za definiranje konstitutivnih zakona, a zajednička karakteristika im je da moraju uspostaviti vezu između naprezanja materijala i temperature, veličine deformacije i brzine deformacije. Ovi se podaci određuju upotrebom različitih istraživačkih tehnika i metoda. S obzirom na to da se u obradi odvajanjem čestica javljaju velike plastične deformacije, visoke brzine deformacije te visoke temperature, spomenuta istraživanja su jako složena. Zakoni očvršćivanja dobiveni standardnim testovima za male brzine deformacije se ne mogu primijeniti kod ovih procesa. Stoga se primjenjuju alternativne metode kao npr. ispitivanje udarne radnje loma, visokobrzinski test sabijanja ili test primjenom Split-Hopkinsonove tlačne šipke (engl. Split Hopkinson Pressure Bar Test - SHPB). Međutim, ni alternativnim metodama

se ne mogu postići toliko velike deformacije, visoke brzine deformacija i temperature koje se pojavljuju u obradi odvajanjem čestica. Zbog toga zakoni očvršćivanja kalibrirani na temelju eksperimentalnih podataka dobro opisuju ponašanje materijala uslijed manjih deformacija, brzina deformacija i temperatura. Naprezanje tečenja za ekstremnije uvjete je zapravo opisano na temelju ekstrapoliranih podataka. Najčešće primjenjivani zakoni očvršćivanja u simulacijama obrade odvajanjem čestica su detaljnije objašnjeni u nastavku.

Johnson-Cookov (JC) zakon očvršćivanja [19] uključuje ovisnost granice tečenja o plastičnoj deformaciji i brzini deformacije. Također, model uključuje očvršćivanje i omekšavanje materijala s promjenom temperature materijala. Kod ovog modela, naprezanje, σ_y , definirano je sljedećim izrazom:

$$\sigma_y = [A + B\bar{\epsilon}_p^n] \left[1 + C \ln \frac{\dot{\epsilon}_p}{\dot{\epsilon}_0} \right] \left[1 - \left(\frac{T - T_0}{T_T - T_0} \right)^m \right] \quad (3.49.)$$

gdje je:

$\bar{\epsilon}_p^n$ - ekvivalentna plastična deformacija

A - parametar koji predstavlja granicu tečenja pri sobnoj temperaturi i referentnoj brzini deformacije, MPa

B - parametar koji opisuje očvršćivanje materijala uslijed plastičnih deformacija, MPa

n - parametar koji opisuje očvršćivanje materijala uslijed plastičnih deformacija

C - konstanta brzine deformacije

m - parametar koji opisuje omekšavanje materijala uslijed promjene njegove temperature

$\dot{\epsilon}_p$ - ekvivalentna plastična brzina deformacije, s^{-1}

$\dot{\epsilon}_0$ - referentnom brzinom deformacije, s^{-1}

T - trenutna temperatura materijala, °C

T_0 - sobna temperatura, °C

T_T - temperatura taljenja materijala, °C.

A , B , C , n i m su parametri koji se određuju pomoću spomenutih metoda za ispitivanje svojstva materijala. U izrazu (3.49.) prva zagrada predstavlja ovisnost granice tečenja o plastičnoj deformaciji, druga zagrada predstavlja utjecaj brzine deformacije te treća utjecaj temperature na naprezanje odnosno granicu tečenja [19].

Zerilli i Armstrong [20] su dokazali da ponašanje materijala pri velikim deformacijama ovisi o njihovoj mikrostrukturi. Zbog toga su razvili dva zakona: za metale s prostorno centriranom

kubičnom rešetkom te za metale s plošno centriranom kubičnom rešetkom. Ovaj zakon obuhvaća utjecaj očvršćivanja materijala zbog plastičnih deformacija, utjecaj brzine deformacije te promjene temperature na očvršćivanje odnosno omekšavanje materijala. Za prvu skupinu materijala vrijedi sljedeći izraz:

$$\sigma_y = C'_0 + C'_1 \bar{\epsilon}_p^{0,5} e^{\left(-C'_3 T + C'_4 T \ln \frac{\dot{\epsilon}_p}{\dot{\epsilon}_0}\right)} + C'_5 \bar{\epsilon}_p^{n'} \quad (3.50.)$$

Za metale s plošno centriranom kubičnom rešetkom, vrijedi sljedeći izraz:

$$\sigma_y = C'_0 + C'_2 \bar{\epsilon}_p^{0,5} e^{\left(-C'_3 T + C'_4 T \ln \frac{\dot{\epsilon}_p}{\dot{\epsilon}_0}\right)} \quad (3.51.)$$

gdje su C'_0 , C'_1 , C'_2 , C'_3 , C'_4 , C'_5 i n' parametri materijala. Za metale s prostorno centriranom kubičnom rešetkom pretpostavlja se da na ovisnost deformacije i naprezanja ne utječe brzina deformacije i temperatura, dok kod metala s plošno centriranom kubnom rešetkom se pretpostavlja suprotno.

Zakon očvršćivanja temeljen na Arrheniusovoj jednadžbi opisuje ponašanje materijala za različite temperature i brzine deformacije. Model uključuje Zener-Hollomonov parametar koji opisuje utjecaj temperature i brzine deformacije na ponašanje materijala [21]:

$$Z = \dot{\epsilon}_p e^{\frac{Q}{R'T}} \quad (3.52.)$$

gdje je:

Q - energija aktivacije, J/mol/K

R' - univerzalna plinska konstanta, J/mol/K.

Brzina deformacije se može zapisati [22]:

$$\dot{\epsilon}_p = A' F(\sigma_y) e^{-\frac{Q}{R'T}} \quad (3.53.)$$

gdje je:

$$F(\sigma_y) = [\sinh(\alpha \sigma_y)]^{n_a} \quad (3.54.)$$

te α , n_a i A' parametri Arrheniusovog zakona očvršćivanja.

Iz jednadžbi (3.52.) i (3.53.) proizlazi:

$$\sigma_y = \frac{1}{\alpha} \ln \left\{ \left(\frac{Z}{A'} \right)^{1/n_a} + \left[\left(\frac{Z}{A'} \right)^{2/n_a} + 1 \right]^{1/2} \right\} \quad (3.55.)$$

Iz jednadžbe (3.55.) može se uočiti da utjecaj deformacije nije uzet u obzir. Ovaj zakon očvršćivanja se najčešće primjenjuje u procesima gdje se pojavljuju visoke temperature kao npr. kod oblikovanja u toplom stanju.

S ciljem povećanja točnosti simulacija, znanstvenici su razvili te primijenili modificirane zakone očvršćivanja za modeliranje obrade odvajanjem čestica kao npr. modificirani Johnson-Cookov zakon [23]–[25] i modificirani Zerilli-Armstrongov zakon [26], [27].

3.2. Modeli trenja te uvjeti dodira između alata i obratka

Obzirom da je alat u zahvatu sa sirovcom potrebno je poznavati i raspodjelu tlakova na površinama koje su u dodiru. Dodir s trenjem vrsta je dodira do kojeg dolazi u svim realno postojećim kontaktnim problemima [28]. U procesu odvajanja čestica, trenje se javlja prilikom dodira prednje površine alata i odvojene čestice. Za ostvarenje klizanja odvojene čestice po prednjoj površini alata potrebno je silu trenja nadvladati silama koje djeluju na pravcu tangencijalnom na površinu dodira. Intenzitet sile trenja ovisi o brzini odvojene čestice, tlaku dodira i temperaturi između alata i odvojene čestice što čini modeliranje trenja izrazito složenim. Međutim, zanemarivanjem trenja, u rezultat analize uvode se značajne pogreške. Još uvijek nije u potpunosti jasno ponašanje materijala pod utjecajem visokih brzina deformacija i visokih temperatura u području dodira alata i obratka. U većini slučajeva znanstvenici koriste jednostavne modele trenja koji nisu pogodni za uvjete koji se javljaju prilikom obrade odvajanjem čestica.

Prema Coulombovom zakonu trenja, smično naprezanje koje se javlja uslijed trenja, τ , proporcionalno je normalnom tlačnom naprezanju (komponenta naprezanja u smjeru normale na prednju površinu alata), σ_n :

$$\tau = \mu \sigma_n \quad (3.56.)$$

gdje je μ Coulombov koeficijent trenja.

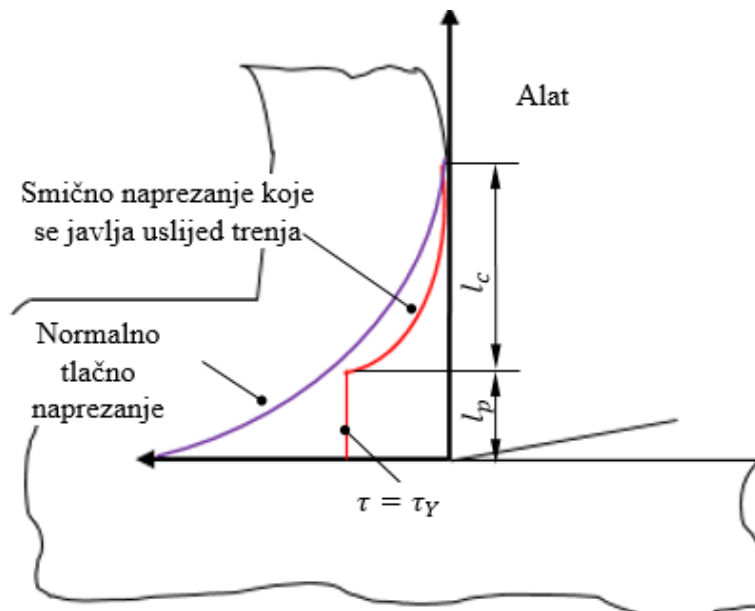
Zorevljev model trenja je u literaturi još poznat kao hibridni model trenja [29] te modificirani Coulombov model trenja [30]. U usporedbi s prethodnim modelom, Zorevljev model se smatra

pouzdanijim zbog podjele zone dodira alata i obratka na dvije zone, zonu lijepljenja (prianjanja) i zonu klizanja. U zoni lijepljenja vrijedi model smicanja dok u zoni klizanja vrijedi Coulombov model trenja. U zoni lijepljenja, normalno tlačno naprezanje je izrazito veliko te se postupno smanjuje u zoni klizanja. Odnosno, u zoni lijepljenja smično naprezanje koje se javlja uslijed trenja ($\mu\sigma_n$) je veće od smične granice tečenja obratka (τ_Y). Ovakvo stanje dovodi do toga da materijal obratka dostiže granicu tečenja te dolazi do njegove plastične deformacije, a ne do klizanja na površini dodira. S druge strane, u zoni klizanja smično naprezanje koje se javlja uslijed trenja ($\mu\sigma_n$) je manje od smične granice tečenja obratka (τ_Y) te dolazi do klizanja između prednje površine alata i odvojene čestice. Opisana zakonitost dviju zona se matematički prikazuje:

$$\tau = \tau_Y \text{ za slučaj } \tau_Y \leq \mu\sigma_n, \quad 0 < x \leq l_p \quad (3.57.)$$

$$\tau = \mu\sigma_n \text{ za slučaj } \tau_Y > \mu\sigma_n, \quad l_p < x \leq l_c \quad (3.58.)$$

gdje je l_p duljina zone lijepljenja te $l_p - l_c$ duljina zone klizanja. Grafički prikaz dviju zona je prikazan na Slici 3.1.



Slika 3.1. Grafički prikaz raspodjele smičnog naprezanja koje se javlja uslijed trenja te tlačnog naprezanja na prednjoj površini alata

S druge strane, srednji koeficijent trenja između rezne oštrice i odvojene čestice u ortogonalnom rezanju se može izračunati pomoću izmjerenih vrijednosti glavne sile rezanja (F_c), posmične sile (F_f) i poznatog stražnjeg kuta alata (α):

$$\mu = \frac{F_f + F_c \tan \alpha}{F_c - F_f \tan \alpha} \quad (3.59.)$$

Za trodimenzionalne modele postoje dvije komponente smičnog naprezanja koja se javljaju između površina u dodiru (τ_1, τ_2). Ekvivalentno smično naprezanje koje se javlja uslijed trenja se dobije kombinacijom ta dva naprezanja prema izrazu:

$$\bar{\tau} = \sqrt{\tau_1^2 + \tau_2^2} \quad (3.60.)$$

Za modificirani Coulombov model trenja se ekvivalentno smično naprezanje uspoređuje s maksimalnim ekvivalentnim smičnim naprezanjem. Sukladno navedenom, može se zapisati i izraz za ekvivalentnu brzinu klizanja:

$$\bar{s} = \sqrt{s_1^2 + s_2^2} \quad (3.61.)$$

gdje su s_1 i s_2 komponente brzine klizanja.

Uslijed trenja, javlja se toplinski tok odnosno kinetička energija zbog klizanja se pretvara u toplinu. Udio energije nastale zbog trenja koja se pretvara u toplinu se izražava preko koeficijenta η' . Gustoća toplinskog toka zbog klizanja se definira prema izrazu:

$$q_T = \eta' \bar{\tau} \bar{s} \quad (3.62.)$$

Toplina koja prelazi na prvu površinu u dodiru (npr. odvojena čestica) se može zapisati kao:

$$q_{T1} = \omega' q_T \quad (3.63.)$$

gdje je ω' udio generirane topline koji prelazi na prvu površinu. Dakle, toplina koja prelazi na drugu površinu u dodiru se može zapisati kao:

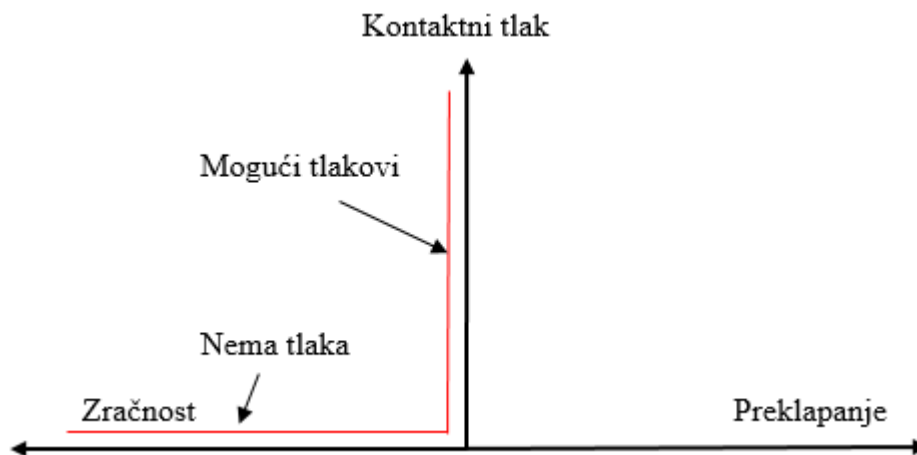
$$q_{T2} = (1 - \omega') q_T \quad (3.64.)$$

Numerička analiza kontaktnog problema s trenjem mora onemogućiti prodiranja jednog tijela u drugo te razmotriti uvjete lijepljenja i klizanja. Pristupe rješavanja kontaktnih problema treba promatrati unutar problematike rješavanja sustava algebarskih jednažbi sa zadanim uvjetima (ograničenjima). Kako bi se onemogućilo prodiranje jednog tijela u drugo potrebno je zadovoljiti uvjete ograničenja:

$$\zeta > 0 \text{ za slučaj kada tijela nisu u dodiru}$$

$$\zeta = 0 \text{ za slučaj kada su tijela u dodiru}$$

gdje je ζ veličina (udaljenost) prodora. Kako bi se minimiziralo prodiranje odvojene čestice u alat, primijenjen je model čvrstog kontakta (engl. hard contact). Kada postoji zračnost između površina, tlak je jednak nuli. Kada je zračnost između površina jednak nuli, površine su u dodiru i dolazi do porasta tlaka, Slika 3.2.



Slika 3.2. Dijagram kontaktnog tlaka i udaljenost površina u dodiru

U kontaktnoj mehanici najčešće se susreću dvije temeljne metode koje se primjenjuju u problematici optimizacije s ograničenjima: kaznena metoda (engl. penalty) i metoda Lagrangeovih multiplikatora [28]. U ovom istraživanju primijenjena je kaznena metoda koja primjenjuje kazneni faktor te vrijednost prodora. Kazneni faktor ima fizikalno značenje kontaktne krutosti. Kontaktna sila je proporcionalna s udaljenosti prodora te kaznenog faktora. Iz iteracije u iteraciju dolazi do kontinuiranog povećanja vrijednosti kaznenog faktora. Na ovaj način se dolazi do rješavanja problema penetriranja jedne površine u drugu. Općenito govoreći, težnjom vrijednosti kaznenog faktora u beskonačnost, vrijednost prodora teži u nulu. Opisana kaznena metoda pridjeljuje kontaktne sile na čvorove koji se nalaze na sporednoj površini

(engl. slave surface) dok se iste sile, ali suprotno usmjerene pridjeljuju na glavnoj površini (engl. master surface) u točki gdje se dogodila penetracija.

Kaznena metoda ipak u potpunosti ne sprječava prodor glavne površine u sporednu površinu. Odnosno, kod dodira Eulerovog tijela i Lagrangeovog tijela moguća je pojava penetracije dijela Eulerovog tijela unutar Lagrangeovog tijela. Navedeni nedostatak se može eliminirati ispravnim odabirom veličine elementa na svim tijelima u dodiru.

3.3. Modeliranje nastajanja odvojene čestice

Nastajanje odvojene čestice je jedan od glavnih problema u modeliranju obrade odvajanjem čestica metodom konačnih elemenata. Ovaj problem se može razmatrati iz dva aspekta: kriterij za nastajanje odvojene čestice i modelska realizacija.

Prilikom velikih lokalnih plastičnih deformacija obratka dolazi do procesa nastajanja odvojene čestice. Postoje dvije glavne metode za modeliranje nastajanja odvojene čestice tijekom obrade. Prva metoda primjenjuje kriterij za nastajanje odvojene čestice te je potrebno unaprijed definirati liniju razdvajanja. Druga metoda je tzv. čisto deformacijska metoda gdje tu liniju nije potrebno definirati [31].

Kriteriji za nastajanje odvojene čestice se mogu podijeliti u dvije glavne grupe: geometrijski i fizikalni kriteriji [31], [32]. Prema geometrijskom kriteriju, nastajanje odvojene čestice počinje kada udaljenost između vrha rezne oštrice alata i najbližeg čvora duž linije razdvajanja na obratku dostigne kritičnu vrijednost (kritičnu udaljenost). Tada se taj čvor odvaja od obratka i postaje dijelom odvojene čestice. Kritična vrijednost se bira proizvoljno te ovisi o veličini elementa. Dakle, ova metoda se ne temelji na mjerljivim fizikalnim svojstvima materijala obratka. Kod fizikalnog kriterija, nastajanje odvojene čestice nastupa kada unaprijed određeni fizikalni parametar (kao npr. naprezanje ili ekvivalentna plastična deformacija) dostigne kritičnu vrijednost u čvoru (čvoru koji je najbliži vrhu rezne oštrice alata). Tada dolazi do odvajanja čvorova ili potpunog brisanja elemenata. Fizikalni kriteriji su temeljeni na mjerljivim fizikalnim svojstvima materijala obratka, ali problem je utvrditi kritične veličine za stvarni proces. Prema Guo i Liu [33] kriterij nastajanja odvojene čestice ne utječe na sile rezanja koje se javljaju prilikom simulacija obrade odvajanjem čestica, ali prema E_e [32] kriterij značajno utječe na vrijednosti zaostalih naprezanja.

Modeliranje nastajanja odvojene čestice može se realizirati različitim metodama: dijeljenje čvorova, odljepljivanje čvorova, brisanje elemenata, kontinuirano adaptivno regeneriranje mreže. Iako pristup s adaptivnim generiranjem mreže poboljšava točnost simulacija, značajno povećava računsku složenost i vrijeme provedbe simulacije.

Za definiranje kriterija za nastajanje odvojene čestice primjenjuju se modeli koji opisuju oštećenje u materijalu. Za duktilne materijale (npr. aluminijska legura koja je i razmatrana u ovom radu) oštećenje nastaje ako varijabla stanja ω_D dosegne vrijednost jedan:

$$\omega_D = \int \frac{d\bar{\epsilon}_p}{\bar{\epsilon}_{p,D}(\eta_t, \dot{\bar{\epsilon}}_p)} = 1 \quad (3.65.)$$

gdje je:

$\bar{\epsilon}_{p,D}$ - ekvivalentna plastična deformacija pri kojoj dolazi do oštećenja

η_t - koeficijent troosnog naprezanja.

Koeficijent troosnog naprezanja se može odrediti kao omjer hidrostatskog naprezanja i ekvivalentnog naprezanja. Kako bi se u obzir uzelo omekšanje materijala zbog razvoja oštećenja u materijalu, uvodi se varijabla D koja definira razinu oštećenja materijala te vrijedi:

$$\sigma_D = (1 - D)\sigma \quad (3.66.)$$

gdje je:

σ_D - tenzor naprezanja za oštećeni materijal

σ - tenzor naprezanja za slučaj neoštećenog materijala.

Pojedina istraživanja koriste Johnson-Cookov model inicijacije kao kriterij za modeliranje stvaranja inicijalnog oštećenja te model baziran na energiji loma za modeliranje razvoja oštećenja do krajnjeg loma [34]–[36].

Prema Johnson-Cookovom kriteriju oštećenja (modelu inicijacije oštećenja) ekvivalentna plastična deformacija pri kojoj dolazi do oštećenja se definira izrazom:

$$\bar{\epsilon}_{p,D} = [D_1 + D_2 e^{D_3 \eta_t}] \left[1 + D_4 \ln \frac{\dot{\bar{\epsilon}}_p}{\dot{\bar{\epsilon}}_0} \right] \left[1 + D_5 \left(\frac{T - T_0}{T_T - T_0} \right) \right] \quad (3.67.)$$

gdje su D_1, D_2, D_3, D_4, D_5 materijalni parametri loma.

Razvoj oštećenja u materijalu se može definirati pomoću modela temeljenog na efektivnom razdvajanju tj. pomoću ekvivalentnog plastičnog pomaka \bar{u}_p koji je jednak nuli do trenutka nastanka oštećenja, a potom raste brzinom:

$$\dot{\bar{u}}_p = L\dot{\bar{\epsilon}}_p \quad (3.68.)$$

gdje je L karakteristična duljina konačnog elementa koja ovisi o vrsti elementa.

Ako se pretpostavi linearni razvoj oštećenja, varijabla D raste brzinom:

$$\dot{D} = \frac{\dot{\bar{u}}_p}{\bar{u}_{p,D}} = \frac{L\dot{\bar{\epsilon}}_p}{\bar{u}_{p,D}} \quad (3.69.)$$

gdje $\bar{u}_{p,D}$ predstavlja ekvivalentni plastični pomak pri potpunom lomu.

U sljedećem poglavlju predstavljen je pregled dosadašnjih istraživanja u literaturi, a obuhvaća numeričko modeliranje obrade odvajanjem čestica. U fokusu je predviđanje sila rezanja i temperature u zoni rezanja numeričkim simulacijama temeljenim na metodi konačnih elemenata.

4. PREDVIĐANJA IZLAZNIH VELIČINA OBRADJE ODVAJANJEM ČESTICA U NUMERIČKIM MODELIMA TEMELJENIM NA METODI KONAČNIH ELEMENATA

Kako je proces odvajanja čestica izrazito složen, za njegovo modeliranje potrebno je uzeti u obzir mnogo značajki. Vrlo važno je izabrati odgovarajući programski paket za modeliranje procesa kako bi se provele kvalitetne analize. Najčešće primjenjivani programski paketi za simulaciju obrade odvajanjem čestica su: DEFORM 2D / 3D, ABAQUS / Explicit i AdvantEdge [37]. Programski paket AdvantEdge specijaliziran je za modeliranje obrade odvajanjem čestica. Problem rješava eksplicitno te je moguće provesti detaljnu toplinsko mehaničku analizu procesa. Također, ovaj paket sadrži opsežnu bazu standardnih alata te zakona očvršćivanja. Omogućeno je jednostavno modeliranje i definiranje postavki simulacije. Pored toga, moguće je kreirati vlastitu geometriju alata i obratka te vlastiti zakon očvršćivanja. Njegov glavni nedostatak su pojedina ograničenja gdje korisnik nije dovoljno fleksibilan u definiranju značajki samog procesa (npr. koeficijent trenja u sučelju alat / odvojena čestica je konstantan i iznosi 0,5). S druge strane DEFORM 2D / 3D rješava probleme samo implicitno zbog čega je za provedbu složenih simulacija potrebno mnogo vremena. Baza podataka o standardnim alatima i zakonima očvršćivanja je nešto manja u usporedbi s AdvantEdge programom, ali ima određenu razinu otvorenosti. U programskom paketu ABAQUS / Explicit vrijeme potrebno za definiranje postavki modela je nešto duže s obzirom na to da ne sadržava bazu podataka o standardnim geometrijama alata i zakonima očvršćivanja. Definiranje modela zahtjeva i visoko kvalificiranog korisnika koji mora sam definirati alat, obradak, parametre obrade, rubne uvjete i geometriju mreže. S druge strane, korisnik je izrazito fleksibilan u pogledu definiranja postavki modela (velika otvorenost) [38].

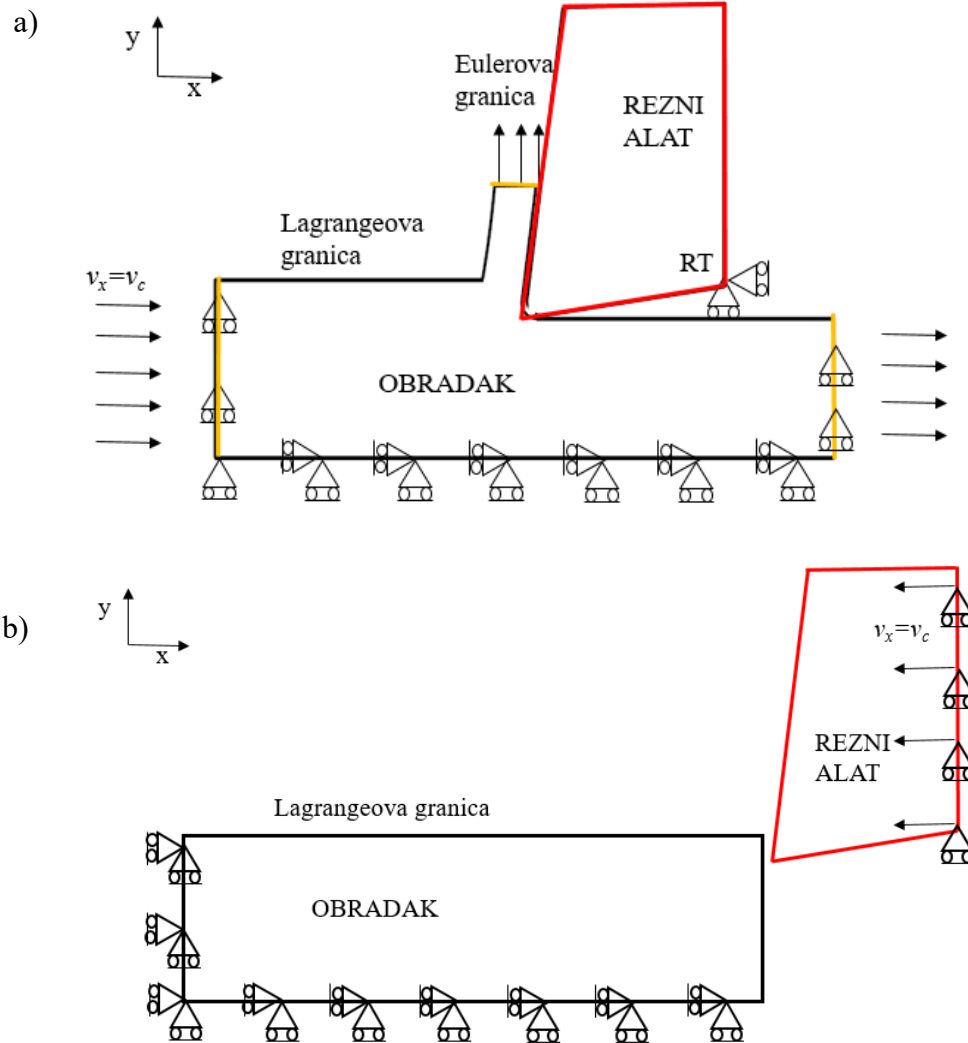
Različite formulacije se koriste u simulacijama obrade odvajanjem čestica za opis procesa. Kod modeliranja postupka temeljenog na MKE najčešće korištene formulacije su Eulerova, Lagrangeova, obnovljena Lagrangeova i proizvoljna Lagrange-Eulerova (engl. Arbitrary Lagrange Euler, ALE) formulacija. U posljednjih nekoliko godina na važnosti dobiva i spregnuta Euler-Lagrangeova (engl. Coupled Euler-Lagrange - CEL) formulacija [39]. Eulerova i Lagrangeova formulacija su osnovne formulacije. Kako bi se iskoristile njihove pojedinačne prednosti i smanjio utjecaj njihovih nedostataka, istraživači su kombiniranjem dviju osnovnih formulacija razvili ALE i CEL formulacije.

U Lagrangeovoj formulaciji je mreža konačnih elemenata vezana za obradak, mreža se deformira s obratkom. Drugim riječima, na kraju svakog koraka koordinate čvorova se ažuriraju. Ako su deformacije velike, što je slučaj u obradi odvajanjem čestica, može doći do ekstremne distorzije mreže odnosno elemenata. Zbog toga je poželjno da se postojeća distorzirana mreža zamjenjuje novom što se postiže regeneriranjem ili adaptivnim generiranjem mreže. To može značajno povećati vrijeme potrebno za obradu podataka. Drugi nedostatak je taj što je potrebno definirati kriterij za nastajanje odvojene čestice. Odnosno, čvorovi duž unaprijed definirane linije se razdvajaju kada vrijednost efektivne deformacije prijeđe određenu graničnu vrijednost ili kada alat prijeđe određenu duljinu puta prilikom prodiranja u obradak [40]. Određivanje parametara koji opisuju kriterij za nastajanje odvojene čestice je zahtjevno jer ne postoji dovoljno dostupnih podataka iz tog područja [41] te se bazira na iskustvu istraživača ili preporučenim vrijednostima. Prednosti Lagrangeove formulacije su te što nije potrebno unaprijed definirati geometriju odvojene čestice i njene granice.

U Eulerovoj formulaciji, mreža konačnih elemenata je fiksirana u prostoru odnosno koordinate čvorova se ne mijenjaju u vremenu. Materijal se giba kroz fiksiranu mrežu te je tako eliminirana distorzija mreže odnosno elemenata. Također, nije potrebno definirati kriterij za nastajanje odvojene čestice. Ali, ova formulacija zahtijeva unaprijed definiranje početne geometrije i granica odvojene čestice, definiranje duljine dodira između alata i obratka te uvjete dodira u sučelju odvojena čestica - alat. Dakle geometrija odvojene čestice mora biti ulazni parametar, a ne izlazni parametar obrade odvajanjem čestica.

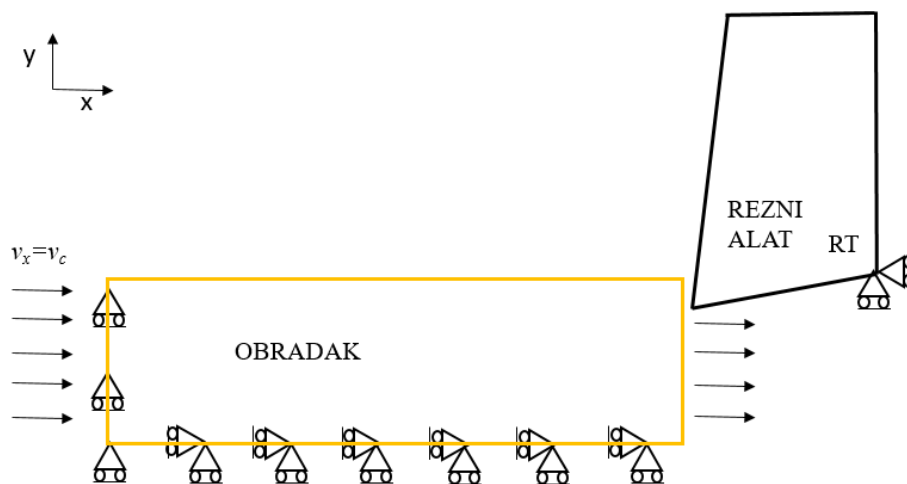
Proizvoljna Lagrange-Eulerova formulacija kombinira značajke prethodne dvije formulacije. U pojedinim područjima mreža može biti fiksirana (Eulerovo područje), a u drugim područjima može se mijenjati s promjenom materijala (Lagrangeovo područje). S obzirom na to da najveće plastične deformacije nastaju oko vrha rezne oštrice alata, gdje i dolazi do nastajanja odvojene čestice, u tom području poželjno je definirati Eulerovu formulaciju. Najčešće se koriste dvije vrste ALE formulacije [42]: ALE s Eulerovim i Lagrangeovim granicama i ALE samo s Lagrangeovim granicama. U prvoj metodi potrebno je unaprijed definirati geometriju odvojene čestice što je ujedno i njen glavni nedostatak. Eulerovom formulacijom se definira područje ulaza i izlaza obratka te izlazak odvojene čestice. Lagrangeovom formulacijom se definira gornje i donje područje obratka kako je i prikazano na Slici 4.1a). Drugom metodom moguće je simulirati cijeli proces odvajanja čestica bez definiranja geometrije odvojene čestice, ali u većini slučajeva oblik odvojene čestice ne odgovara realnom stanju [43]. Razlika između dvije

metode ALE formulacije je prikazana na Slici 4.1., a prednosti su te što je smanjena distorzija mreže te nije potrebno definirati kriterij za nastajanje odvojene čestice. Na Slici 4.1. je prikazan izgled obratka i alata prije početka simulacije za obje ALE formulacije.



Slika 4.1. ALE formulacija s: a) Eulerovim i Lagrangeovim granicama i b) Lagrangeovim granicama [42]

Da bi se eliminirali navedeni nedostaci ALE formulacije, u zadnjem desetljeću se počela primjenjivati spregnuta Euler-Lagrangeova formulacija kod simulacije obrade odvajanjem čestica. Iako se ova formulacija općenito koristi gdje postoji interakcija čvrstog materijala i fluida, postoje istraživanja koja su utvrdila da je pogodna u slučaju gdje se pojavljuju velike deformacije [44], [45]. Lagrangeova formulacija se primjenjuje za modeliranje alata dok se Eulerova formulacija primjenjuje za modeliranje obratka, Slika 4.2.



Slika 4.2. CEL formulacija

Lagrangeovi elementi su uvijek ispunjeni s jednim modelom materijala pa se granica materijala podudara s granicom elemenata. Eulerovi elementi ne moraju uvijek biti ispunjeni materijalom pa se granica materijala ne treba podudarati s granicom elementa. Stoga se granice Eulerovog materijala prate pomoću Eulerovog volumnog udjela materijala (engl. Eulerian Volume Fractions - EVF). Ako je element u potpunosti ispunjen materijalom, tada je $EVF = 1$, a ako se u elementu ne nalazi materijal, tada je $EVF = 0$. U elementima čija vrijednost EVF je između 0 i 1, granica materijala ne odgovara granici elementa kako je i prikazano na Slici 4.3. Prednosti ove formulacije su što je eliminirana distorzije mreže te nije potrebno definirati geometriju odvojene čestice.

0,0	0,0	0,0
0,0	0,18	0,22
0,53	1,0	1,0

Slika 4.3. Prikaz EVF vrijednosti i odgovarajućih granica materijala [46]

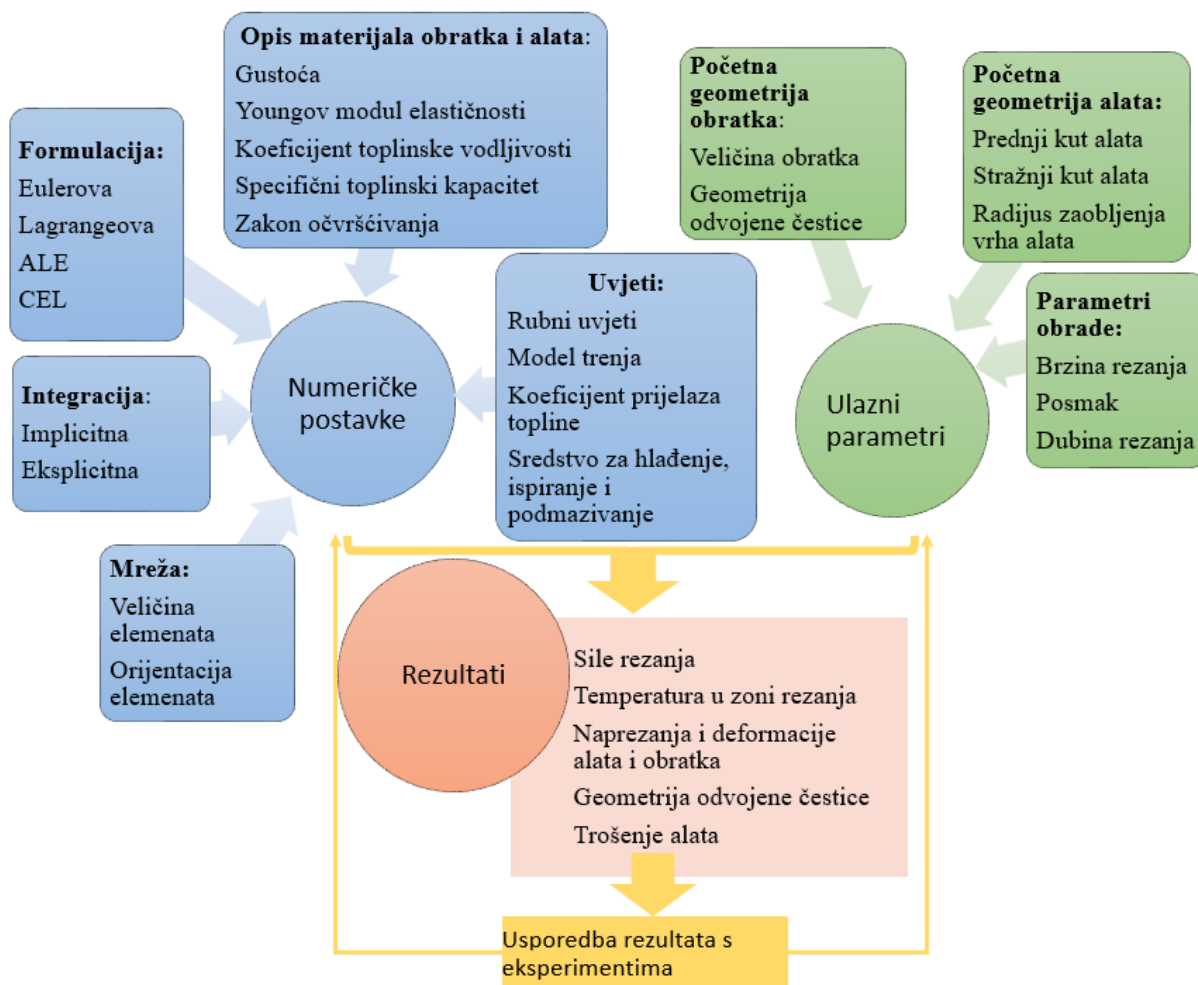
Također je važno naglasiti značajan utjecaj veličine elementa na rezultate simulacija. Primjena elemenata manje veličine na obratku omogućuje preciznije rezultate. Fina mreža mora biti postavljena i oko vrha rezne oštrice alata kako bi se eliminiralo preklapanje mreže alata i obratka [47]. Također, prema Movahhedu [47] veličina elementa oko vrha reznog alata mora

biti manja od vrha zaobljenja alata. S druge strane, smanjenjem veličine elemenata, prirast vremena (u eksplicitnoj vremenskoj integraciji) se smanjuje, povećava se broj čvorova i stoga se povećava vrijeme potrebno za provedbu simulacije. Odabir odgovarajuće veličine elementa je kritičan parametar u simulacijama te se mora odabrati kao kompromis potrebne točnosti rezultata i ekonomske isplativosti.

U numeričkim analizama koje se temelje na MKE, alat se većinom pretpostavlja kao kruto tijelo [44], [48]–[51] jer je njegova tvrdoća puno veća od tvrdoće obratka. Tako je smanjeno vrijeme potrebno za provedbu simulacije jer nije potrebno proračunavati pomake čvorova u alatu. Al-Zkeri i dr. [52] su usporedili rezultate simulacija kada su pretpostavili alat kao kruto tijelo i kao elastično tijelo. Rezultati su se razlikovali manje od 2 % kod predviđanja naprezanja u obratku i predviđanja sila rezanja. Tako je potvrđeno da je ispravna pretpostavka o alatu kao krutom tijelu.

Simulacijama obrade odvajanjem čestica mogu se predvidjeti razni procesni parametri. Prije svega može se predvidjeti oblik odvojene čestice. Ovisno o brzini rezanja, materijalu obratka te prednjem kutu reznog alata razlikuje se trakasta, lamelarna, rezana te kidana odvojena čestica. Također, debljina odvojene čestice je parametar koji se najčešće koristi (u pogledu morfologije odvojene čestice) u provjeri točnosti simulacija koje se temelje na MKE. Trakasta odvojena čestica se može predvidjeti upotrebom nekih od spomenutih kriterija za nastajanje odvojene čestice [34] ili primjenom čiste deformacijske metode i regeneriranjem mreže [53]. Kod predviđanja pojave rezane odvojene čestice također se primjenjuju kriteriji za nastajanje odvojene čestice [34]–[36]. Duljina dodira odvojene čestice i reznog alata je također značajan parametar jer utječe na sile trenje koje se javljaju u samoj obradi odvajanjem čestica. Međutim, zbog velikih razlika između eksperimentalnih podataka i numeričkih predviđanja [54], [55], duljina dodira se ne koristi često kao parametar za validaciju simulacija obrade. Pojedini znanstvenici predviđaju eksperimentalnim te numeričkim putem trošenje alata [56], formiranje naljepka na prednjoj površini alata [57], integritet obrađene površine [49], [58]–[64], zaostala naprezanja [30], [65]–[69]. Sile rezanja te temperatura u zoni rezanja su parametri koji se također mogu predvidjeti u simulacijama obrade odvajanjem čestica, a zbog njihovog velikog značaja detaljnije su objašnjeni u nastavku.

Na Slici 4.4. su prikazani ulazni parametri, numeričke postavke te rezultat numeričkih analiza koji su detaljnije objašnjeni u nastavku.



Slika 4.4. Ulazni parametri, numeričke postavke i rezultati numeričkih simulacija

4.1. Predviđanje sila rezanja u obradi odvajanjem čestica

Velike sile rezanja uzrokuju ubrzano trošenje alata, pojavu podrhtavanja i povećani utrošak snage [70], [71]. Utjecaj parametara obrade na sile rezanja je istražen u više radova. Li i Shih [72] su proučavali utjecaj brzine rezanja na glavnu silu rezanja, posmičnu silu i silu prodiranja u simulaciji 3D ortogonalnog rezanja komercijalno čistog titana. Uočen je pad glavne sile rezanja s povećanjem brzine rezanja. Numeričke simulacije su predvidjele za oko 15 % manje vrijednosti glavne sile rezanja te za oko 10 % manje vrijednosti posmične sile i sile prodiranja u odnosu na eksperimentalne podatke. Također, zaključili su da je nužno postaviti malu veličinu elementa u obratku i odvojenoj čestici te malu veličinu elementa u alatu kako bi se dobio odgovarajući izgled odvojene čestice. S druge strane, Tzotzis i dr. [73] su predvidjeli rast glavne sile rezanja s porastom brzine rezanja i posmaka u 3D simulacijama izrade uvrta u obratku aluminijske legure (EN AW 7075 T6). Parihar i dr. [74] su predvidjeli isto u 3D

simulacijama ortogonalnog rezanja čelika X40CrMoV5-1. Ozel i dr. [75] su za leguru Ti-6Al-4V numerički i eksperimentalno potvrdili da porastom posmaka raste vrijednost glavne sile rezanja. Razmatrane su i različite presvlake alata (bez presvlake, TiAlN presvlaka, TiAlN + CBN). I u njihovom radu su simulacije predviđjele za oko 5 % manje vrijednosti glavnih sila rezanja, a za posmične sile su odstupanja i do 15 % u odnosu na eksperimentalne podatke. Veće razlike u vrijednostima (između eksperimentalnih podataka i numeričkih predviđanja) posmične sile u odnosu na vrijednosti glavne sile rezanja su predstavljene i za materijale X40Cr14 [76], C45U [57], EN AW 7075 [77]–[79], EN AW 7050 T7451 [80], EN AW 2024 T3 [79] i EN AW 6061 T6 [79]. Za leguru EN AW 2024 T351, s povećanjem brzine rezanja, uočene su manje razlike u predviđanjima glavne sile rezanja [36], [81]. U numeričkim simulacijama je potvrđeno da na glavnu silu rezanja utječe i prednji kut rezne oštrice alata. Odnosno, za manje vrijednosti prednjeg kuta rezne oštrice alata veće su sile rezanja; za čelik C15R [82] i za Ti-6Al-4V [83]. Suprotno eksperimentalnim istraživanjima, numerička analiza predviđa da povećanjem radijusa zaobljenja rezne oštrice alata dolazi i do povećanja glavne sile rezanja [72], [84], [85]. Također je važno naglasiti da na vrijednosti glavne sile rezanja utječe i materijal alata [86].

U svom doktorskom radu, Munoz [87] je dobio preciznija predviđanja sila rezanja s 2D modelom nego s 3D modelom. Za brzinu rezanja od 120 m/min odstupanje eksperimentalnih vrijednosti glavnih sila rezanja i vrijednosti istih dobivenih simulacijama je do 23 % dok za posmične sile odstupanje je znatnije (do 38 %). Također je usporedio i utjecaj dva kriterija za nastajanje odvojene čestice pri obradi Ti-6Al-4V legure: Rittel-Wang-Merzer i Cockcroft-Latham kriterij. Primjenom prvog kriterija su predviđeni za oko 200 % bolji rezultati.

U svojim radovima Laasko i suradnici su zaključili da za čelik C45U, odabir vrijednosti parametara Johnson-Cookovog zakona očvršćivanja, a posebno konstanta brzine deformacije (parametar C) ima značajan utjecaj na predviđanje sila rezanja [88], [89] Također su zaključili da primjenom izmijenjenog Johnson-Cookovog zakona očvršćivanja (izmijenjen je utjecaj brzine rezanja i topline) mogu dobiti precizniji rezultati glavne sile rezanja [90]. Isto tako, istražitelji su predstavili da i za materijale EN AW 2024 T3 [64], Ti-6Al-4V [24], [25], [91], [92], X5CrNiCuNb16-4 [93], EN AW 6061 T6 [94] i EN AW 7075 T65 [94] zakon očvršćivanja utječe na glavnu i posmičnu silu rezanja.

U radu Bila [82], za čelik C15R je zaključeno da značajan utjecaj (značajniji od vrijednosti parametara zakona očvršćivanja) na predviđanje vrijednosti sila rezanja ima i model trenja. Isto

je zaključeno i za čelik X2CrNiMo17 12-3 [95]. Coulombov model trenja se nije pokazao prikladnim za modeliranje obrade odvajanjem čestica, a uočen je utjecaj i vrijednosti smičnog koeficijenta trenja na glavnu silu rezanja [82]. S druge strane, primjenom temperaturno ovisnog Coulombovog koeficijenta trenja mogu se dobiti najpreciznije vrijednosti glavne i posmične sile rezanja kod čelika 42CrMoS4 [96]. Saleem i suradnici [36] su istražili utjecaj vrijednosti Coulombovog koeficijenta trenja i prednjeg kuta rezne oštrice alata u simulacijama 2D ortogonalnog rezanja legure EN AW 2024 T351.

Za modeliranje 2D ortogonalnog rezanja legure EN AW 2024 T351, Haddag i suradnici [97] su upotrijebili Lagrangeovu formulaciju te proizvoljnu Lagrange-Eulerovu formulaciju (ALE). Za predviđanje posmične sile, primjenom ALE formulacije su predviđeni precizniji rezultati i to za oko 40 %. Također, primjenom ALE formulacije su predviđeni i precizniji rezultati glavne i posmične sile rezanja u odnosu kada je primijenjena Lagrangeova formulacija [98]. U tom istraživanju korišten je čelik S45C te MQL (engl. Minimum quantity lubrication, minimalna količina sredstva za podmazivanje) uvjet obrade. Ovaj uvjet obrade je definiran pomoću koeficijenta trenja čija vrijednost je određena tako da vrijednosti glavne sile rezanja dobivene numeričkom analizom i eksperimentalnom analizom što manje odstupaju. U radu Ozela i dr. [23], primjenom ALE formulacije su dobiveni bolji rezultati glavne sile rezanja (greška manja za 24 %) u odnosu na obnovljenu Lagrangeovu formulaciju (u programskom paketu DEFORM). S druge strane, primjenom obnovljene Lagrangeove formulacije su dobiveni bolji rezultati posmične sile (greška manja za 14 %) nego s primjenom ALE formulacije. Suprotno navedenim istraživanjima, u radu Vaziri i suradnici [99] su zaključili da se primjenom ALE formulacije i obnovljene Lagrangeove formulacije mogu predvidjeti približno jednako točne vrijednosti glavnih sila rezanja. Odstupanja u predviđanjima su bila veća kod obnovljene Lagrangeove formulacije, dok je vrijeme za provedbu simulacije bilo manje i do 125 puta.

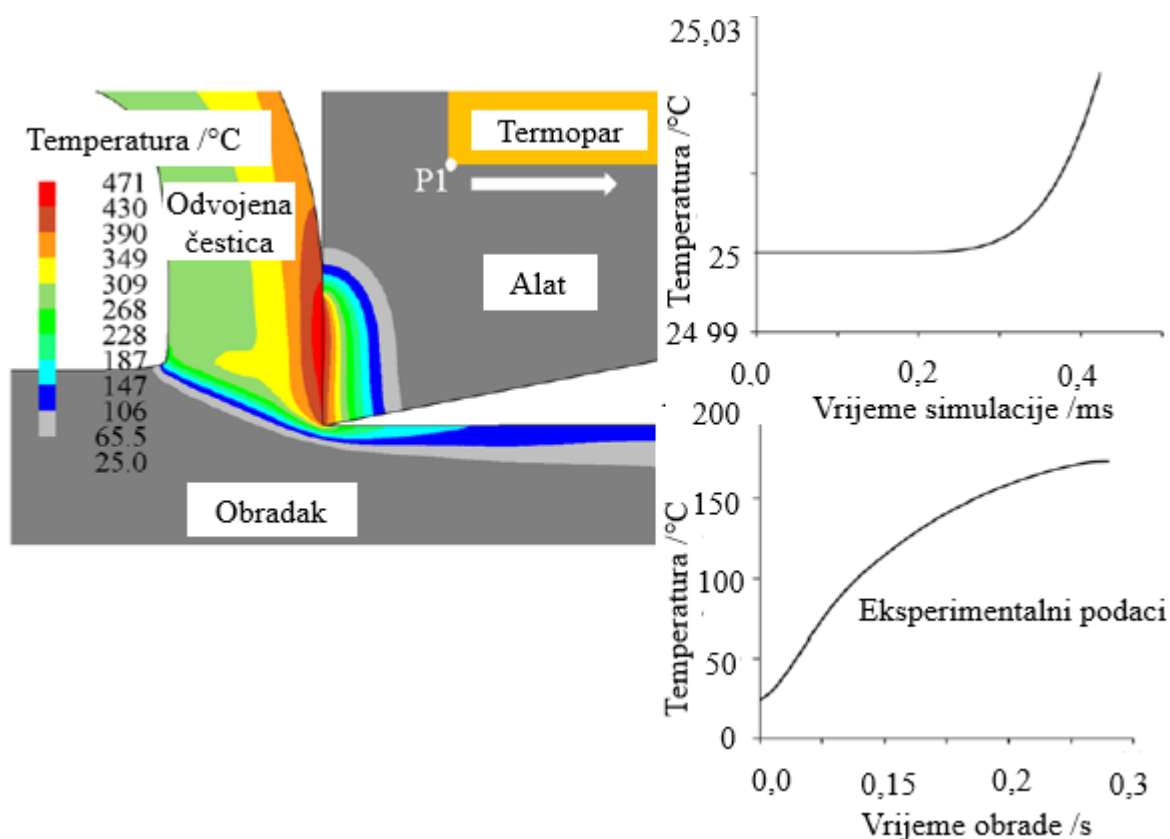
S obzirom na to da veličina elementa utječe na rezultate numeričkih simulacija, Harzallah i suradnici [100] su proveli analizu optimalne veličine konačnog elementa kojim se diskretizira volumen obratka obzirom na pogrešku predviđanja glavne sile rezanja i vremena potrebnog za provedbu simulacije. I u ovom radu su odstupanja eksperimentalnih i numeričkih vrijednosti veća za posmične sile nego za glavne sile rezanja. Obzirom na navedeno, može se zaključiti da bi optimizacija veličine konačnog elementa kojim se diskretizira obradak mogla doprinijeti poboljšanju predviđanja razmatranog procesa.

4.2. Raspodjela temperature u zoni rezanja

Predviđanje temperature tijekom obrade je izrazito važno jer visoke temperature mogu uzrokovati dimenzijske pogreške obratka, fazne transformacije, ubrzano trošenje alata te pojavu tlačnog zaostalog naprezanja. Stvorena toplina posredno utječe na mehanička svojstva obratka i sile rezanja [101]. Također, visoke temperature mogu utjecati na svojstva materijala alata odnosno smanjiti njegovu tvrdoću. Nekoliko autora je upotrijebilo simulacije koje se temelje na MKE za predviđanje raspodjele temperature u zoni rezanja.

Sahib i dr. [102] su proučavali raspodjelu temperatura pri ortogonalnom rezanju C45U materijala kada se primjenjuju različite presvlake alata (TiN, TiN/TiCN, TiN/Al₂O₃/TiCN). Temperatura raste s porastom brzine rezanja te posmične brzine za sve slučajeve modela alata. Također je uočeno da se manje temperature na alatu javljaju u slučaju kada alat ima presvlaku jer se tada više temperature odvodi u obradak odnosno odvojenu česticu. Slično je uočeno i za čelik 40NiCrMo4 [103]. Porastom brzine rezanja dolazi i do porasta temperature u zoni rezanja, a najmanje temperature se javljaju samo s Al₂O₃ presvlakom alata [103]. Parida i suradnici [104] su također proučavali utjecaj parametara obrade čelika X2CrNiMo17 12-3 na temperature rezanja. Numeričke simulacije su predviđjele porast temperatura u zoni rezanja s porastom brzine rezanja i posmaka. Ozel i Zeren [42] su pokazali da povećanjem radijusa zaobljenja oštrice alata dolazi do povećanja temperature rezanja za materijal obratka 40NiCrMo4. U radu Tanga i suradnika [105] simulacije su pretpostavile prvo pad, a zatim porast maksimalne temperature na obratku (X153CrMoV12) s porastom dubine rezanja. Zaključili su i da je utjecaj dubine rezanja na temperature mnogo manji od utjecaja brzine rezanja. Maranhao i Davim [106] su numeričkom analizom zaključili da povećanjem prednjeg kuta rezne oštrice alata dolazi do smanjena temperature u zoni rezanja pri 2D ortogonalnom rezanju EN AW 7075 legure.

U svom doktorskom radu, Daoud [5] je zaključio da vrijednosti parametara Johnson-Cookovog zakona očvršćivanja ne utječu značajno na temperaturu predviđenu numeričkim simulacijama. Također je uočio da pri 2D simulaciji ortogonalnog rezanja nije moguće precizno predvidjeti temperaturu u zoni rezanja, Slika 4.5. S druge strane, Ebrahimi i suradnici [93] su zaključili da se pogreška u maksimalnoj temperaturi alata može smanjiti s 30 % na 5 % ako se umjesto Johnson-Cookovog zakona očvršćivanja primijeni eksponencijalno očvršćujući zakon očvršćivanja za simulaciju obrade čelika X5CrNiCuNb16-4.



Slika 4.5. Usporedba temperature u zoni rezanja predviđene numeričkim simulacijama i dobivene eksperimentalnim mjerenjima [5]

Barge i dr. [107] su zaključili da veličina konačnog elementa kojim se diskretizira volumen obratka ne utječe značajno na predviđanja temperature u zoni rezanja. S druge strane, značajan utjecaj na temperature ima model trenja. Filice i suradnici [55] su istražili tri različita modela trenja te različite vrijednosti Coulombovog koeficijenta trenja i smičnog koeficijenta trenja za materijal C45U. U usporedbi s eksperimentalnim podacima, greške u predviđanju temperatura u alatu su bile od 1 % do 41 % što ukazuje na veliki značaj pravog odabira modela trenja i vrijednosti koeficijenta trenja.

U većini radova je pretpostavljeno da udio topline koji nastaje zbog trenja i koji odlazi u obradak je 50 % [30], [43], [45], [82], [108] te utjecaj tog koeficijenta nije detaljnije istražen.

U doktorskom radu, Pervaiz [29] je optimizirao koeficijent prijelaza topline između alata i okoline s ciljem što manjeg odstupanja eksperimentalnih i numeričkih rezultata temperature rezanja pri suhoj obradi Ti-6Al-4V materijala. Iako je najveća pogreška pri najvećoj brzini rezanja (120 m/min), optimizacijom koeficijenta, pogreška se smanjila s 22,5 % na 15 %. Sličnu metodu su primijenili Kanellos i suradnici [109] pri simulaciji obrade istog materijala.

U ovom radu je za kriterij konvergencije koeficijenta prijelaza topline postavljen uvjet da razlika između nove i prethodne vrijednosti koeficijenta ne smije biti veća od neke određene vrijednosti.

Zbog kratkog vremena obrade koji se razmatra u simulacijama, većina znanstvenika pretpostavlja da ne dolazi do prijelaza topline s obratka na okolinu i /ili s alata na okolinu i obratno. Međutim, ako se razmatraju zaostala naprezanja ili obrade u kojima se koristi sredstvo za hlađenje, koeficijent prijelaza topline se ne zanemaruje. Njegova vrijednost ovisi o uvjetima obrade i materijalu te su uočene velike varijacije u radovima kao što su: 20 W/m²K [110], 200 W/m²K [29], [109], [111], 3100 W/m²K [112], 10 000 W/m²K [113] te 1 000 kW/ m²K [61], [114].

Iako je nužno validirati bilo koju simulaciju eksperimentalnim podacima, u malom broju radova su uspoređeni numerički rezultati predviđanja temperature s eksperimentalnim podacima. Razlog tome je što je zahtjevno mjeriti temperature tijekom same obrade. Međutim postoje radovi u kojima su eksperimentalno mjerene temperature pomoću termopara [5], [55], [102], [115], [116] ili pomoću infracrvene (termalne) kamere [93], [113], [117].

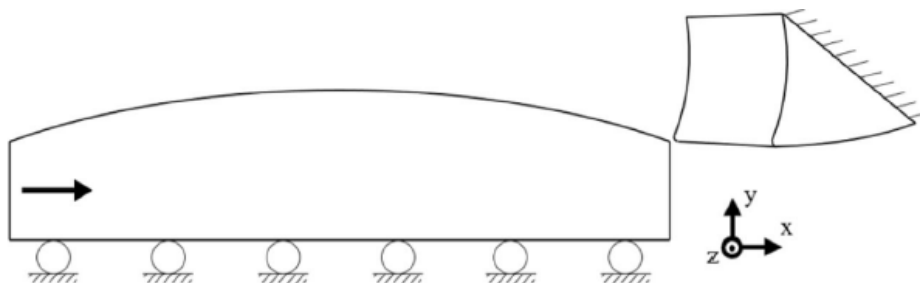
4.3. Spregnuta Euler-Lagrangeova (CEL) formulacija

Spregnuta Euler-Lagrangeova (CEL) formulacija za simulaciju obrade odvajanjem čestica se počela primjenjivati tek u posljednjih nekoliko godina.

Zhang i dr. [44] su zaključili da ovisno o formulaciji koja se primjenjuje, potrebno je prilagoditi vrijednosti parametara JC zakona očvršćivanja za obradak materijala Ti-6Al-4V. Abdelhafeez i dr. [118] su usporedili Lagrangeovu formulaciju i CEL formulaciju za predviđanje glavne sile rezanja i momenta u postupku bušenja. Model se sastojao od trodimenzionalnog svrdla te od trodimenzionalnog obratka različitih aluminijevih legura (EN AW 7010, EN AW 2024) i legure titana (Ti-6Al-4V). Obje formulacije su predvidjele približno jednake rezultate (odstupanja u usporedbi s eksperimentom do 19 %). Međutim, Lagrangeova formulacija je zahtijevala dvostruko više vremena za provedbu simulacije u odnosu na CEL formulaciju. U svom radu Klocke i dr. [48] su simulirali ortogonalno rezanje Ti-6Al-4V legure. Za različite prednje kutove alata su usporedili maksimalne i minimalne vrijednosti glavne sile rezanja te su odstupanja između eksperimentalnih podataka i numeričkih simulacija do 35 %. Saez-de-

Buruaga i dr. [119] su potvrdili da CEL formulacija lošije predviđa posmične sile u odnosu na glavne sile rezanja za čelike C45 i C60. Tako su odstupanja za glavnu silu rezanja do 30 %, a za posmičnu silu do 42 %. Veća odstupanja su za manju dubinu rezanja i kod predviđanja temperatura rezanja. Maksimalno odstupanje je 21 % između numeričkih predviđanja i eksperimentalnih podataka mjerenih termalnom kamerom. Shuang i suradnici [120] su zaključili da značajniji utjecaj na rezultate simulacija ima veličina elementa od same orijentacije elemenata kojim se diskretizira volumen obratka. U tom radu simulirali su ortogonalno rezanje legure Ti-6Al-4V primjenom CEL formulacije. U radu Abouridouanea i dr. [121] uočena su odstupanja u vrijednostima glavne sile rezanja (eksperimentalna i numerička analiza) do 14 %, a posmične sile do 20 % za čelik C60.

Agmell i suradnici su primijenili CEL formulaciju za predviđanje raspodjele temperature na alatu za obradak X2 CrNiMo17 12-3 [114] te leguru nikla Inconel 718 [61]. Rezultati dobiveni numeričkim modeliranjem su odstupali do 30 % u odnosu na mjerenja termalnom kamerom. S ciljem simuliranja obrade s promjenjivim poprečnim presjekom odvojene čestice Gao i suradnici su za leguru EN AW 6061 T6 [122] i nehrđajući čelik 440C [123] primijenili sinusoidan oblik obratka, Slika 4.6.



Slika 4.6. Izgled alata i obratka [122]

Afsharhanaei i suradnici [124] su zaključili da je glavna sila rezanja manja za veću dubinu (0,06 mm) pri ortogonalnom rezanju čelika C45U. Temperature na prednjoj površini alata nisu uspoređene s eksperimentalnim podacima, ali su numeričke simulacije prikazale porast temperature na vrhu rezne oštrice alata s porastom brzine rezanja. Također je uočeno da dubina rezanja nema značajan utjecaj na spomenutu temperaturu. S obzirom na to da duljina dodira između alata i odvojene čestice također ima važnu ulogu u modeliranju sila rezanja, Berezvai i suradnici [125] su primijenili CEL formulaciju za predviđanje iste. Pri ortogonalnom rezanju aluminijske legure (EN AW 2024 T351) povećanjem dubine rezanja dolazi i do porasta

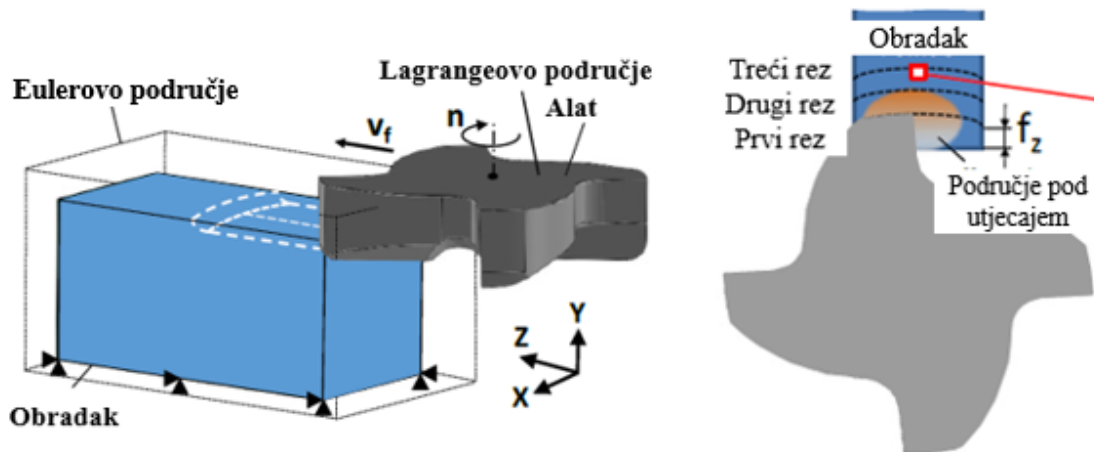
maksimalnih vrijednosti duljina dodira. Spomenute duljine predviđene numeričkom analizom su bile u skladu s dobivenim eksperimentalnim podacima. Peng i dr. [49] su primijenili CEL formulaciju za simuliranje ortogonalnog rezanja legure nikla. U svom radu su proučavali utjecaj trošenja alata na sile rezanja. Širinu pojasa trošenja na stražnjoj površini alata su mjerili eksperimentalno te su tu vrijednosti primijenili u modeliranju alata. Nakon primjene modela alata u kojemu je uzet u obzir pojas trošenja alata, u simulaciji su uočena značajna poboljšanja u predviđanjima i glavne i posmične sile rezanja. Pogreška u predviđanju posmične sile (za određenu kombinaciju ulaznih parametara) se smanjila sa 51 % na 2 %. U istraživanju Bergs i dr. [50] modelirana je i presvlaka (TiAlN) alata debljine 4 μm pri ortogonalnom rezanju čelika C45U. Usporedili su eksperimentalne rezultate i rezultate numeričkih simulacija glavne sile rezanja i posmične sile za različite dubine rezanja i brzine rezanja. Glavna sila rezanja odstupala je do 21 %, međutim posmična sila do čak 264 %. Za razliku od ostalih radova, Dimopoulos i dr. [126] su primijenili 3D CEL model za simulaciju rezanja čelika C60, Slika 4.7. U ovom radu je simulirano koso rezanje te su razmatrane glavne sile rezanja, posmične sile te sila prodiranja. Autori su naveli da su numerička predviđanja spomenutih sila u skladu s eksperimentalnim podacima iako su odstupanja posmične sile i do 100 %.



Slika 4.7. Shematski prikaz rezne pločice i obratka [126]

Utjecaj prednjeg kuta rezne oštrice alata te radijusa zaobljenja vrha alata na temperature u zoni rezanja su proučavali Liu i suradnici [65]. Primjenom CEL formulacije simulirali su ortogonalno rezanje legure nikla Inconel 718. Veća temperatura se javlja kod negativnog prednjeg kuta alata te kod većeg radijusa zaobljenja oštrice alata. Odstupanje maksimalne temperature u zoni rezanja predviđene numeričkim simulacijama u usporedbi s mjerenjima termalnom kamerom je do 27 %. Slično vrijedi i za vrijednosti zaostalih naprezanja. Veće vrijednosti tlačnih zaostalih naprezanja se javljaju za negativan prednji kut rezne oštrice alata. Postupnim povećanjem radijusa zaobljenja oštrice alata prvo dolazi do povećanja maksimalne

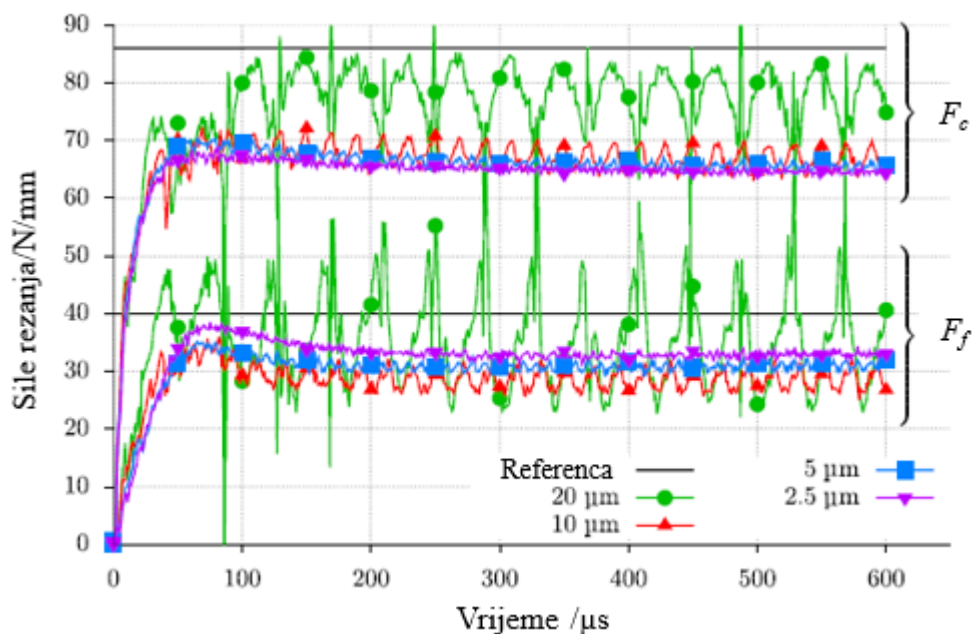
vrijednosti tlačnog zaostalog naprezanja. Daljnjim povećanjem radijusa dolazi do smanjenja maksimalne vrijednosti. Uzrok ovome je taj što prelaskom iz oštrog u zaobljeni dio alata dolazi do većeg vlačnog naprezanja po dubini materijala. Vovk i dr. [51] su za pojednostavljeni 3D model glodanja razmatrali 3 prolaza alata, Slika 4.8. Odstupanja glavne sile rezanja između numeričkih predviđanja i eksperimentalnih podataka su bila unutar 5 % za 42CrMoS4.



Slika 4.8. Shematski prikaz glodala i obratka [51]

Najveći doprinos u području numeričkih simulacija obrade odvajanjem čestica primjenjujući CEL formulaciju je dao Ducobu sa suradnicima. U 2016. godini su usporedili ALE i CEL formulaciju u pogledu predviđanja glavne sile rezanja i posmične sile [45]. Iako su primjenom ALE formulacijom predviđeni rezultati sličniji eksperimentalnim (bolji rezultati do 10 % u odnosu na CEL formulaciju), vrijeme potrebno za provedbu simulacije je bilo za oko 25 % veće u odnosu na CEL formulaciju. Obradak je bio legura Ti-6Al-4V. Sljedeće godine su usporedili četiri različita programska paketa odnosno formulacije [127]. Zaključili su da CEL formulacija može konkurirati ostalim već dugo korištenim formulacijama. Također, primjenom ALE i CEL formulacije su predviđeni precizniji rezultati glavne sile rezanja i posmične sile u odnosu na Lagrangeovu formulaciju u AdvantEdge i DEFORM programskim paketima. Iste godine autori su istraživali utjecaj vrijednosti parametara Johnson-Cookovog zakona očvršćivanja [128]. U simulacijama i eksperimentalnim istraživanjima također je korišten Ti-6Al-4V materijal, a dubina rezanja je bila konstantna (0,06 mm). Također je primijenjena CEL formulacija. Korišteno je čak 20 različitih skupova parametara JC zakona očvršćivanja. Za većinu JC modela je predviđena posmična sila manja u odnosu na eksperimentalne podatke. Odstupanja variraju od 3 % do čak 67 %. Iako je glavna sila rezanja bolje predviđena, ovisno

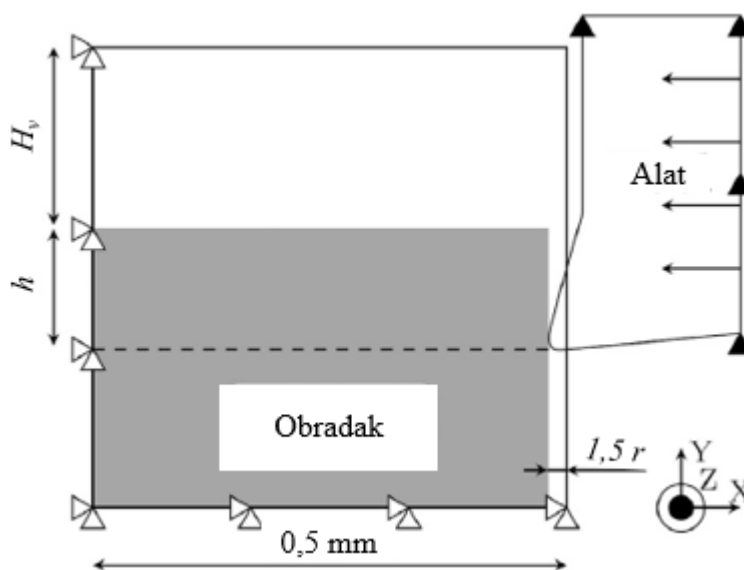
o skupu parametara JC zakona i ta odstupanja su od 0 % do 89 %. U drugom radu [129] autori su istraživali utjecaj veličine konačnih elemenata (kvadratni elementi na obratku veličine 2,5 μm , 5 μm , 10 μm te 20 μm) na rezultate simulacija, Slika 4.9.



Slika 4.9. Utjecaj veličine kvadratnog elementa u ravnini rezanja na predviđanja sila rezanja u numeričkim simulacijama [129]

U fokus istraživanja prvo su stavili veličinu elementa u ravnini rezanja (xy ravnini). Iako s veličinom kvadratnog elementa od 20 μm se postižu najbliži rezultati eksperimentalnim vrijednosti, za ovaj slučaj sile ne dostižu konstantnu vrijednost. Autori su preporučili primjenu kvadratnih elemenata veličine stranica 5 μm (u ravnini rezanja). S druge strane zaključili su da orijentacija elemenata ima značajan utjecaj na rezultate simulacija. U trećem dijelu ovog rada, autori su se bavili proučavanjem utjecaja veličine i broja konačnih elemenata kojim se diskretizira obradak u smjeru okomitom na ravninu rezanja (smjer osi z). Zaključili su da niti broj elemenata u z smjeru niti veličina elementa u tom smjeru nema utjecaj na rezultate simulacija. S obzirom na to da je manje vremena potrebno za provedbu simulacija u slučaju kad je ukupni broj elemenata manji, autori su se odlučili za primjenu jednog elementa u z smjeru i to veličine od 50 μm . U opsežnom istraživanju, Ducobu i suradnici [130] su usporedili CEL formulacija s 4 različita modela obratka. Iako je u svim modelima veličina konačnog elementa kojim se diskretizira obradak u smjeru osi x i smjeru osi y 5 μm , glavne razlike u modelima su u pogledu veličine modela u smjeru z osi (smjeru okomitom na ravninu rezanja).

Za predviđanje glavne sile rezanja i posmične sile uspoređen je 2D model te 3D modeli. 2D model je predvidio rezultate obje sile sličnije eksperimentima u odnosu na 3D modele. Također su zaključili da veličina elementa značajno utječe na rezultate simulacija. S ciljem smanjenja broja Eulerovih elemenata, autori su proučavali i utjecaj visine ispunjene prazninom (H_V), Slika 4.10. Zaključili su da se može smanjiti broj elemenata inicijalno ispunjenih prazninom bez utjecaja na rezultate simulacija.



Slika 4.10. Izgled alata i obratka [130]

Iz prethodnih radova može se uočiti da su Ducobu i suradnici u fokus stavili ortogonalno rezanje legure titana. Kratko istraživanje su posvetili i primijeni CEL formulacije za simulaciju ortogonalnog rezanja legure EN AW 2024 T3 [108]. U ovom radu su zbog velikih odstupanja posmične sile rezanja (60 %) zaključili da je potrebno detaljnije istražiti modeliranje obrade aluminija s primjenom CEL formulacije. Može se zaključiti da je važno proučiti primjenjivost CEL formulacije za predviđanja razmatranog postupka i za druge materijale (npr. Al-legure).

Liu i dr. [131] su predstavili da numerički model gdje je primijenjena CEL formulacija predviđa dovoljno točno glavne sile rezanja prilikom obrade legure nikla (Inconel 718), ali su odstupanja u predviđanjima posmične sile čak do 51 %. Xu i dr. [132] su za istu leguru numeričkom analizom predvidjeli glavnu silu i posmičnu silu rezanja s do 10 % odstupanja u odnosu na eksperimentalne rezultate ortogonalnog rezanja. Također su numeričkom i eksperimentalnom analizom (mjeranjem pomoću termalne kamere) potvrdili da se s negativnim prednjim kutom alata javljaju veće temperature u zoni rezanja. Odstupanja

eksperimentalnih i numeričkih rezultata maksimalne temperature u zoni rezanja je unutar 10 % za sva tri slučaja prednjeg kuta alata. Schraknepper i dr. [133] su primijenili CEL formulaciju za predviđanje zaostalih naprežanja u alatu od tvrdog metala nakon ortogonalnog rezanja legure nikla (Inconel 718) te su zaključili da je potrebno optimizirati parametre zakona očvršćivanja s ciljem povećanja točnosti simulacija. Liu i dr. [134] su za leguru Ti-6Al-4V primjenom modificiranog JC zakona preciznije predvidjeli glavnu silu rezanja (prosječno odstupanje 4,96 %) i posmičnu silu (prosječno odstupanje 13,3 %) u odnosu na JC model (prosječno odstupanje glavne sile rezanja 15,7 % te posmične sile 14,96 %). Razmatrajući istu leguru, Xu i dr. [135] proveli su detaljno istraživanje. Optimizirali su veličinu elementa za CEL formulaciju te su zaključili da je 3,5 μm optimum u pogledu predviđanja sila rezanja, oblika odvojene čestice te vremena trajanja simulacija. Također su zaključili da CEL formulacija može bolje predvidjeti deformacije te duljine dodira alata i obratka u odnosu na Lagrangeovu formulaciju te da primjenom predstavljenog modificiranog zakona očvršćivanja mogu se predvidjeti bolje sile rezanja (odstupanje do 5 %) te oblik odvojene čestice (odstupanje do 40 %) u odnosu na JC zakon. Predstavljeni model bolje predviđa stvarno ponašanje Ti6-Al4-V legure. 3D model svrdla i obratka (C45) je primijenjen u CEL simulaciji u radu Priest i dr. [136]. Iako se numerička predviđanja sile rezanja i momenta razlikuju do 20 % u odnosu na eksperimentalne podatke, značajna prednost CEL formulacije je što nije potrebno uklanjanje elemenata prilikom nastanka odvojene čestice. Khohtali i dr. [137] su došli do sličnog zaključka; JC zakon očvršćivanja ne može dobro opisati ponašanje Ti17 legure te taj model mora biti unaprijeđen. Zhang i Choi [138] su predstavili da čista Lagrangeova formulacija bolje predviđa izgled odvojene čestice u odnosu na ALE i CEL formulaciju prilikom simulacije ortogonalnog rezanja Ti6-Al4-V i EN AW 2024 T351 legura. S druge strane Zhou i dr. [139] su zaključili da su rezultati u pogledu izgleda odvojene čestice dosljedni eksperimentalnim rezultatima. Primijenjena je CEL formulacije za simulaciju ortogonalnog rezanja legure nikla (Inconel 718). Chaabani i dr. [140] su usporedili bezmrežni model te modele temeljene na metodi konačnih elemenata (Lagrangeova formulacija, ALE i CEL formulacije) za predviđanje sila rezanja i izgleda odvojene čestice u procesima mikro obrade (dubina rezanja 4 μm). Primjenom CEL formulacije postignuti su rezultati najbližiji eksperimentalnim vrijednostima za 41NiCrMo7. Odstupanja posmične sile su 29 %. Liu i dr. [141] su predstavili da se primjenom CEL formulacije mogu dobro predvidjeti sile ortogonalnog rezanja za X2CrNiMo17 12-3. Međutim odstupanja posmične sile su do 62,5 % u odnosu na eksperimentalne rezultate.

Radovi koji su u simulacijama obrade odvajanjem čestica primijenili spregnutu Euler-Lagrangeovu formulaciju su sumirani u Tablici 4.1. U Tablici 4.1 su prikazane i važne informacije o ulaznim parametrima i numeričkim postavkama (materijal obratka i alata, veličina konačnog elementa kojim se diskretizira volumen obratka, zakon očvršćivanja i model trenja, kriterij za nastajanje odvojene čestice).

Pregledom relevantne dostupne literature može se zaključiti da je obrada odvajanjem čestica iznimno složen proces zbog čega još uvijek postoji potreba za boljim razumijevanjem istog. Također, numeričko modeliranje procesa je zanimljivo istraživačima te je u fokusu mnogih znanstvenih radova s ciljem ostvarenja novih spoznaja. Može se zaključiti da programski paketi za analizu metodom konačnih elemenata imaju određene prednosti, ali i određene nedostatke. Nedostaci mogu stvarati značajne prepreke u pogledu modeliranja obrade odvajanjem čestica te simulacije ovih procesa zahtijevaju posebnu pažnju. U posljednjih nekoliko godina znanstvenici primjenjuju CEL formulaciju za simuliranje ortogonalnog rezanja određenih materijala. Više autora se složilo da je CEL formulacija izrazito moćan alat te može konkurirati već dugo korištenim formulacijama. Pregledom navedene literature može se zaključiti da su u većini radova gdje se primijenila CEL formulacija, u fokus stavljeni materijali Ti-6Al-4V i Inconel 618. Postoji veliki istraživački prostor u pogledu proučavanja aluminijskih i magnezijevih legura. Kako bi se ostvarila veća preciznost predviđanja numeričkih simulacija, nužno je pravilno definirati sve ulazne parametre i numeričke postavke, a pogotovo primijeniti pouzdan zakon očvršćivanja. Odabir zakona očvršćivanja ovisi o materijalu obratka (njegovim svojstvima), stupnju opterećenja i željenim izlaznim parametrima u simulacijama. Uvjet trenja između alata i obratka je također izrazito važan model s obzirom na to da utječe, između ostalog, i na sile rezanja te toplinu generiranu u zoni rezanja. Nadalje, usporedbom numeričkih i eksperimentalnih podataka može se zaključiti o opravdanosti korištenja numeričkih modela i zakonitosti primijenjenih u modelima. Za očekivati je da će se nakon detaljnog istraživanja CEL formulacija moći primijeniti i na druge materijale koji do sada nisu istraženi što je i prezentirano u nastavku ovog rada. U sljedećem poglavlju predstavljen je eksperimentalni rad te eksperimentalni rezultati ortogonalnog rezanja aluminijske legure EN AW 6082 T6.

4. Predviđanja izlaznih veličina obrade odvajanjem čestica u numeričkim modelima temeljenim na metodi konačnih elemenata

Tablica 4.1. Pregled radova u kojima je primijenjena CEL formulacija za simulaciju obrade odvajanjem čestica

Autor / literatura Godina objave Programski paket	Materijal obratka Materijal alata Veličina elementa	Zakon očvršćivanja Model trenja Model oštećenja
Zhang i dr. / [44] 2015 ABAQUS	Ti-6Al-4V kruto tijelo	Johnson-Cookov zakon očvršćivanja Coulombov koeficijent trenja JC model inicijacije oštećenja
Abdelhafeez i dr. / [118] 201 ABAQUS	EN AW 7010, EN AW 2024, Ti-6Al-4V kruto tijelo 100 μm	Johnson-Cookov zakon očvršćivanja Zorevljev model trenja JC model inicijacije oštećenja
Ducobu i dr. / [45] 2016 ABAQUS	Ti-6Al-4V tvrdi metal 5 μm	Johnson-Cookov zakon očvršćivanja Coulombov koeficijent trenja
Ducobu i dr. / [127], [128], [130] 2017, ABAQUS	Ti-6Al-4V tvrdi metal 5 μm	Johnson-Cookov zakon očvršćivanja Coulombov koeficijent trenja
Ducobu i dr. / [129] 2017 ABAQUS	Ti-6Al-4V tvrdi metal 2,5 μm – 20 μm	Johnson-Cookov zakon očvršćivanja Coulombov koeficijent trenja
Klocke i dr. / [48] 2017 ABAQUS	Ti-6Al-4V kruto tijelo 6 μm	Johnson-Cookov zakon očvršćivanja Temperaturno ovisan Coulombov koeficijent JC model inicijacije oštećenja Ekvivalentni plastični pomak – razvoj oštećenja
Buruaga i dr. / [119] 2017 ABAQUS	C45, C60	Johnson-Cookov zakon očvršćivanja Coulombov koeficijent trenja
Shuang i dr. / [120] 2017 ABAQUS	Ti-6Al-4V kruto tijelo	Johnson-Cookov zakon očvršćivanja TANH zakon očvršćivanja Koeficijent trenja koji ovisi o brzini rezanja
Abouridouane i dr. / [121] 2019, ABAQUS	C60 kruto tijelo	Johnson-Cookov zakon očvršćivanja Zorevljev model trenja JC model inicijacije oštećenja
Agmell i dr. / [114] 2018 ABAQUS	X2CrNiMo17 12-3 CBN170 10 μm	Johnson-Cookov zakon očvršćivanja Coulombov koeficijent trenja JC model inicijacije oštećenja Energija loma – razvoj oštećenja
Gao i dr. / [122] 2018 ABAQUS	EN AW 6061 T6 kruto tijelo 5 μm	Johnson-Cookov zakon očvršćivanja bez utjecaja temperature Zorevljev model trenja
Berezvai i dr. / [125] 2019 ABAQUS	EN AW 2024 T351 kruto tijelo 7 μm	Johnson-Cookov zakon očvršćivanja Coulombov koeficijent trenja JC model inicijacije oštećenja Energija loma – razvoj oštećenja

4. Predviđanja izlaznih veličina obrade odvajanjem čestica u numeričkim modelima temeljenim na metodi konačnih elemenata

Tablica 4.1. (nastavak) Pregled radova u kojima je primijenjena CEL formulacija za simulaciju obrade odvajanjem čestica

Autor / literatura	Materijal obratka	Zakon očvršćivanja
Godina objave	Materijal alata	Model trenja
Programski paket	Veličina elementa	Model oštećenja
Ducobu i dr. / [108] 2019 ABAQUS	EN AW 2024 T3 tvrdi metal 5 μm	Johnson-Cookov zakon očvršćivanja Coulombov koeficijent trenja Bao-Wierzbicki model inicijacije oštećenja Energija loma – razvoj oštećenja
Peng i dr. / [49] 2019 ABAQUS	Inconel 718 kruto tijelo 2 μm	Johnson-Cookov zakon očvršćivanja Temperaturno ovisan Coulombov koeficijent JC model inicijacije oštećenja Ekvivalentni plastični pomak - razvoj oštećenja
Bergs i dr. / [50] 2020 ABAQUS	C45 kruto tijelo s presvlakom 5 μm - 50 μm	Johnson-Cookov zakon očvršćivanja Temperaturno ovisan Coulombov koeficijent trenja
Agmell i dr. / [61] 2020 ABAQUS	Inconel 718 CBN170 5 μm	Johnson-Cookov zakon očvršćivanja Coulombov koeficijent trenja JC model inicijacije oštećenja Energija loma – razvoj oštećenja
Dimopoulos i dr. / [126] 2020, ABAQUS	C60	Johnson-Cookov zakon očvršćivanja Coulombov koeficijent trenja
Vovk i dr. / [51] 2020 ABAQUS	42CrMoS4 kruto tijelo 5 μm	Johnson-Cookov zakon očvršćivanja Zorevljev model trenja
Liu i dr. / [65] 2020 ABAQUS	Inconel 718 kruto tijelo 5 μm	Johnson-Cookov zakon očvršćivanja Zorevljev model trenja JC model inicijacije oštećenja Energija loma – razvoj oštećenja
Gao i dr. / [123] 2020 ABAQUS	440C Kruto tijelo 3 μm - 5 μm	Zorevljev model trenja
Liu i dr. / [131] 2021 ABAQUS	Inconel 718 kruto tijelo 5 μm	Johnson-Cookov zakon očvršćivanja Zorevljev model trenja JC model inicijacije oštećenja Energija loma – razvoj oštećenja
Xu i dr. / [132] 2021 ABAQUS	Inconel 718 Tvrdi metal 5 μm	Johnson-Cookov zakon očvršćivanja Zorevljev model trenja JC model inicijacije oštećenja Energija loma – razvoj oštećenja
Schraknepper i dr. / [133] 2021 ABAQUS	Inconel 718 Tvrdi metal	Johnson-Cookov zakon očvršćivanja Temperaturno ovisan Coulombov koeficijent JC model inicijacije oštećenja Ekvivalentni plastični pomak – razvoj oštećenja
Liu i dr. / [134] 2021, AdvantEdge	Ti-6Al-4V	JC i izmijenjeni JC zakon očvršćivanja Coulombov koeficijent trenja

4. Predviđanja izlaznih veličina obrade odvajanjem čestica u numeričkim modelima temeljenim na metodi konačnih elemenata

Tablica 4.1. (nastavak) Pregled radova u kojima je primijenjena CEL formulacija za simulaciju obrade odvajanjem čestica

Autor / literatura	Materijal obratka	Zakon očvršćivanja
Godina objave	Materijal alata	Model trenja
Programski paket	Veličina elementa	Model oštećenja
Xu i dr. / [135] 2021 ABAQUS	Ti-6Al-4V Tvrđi metal 3,5 μm	JC i izmijenjeni JC zakon očvršćivanja Zorevljev model trenja JC i izmijenjeni JC model inicijacije oštećenja Energija loma – razvoj oštećenja
Priest i dr. / [136] 2021 ABAQUS	C45 Tvrđi metal 60 μm	Johnson-Cookov zakon očvršćivanja Zorevljev model trenja JC model inicijacije oštećenja Ekvivalentni plastični pomak – razvoj oštećenja
Khochtall i dr. / [137] 2021, ABAQUS	Ti17 Tvrđi metal	Johnson-Cookov zakon očvršćivanja JC model inicijacije oštećenja
Zhang i Choi. / [138] 2021 ABAQUS	EN AW 2024 T351 Ti-6Al-4V kruto tijelo 10 μm - 20 μm	Johnson-Cookov zakon očvršćivanja Zorevljev model trenja JC model inicijacije oštećenja Energija loma – razvoj oštećenja
Zhou i dr. / [139] 2022 ABAQUS	Inconel 718 kruto tijelo 8 μm	Johnson-Cookov zakon očvršćivanja JC model inicijacije oštećenja Ekvivalentni plastični pomak – razvoj oštećenja
Chaabani i dr. / [140] 2022 ABAQUS	41NiCrMo7 kruto tijelo	Johnson-Cookov zakon očvršćivanja Coulombov koeficijent trenja JC model inicijacije oštećenja
Liu i dr. / [141] 2023 ABAQUS	X2CrNiMo17 12-3 kruto tijelo 8 μm	Johnson-Cookov zakon očvršćivanja Zorevljev model trenja JC model inicijacije oštećenja i energija loma

5. EKSPERIMENTALNI RAD

Eksperimentalni dio rada obavljen je u Laboratoriju za alatne strojeve na Fakultetu elektrotehnike, strojarstva i brodogradnje u Splitu. Cilj je bio dobiti rezultate mjerenja koji će omogućiti provjeru postavljene hipoteze. Eksperimentalna ispitivanja izvedena su u dva dijela. U prvom dijelu eksperimentalnog ispitivanja izlazne veličine koje su razmatrane u postupku ortogonalnog rezanja su: glavna sila rezanja F_c , posmična sila F_f i temperatura u zoni rezanja T . Ova skupina eksperimenata je obavljena s ciljem optimizacije ortogonalnog rezanja te validacije rezultata dobivenih numeričkim modeliranjem.

U drugom dijelu eksperimentalnog ispitivanja izlazne veličine koje su razmatrane u postupku tokarenja su komponente sile rezanja F_c, F_f, F_p , poglavlje 11. Ova skupina eksperimenata je obavljena s ciljem validacije hibridne metode, a detaljniji opis je u poglavlju 11.

5.1. Sredstva i uvjeti eksperimenata

Svi eksperimenti su izvedeni na univerzalnoj tokarilici D420/1500 bez uporabe sredstva za hlađenje, ispiranje i podmazivanje. U nastavku su opisani elementi sustava potrebni za izvođenje eksperimenata: alatni stroj, alat, obradak te mjerna oprema.

5.1.1. Alatni stroj

Postupci ortogonalnog i kosog rezanja su izvedeni na univerzalnoj tokarilici, Slika 5.1. Osnovne karakteristike stroja dane su u Tablici 5.1.



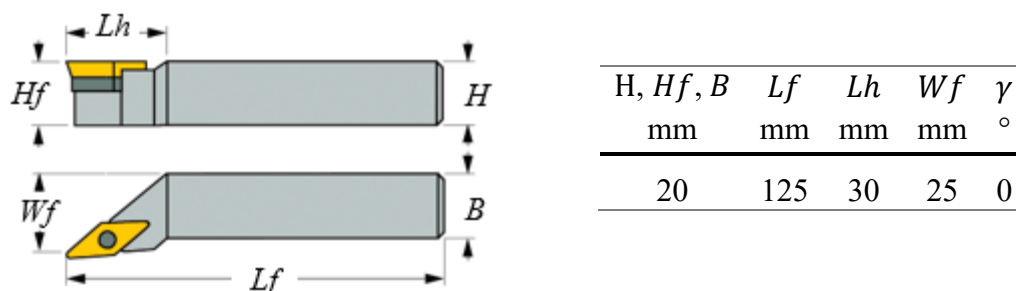
Slika 5.1. Univerzalna tokarilica

Tablica 5.1. Glavne karakteristike univerzalne tokarilice

Univerzalna tokarilica D420/1500	
Broj mogućih brzina vrtnje glavnog vretena	24
Broj okretaja glavnog vretena	11,2 min ⁻¹ - 2240 min ⁻¹
Broj ostvarivih posmaka	32
Uzdužni posmaci	0,045 mm/o - 1,6 mm/o
Poprečni posmaci	0,02 mm/o - 0,71 mm/o
Snaga elektromotora	11 kW
Broj okretaja elektromotora	1450 min ⁻¹

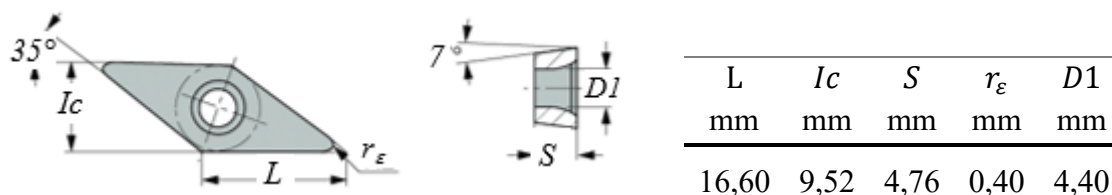
5.1.2. Alat i rezne pločice

Alat koji je korišten za eksperimentalno ispitivanju je tokarski nož proizvođača Iscar za vanjsko tokarenje oznake SVJCR 2020K-16 te rezna pločica oznake VCGT 160404-AS. Geometrijske značajke alata prikazane su na Slici 5.2.



Slika 5.2. Tokarski nož

Mehanički izmjenjive rezne pločice VCGT 160404-AS izrađene su od tvrdog metala. Dimenzije rezne pločice dane su na Slici 5.3.



Slika 5.3. Rezna pločica za tokarenje

Oznaka kvalitete pločice je IC20. Prema preporuci proizvođača alata, za materijal (aluminijeva legura) tvrdoće 100 HB vrijednosti parametara obrade za odabranu reznu pločicu su:

$$v_c = 150 \text{ m/min} - 2500 \text{ m/min}$$

$$f = 0,05 \text{ mm/o} - 0,25 \text{ mm/o}$$

$$a_p = 0,5 \text{ mm} - 3 \text{ mm.}$$

5.1.3. Obradak

Materijal obratka je aluminijeva legura u toplinski očvrnutom stanju oznake EN AW 6082 T6. Aluminij je drugi najkorišteniji metal na zemlji te se isporučuje u različitim oblicima i toplinskim stanjima. Relativno mala vlačna čvrstoća tehnički čistog aluminijskog aluminija može se značajno poboljšati legiranjem, plastičnim deformacijama te toplinskom obradom. Rastuća proizvodnja i potrošnja aluminijevih legura proizlazi iz njihovih fizikalnih i mehaničkih svojstava te ima veliki ekonomski i ekološki značaj [142]. Legura aluminija EN AW 6082 T6 je legura za gnječenje s bogatijim udjelom Si i Mg. Toplinsko očvršćivanje materijala se postiže postupkom rastopnog žarenja i umjetnog dozrijevanja. Ova legura se zbog male gustoće, srednje čvrstoće i odlične otpornosti na koroziju primjenjuje u industriji transportnih sredstava, kemijskoj industriji, građevinskoj industriji, itd.

Za potrebe eksperimenata pripremljeni su uzorci u obliku cijevi vanjskog promjera 60 mm i duljine 1000 mm. Promjer cijevi je naknadno prilagođen potrebama eksperimenata. Kemijski sastav i mehanička svojstva legure u nabavnom stanju prikazani su u Tablici 5.2.

Tablica 5.2. Kemijski sastav, mehanička i fizikalna svojstva legure EN AW 6082 T6

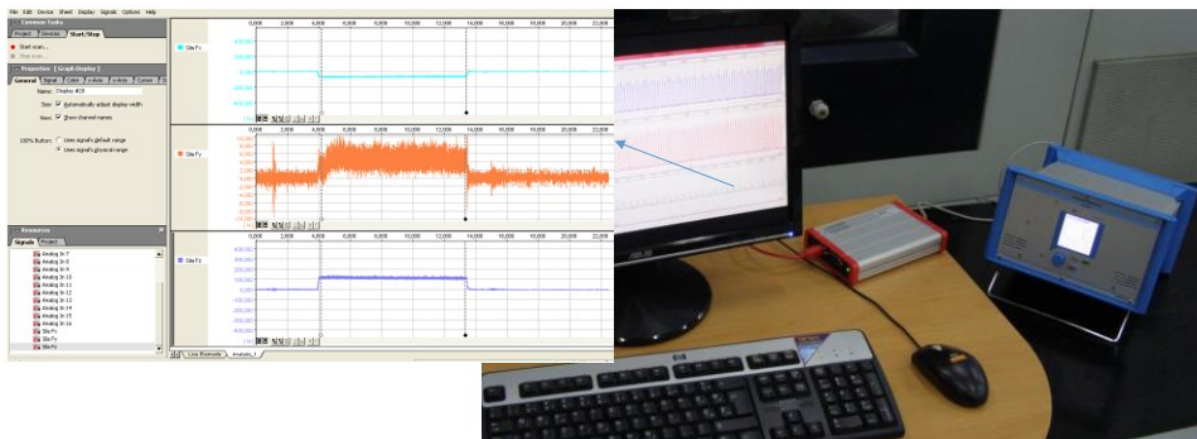
Kemijski sastav / %									
Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Zn	Ni	Pb	Ti
0,430	0,170	0,001	0,018	0,452	0,009	0,003	0,000	0,001	0,011
Mehanička svojstva									
Granica tečenja MPa		Vlačna čvrstoća / MPa	Youngov modul / GPa	Poissonov koeficijent	Istezljivost %	Tvrdoća HB			
177		245	70	0,33	12,5	81			
Fizikalna svojstva [143], [144]									
Gustoća kg/m ³	Temperatura tališta °C		Specifični toplinski kapacitet J/(kg°C)	Koeficijent toplinskog širenja °C ⁻¹	Koeficijent toplinske vodljivosti W/(m°C)				
2700	582		920	0,000024	180				

5.1.4. Mjerni uređaji

Za mjerenje izlaznih, zavisno promjenjivih veličina korišteni su: sustav za mjerenje komponenti sile rezanja i sustav za mjerenje temperatura. Za mjerenje i analizu odvojene čestice korištena je digitalna kamera.

Sustav za mjerenje sila u postupku ortogonalnog i kosog rezanja sastoji se od dinamometra, nabojskog pojačala, kartice za prikupljanje podataka, kabela i softvera za prikupljanje, obradu i spremanje rezultata u digitalnom obliku.

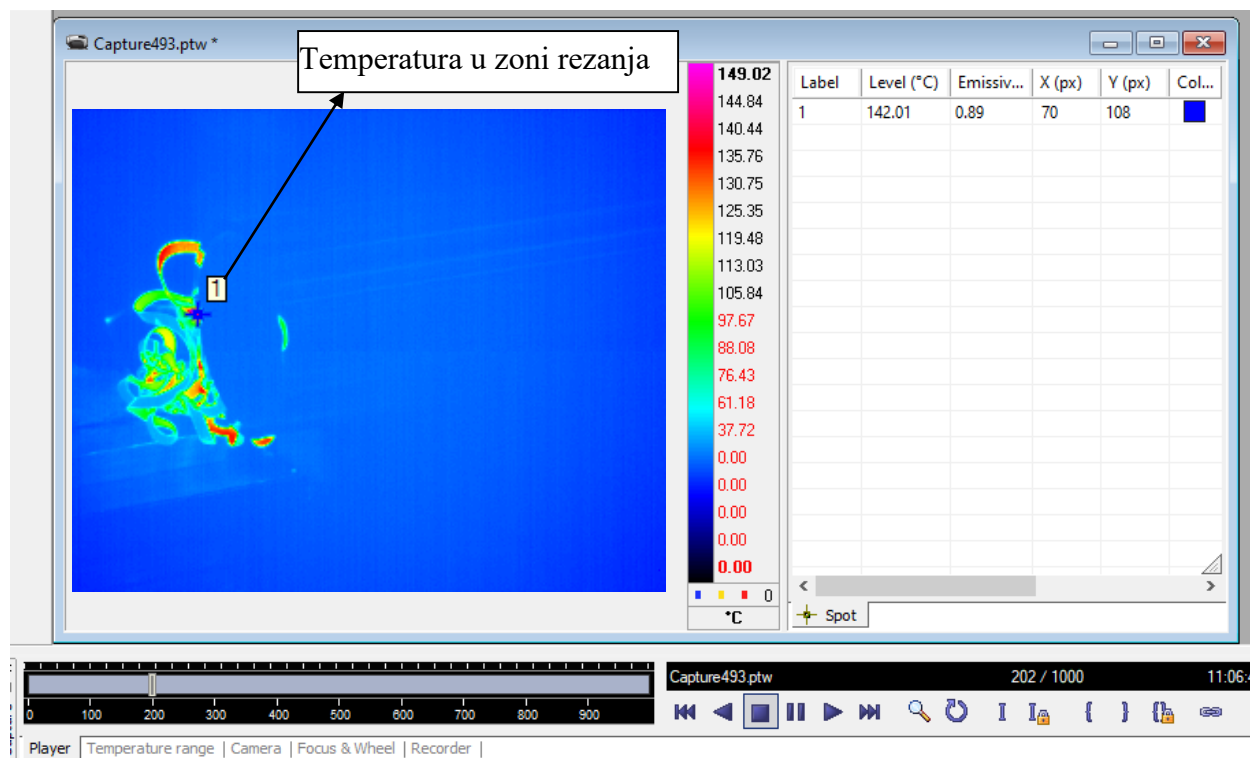
Komponente sile rezanja mjerene su piezoelektričnim trokomponentnim dinamometrom, KISTLER 9275A. Tokarski nož je postavljen na gornju ploču dinamometra. Uslijed djelovanja sile rezanja, generira se električni naboj u dinamometru, koji se prosljeđuje do trokanalnog nabojskog pojačala, KISTLER 5070A, koji naboj pretvara u napon. Prikupljeni analogni signali se dalje procesira pomoću kartice za prikupljanje podataka, USB-AD16F proizvođača BMC Messsysteme, do računala s instaliranim softverom Next View 4.3, Slika 5.4., uz pomoć kojeg su podaci obrađeni i prikazani u grafičkom obliku.



Slika 5.4. Oprema za mjerenje i obradu sila rezanja te grafičko sučelje softvera Next View

Za mjerenje temperature u zoni rezanja korištena je srednjevalna infracrvena kamera FLIR SC 5000, rezolucije 320 x 256 piksela, osjetljivosti 0,02 °C i maksimalne frekvencije prikupljanja podataka od 150 Hz. Ova metoda mjerenja temperature ima mogućnost snimanja toplinskih stanja koja se brzo mijenjaju, mogućnost snimanja predmeta koji se brzo kreću, nema fizičkog dodira uređaja i predmeta čija se temperatura mjeri, može se mjeriti temperatura teško dostupnih predmeta, itd. Za ovu metodu nužno je poznavanje koeficijenta emisije površine predmeta kojem se mjeri temperatura. Koeficijent emisije određuje se metodom za mjerenje

pomoću trake čija je emisivnost poznata. Koeficijent emisije za aluminijevu leguru iznosio je 0,89. Za obradu i spremanje izmjerenih temperatura korišten je softver Altair, Slika 5.5.



Slika 5.5. Infracrvena kamera za mjerenje temperature u zoni rezanja i grafičko sučelje softvera Altair

Zbog porasta temperature tijekom obrade odvajanjem čestica dolazi i do porasta temperature alata. Kako bi se osigurala ponovljivost eksperimenata, početna temperatura alata je jednaka sobnoj temperaturi za sve eksperimente. Navedeno se osiguralo mjerenjem temperature alata pomoću digitalnog multimetra (UT161D) s termoparom tipa *K* čiji je mjerni raspon od $-40\text{ }^{\circ}\text{C}$ do $260\text{ }^{\circ}\text{C}$.

Eksperimentalni postav je prikazan na Slici 5.6.



Slika 5.6. Eksperimentalni postav

Digitalni USB mikroskop, DINO Lite AM4113ZT, s povećanjem od 200 puta i rezolucijom 1,3 MP, korišten je za mjerenje i analizu odvojene čestice, Slika 5.7. Nakon svakog eksperimenta, odvojena čestica je vizualno analizirana.

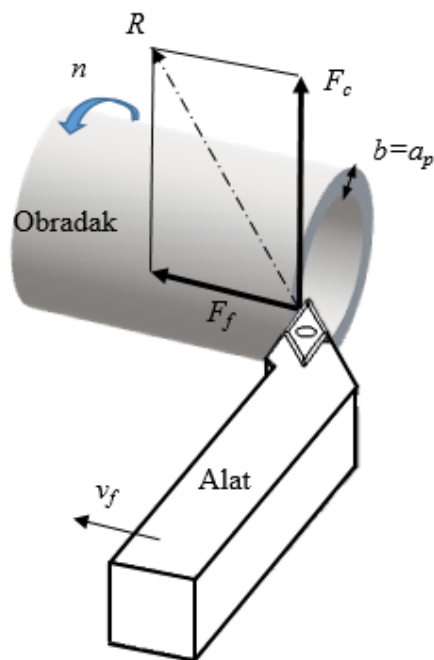


Slika 5.7. Oprema za mjerenje odvojene čestice

5.2. Prethodna ispitivanja

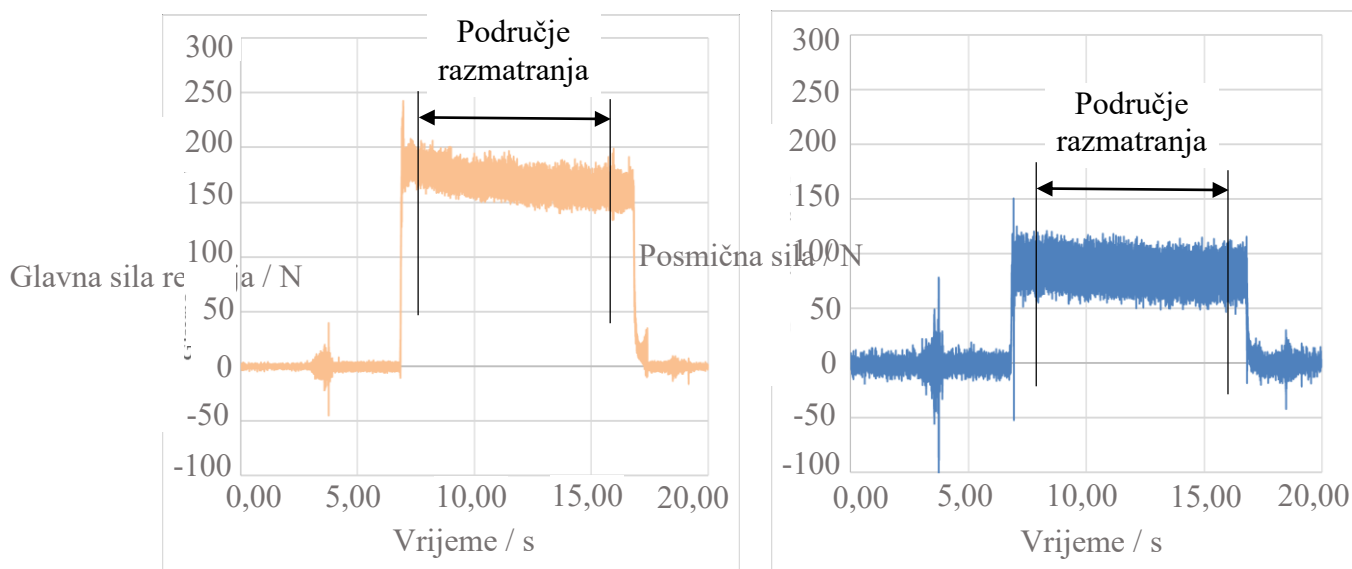
Teorijska saznanja predstavljena u trećem poglavlju daju uvid u funkcijsku povezanost ulaznih i izlaznih veličina. Na osnovi tih saznanja parametri obrade su odabrani kao ulazne veličine pomoću kojih će se na zadovoljavajući način opisati izlazne veličine u postupku ortogonalnog rezanja. Cilj prethodnih ispitivanja je određivanje utjecajnih parametara obrade tj. dubine rezanja na sile rezanja pri ortogonalnom rezanju.

Provedeni su pokusi ortogonalnog rezanja legure aluminija EN AW 6082 T6. Nužan uvjet ortogonalnog rezanja je da je brzina rezanja okomita na glavnu oštricu i na posmičnu brzinu rezanja. To je ostvareno postavljanjem rezne oštrice okomito na stijenku obratka. Mjerene su glavna sila rezanja (F_c) u pravcu brzine rezanja te posmična sila (F_f) u pravcu posmičnog gibanja za različite debljine stijenke cijevi, Slika 5.8. Sila R je rezultanta glavne sile rezanja i posmične sile.



Slika 5.8. Parametri procesa i prikaz sila pri ortogonalnom rezanju

Provedene su dvije grupe eksperimenata. U prvoj grupi je tokarenje cijevi vanjskog promjera 56 mm i debljine stijenke 3 mm ponovljeno 10 puta. U drugoj grupi je tokarenje cijevi vanjskog promjera 54 mm i debljine stijenke 2 mm također ponovljeno 10 puta. Brzina rezanja od 186 m/min i posmak od 0,05 mm/o su konstantni za svih 20 eksperimenata. Na Slici 5.9. prikazane su vrijednosti glavne sile rezanja i posmične sile u funkciji vremena.



Slika 5.9. Sile rezanja u funkciji vremena za prethodna ispitivanja u postupku ortogonalnog rezanja ($v_c=186$ m/min, $f=0,05$ mm/o)

Oscilacije u vrijednostima komponenti sile rezanja postoje zbog prisutnih šumova odnosno vibracija tijekom ortogonalnog rezanja. Za svaki eksperiment je potrebno izračunati srednju vrijednost sila rezanja u području gdje je signal stabilan i u području gdje su vrijednosti sila ustaljene. Zbog navedenog, duljina tokarenja za sve eksperimente je 10 mm.

U Tablici 5.3. prikazani su rezultati eksperimenata za debljinu stijenke 2 mm i 3 mm.

Tablica 5.3. Izmjerene vrijednosti glavne sile rezanja i posmične sile

		$a_p = 2 \text{ mm}$									
F_c /N/mm		53,93	53,22	53,05	56,19	55,68	54,45	53,71	55,77	54,25	54,89
F_f /N/mm		29,75	29,53	29,45	32,64	32,78	31,21	31,41	32,89	31,59	31,92
		$a_p = 3 \text{ mm}$									
F_c /N/mm		52,68	53,11	53,39	54,41	54,30	54,96	57,74	56,27	55,94	56,57
F_f /N/mm		30,55	30,70	31,67	32,18	32,59	31,56	34,97	31,44	31,27	32,47

Srednje vrijednosti glavne sile rezanja i posmične sile su prikazane u Tablici 5.4. Za određivanje srednje vrijednosti sila, prvo su eliminirane ekstremne vrijednosti (maksimalne i minimalne vrijednosti) zatim je izračunata aritmetička sredina preostalih osam eksperimenata. Kako bi se ostvarila usporedba eksperimentalnih rezultata i rezultata dobivenih numeričkim modeliranjem, razmatrane su vrijednosti sila po jediničnoj širini (N/mm). Može se uočiti da se za različite debljine stijenke sile razlikuju manje od 1 %. Cilj prethodnih ispitivanja je potvrda da debljina stijenke odnosno dubina rezanja nema utjecaj na jediničnu silu rezanja. Stoga, u nastavku istraživanja debljina stijenke nije razmatrana kao utjecajan parametar na jediničnu silu rezanja.

Tablica 5.4. Eksperimentalni rezultati – srednje vrijednosti

	F_c N	F_f N	F_c N/mm	F_f N/mm
$a_p = 2 \text{ mm}$	109,1	64,2	54,5	31,4
$a_p = 3 \text{ mm}$	164,7	94,9	54,9	31,7

5.3. Planiranje eksperimenata

Planiranjem i vođenjem obrade odvajanjem čestica može se dobiti proizvod visoke kvalitete uz minimalne troškove. To podrazumijeva kontroliranje parametara procesa koji utječu na konačna svojstva proizvoda i trošak procesa. Planiranje eksperimenata predstavlja jedan od osnovnih pristupa istraživanja pojava u procesu koja u konačnici mogu dovesti do novih

saznanja. U ovom radu su brzina rezanja i posmak određeni za ulazne, nezavisno promjenjive faktore. Područje plana eksperimenata određeno je na temelju preporuke proizvođač alata i mogućnosti alatnog stroja. Zbog pretpostavljenih nelinearnosti unutar modela, odabran je centralno kompozitni plan eksperimenata pomoću kojeg će se dobiti matematički modeli. Ovakav plan eksperimenata najčešće se upotrebljava u eksperimentalnom istraživanju, modeliranju i upravljanu višefaktorskim procesima. Matrica plana eksperimenata formira se od kodiranih odnosno fizikalnih vrijednosti parametara. Dvije ulazne veličine na tri razine formiraju plan od 13 eksperimenata s ponavljanjem u nultoj točki zbog određivanja čiste pogreške i zakrivljenosti odzivnih površina u eksperimentalnom prostoru. Odzivne veličine su glavna sila rezanja, posmična sila te temperatura u zoni rezanja. Svaki eksperiment je ponovljen 2 puta te je izračunata srednja vrijednosti odzivnih veličina. Plan eksperimenata je dobiven korištenjem softvera Design Expert, Tablica 5.5. U Tablici 5.5. prikazane su kodirane ($X1$, $X2$) i fizikalne vrijednosti ulaznih parametara. Na temelju prethodnih istraživanja, odabrana je duljina tokarenja 10 mm za sve eksperimente.

Tablica 5.5. Plan eksperimenata za dobivanje modela odzivnih veličina F_c , F_f , T

Oznaka eksperimenata prema redoslijedu izvođenja	$X1$	$X2$	v_c m/min	f mm/o
1	0	1	233	0,11
2	1	-1	373	0,05
3	0	0	233	0,08
4	1	1	373	0,11
5	1	0	373	0,08
6	0	-1	233	0,05
7	-1	0	93	0,08
8	0	0	233	0,08
9	0	0	233	0,08
10	-1	1	93	0,11
11	-1	-1	93	0,05
12	0	0	233	0,08
13	0	0	233	0,08

5.4. Eksperimentalni rezultati

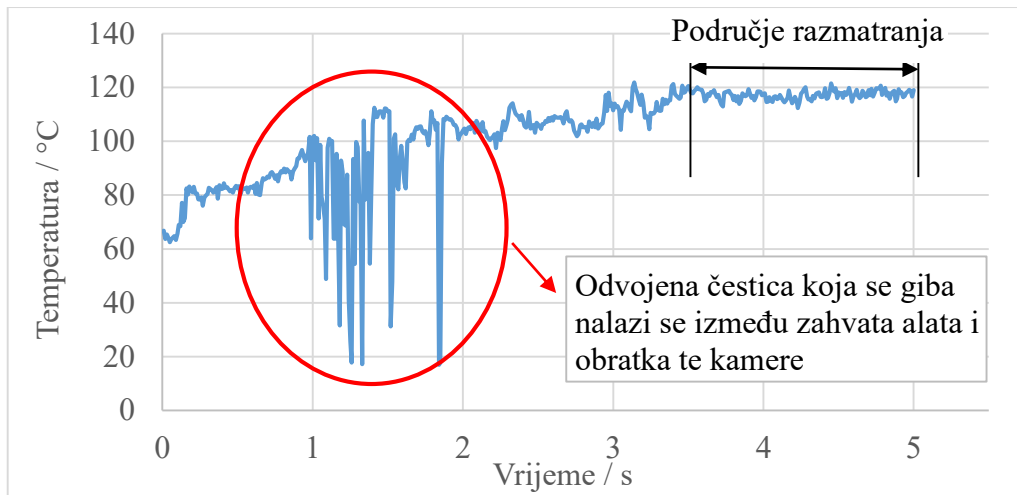
Eksperimentalni rezultati za plan eksperimenata, Tablica 5.5., predstavljeni su u Tablici 5.6. Sve izlazne veličine dobivene su izravnim mjerenjima koristeći mjernu opremu i postavke

mjerenja objašnjene u poglavlju 5.1. Kako bi se osigurala vjerodostojnost eksperimentalnih istraživanja, ostali parametri procesa su ostali nepromijenjeni tijekom cijelog eksperimenta. Nepromjenjive značajke su: temperatura i vlažnost zraka, obradni sustav (stroj, alat, obradak, stezna naprava), materijal obratka, geometrija alata i dubina rezanja $a_p = 3$ mm.

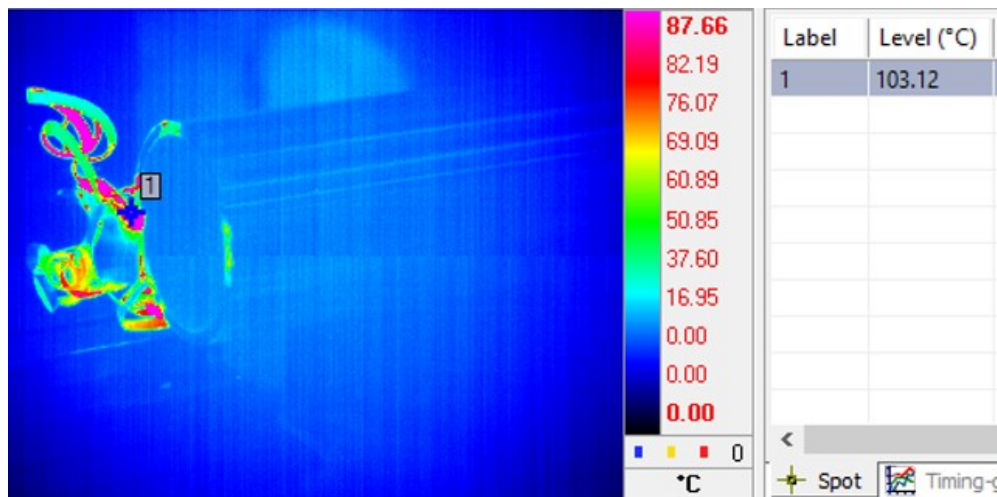
Tablica 5.6. Ulazne veličine i rezultati mjerenja

Redni broj	v_c m/min	f mm/o	F_c N/mm	F_f N/mm	T °C
1	233	0,11	88	41	169
2	373	0,05	49	28	192
3	233	0,08	68	36	162
4	373	0,11	81	33	200
5	373	0,08	65	31	190
6	233	0,05	55	31	160
7	93	0,08	83	47	119
8	233	0,08	71	35	162
9	233	0,08	70	36	162
10	93	0,11	113	59	120
11	93	0,05	67	41	117
12	233	0,08	73	37	162
13	233	0,08	71	38	162

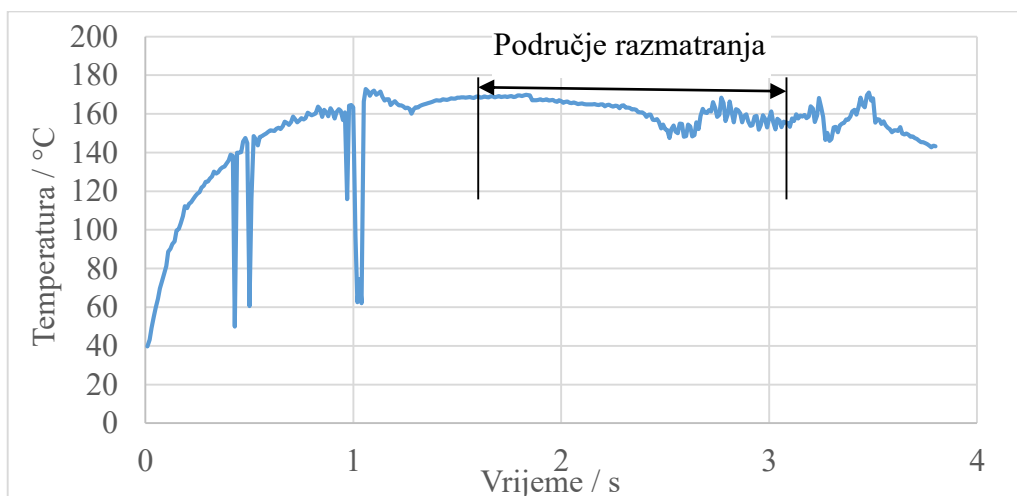
Na Slici 5.11., Slici 5.13. te Slici 5.15. prikazani su primjeri karakterističnih snimaka raspodjele temperature. Na slikama je ucrtana točka jedan, s ciljem označavanja mjesta očitavanja temperature. Ta točka je pokretna budući da se alat i zona rezanja gibaju. Tako su omogućeni rezultati temperature rezanja u ovisnosti o vremenu, Slika 5.10., Slika 5.12. i Slika 5.14. Važno je napomenuti da su dolovi na pojedinim dijagramima posljedica spajanja više različitih dijagrama. Spajanje više različitih dijagrama je nužno zbog već objašnjenog gibanja alata. Na početku rezanja nastala količina topline se povećava do maksimalne vrijednosti, a istovremeno se toplina počinje odvoditi odvojenom česticom, obratkom, alatom i okolinom. Nakon određenog vremena nastupa ravnotežno stanje između nastale i odvedene količine topline. Temperatura u zoni rezanja je određena kao aritmetička sredina izmjerenih vrijednosti u određenom području razmatranja (kada je nastupilo ravnotežno stanje). Za izračun aritmetičke sredine korišteno je najmanje 140 izmjerenih vrijednosti.



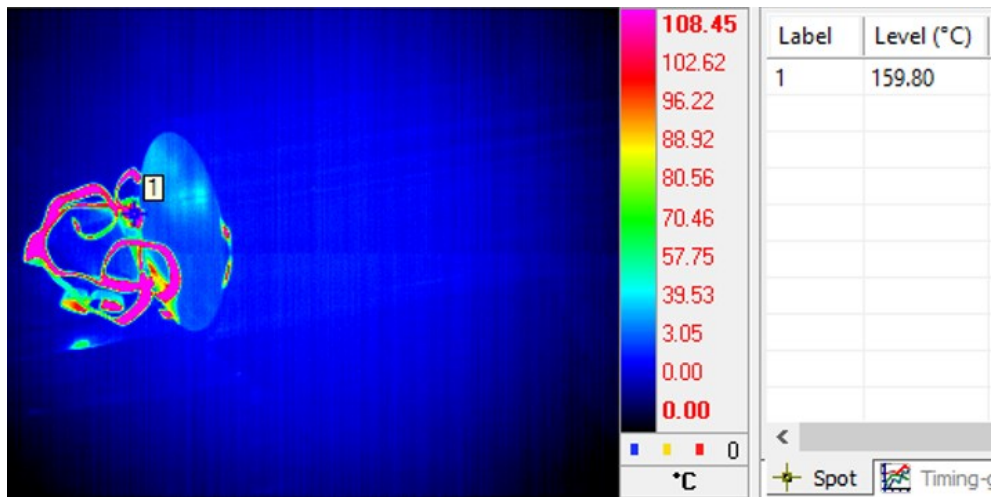
Slika 5.10. Izmjerena temperatura u zoni rezanja za $v_c = 93 \text{ m/min}$, $f = 0,05 \text{ mm/o}$



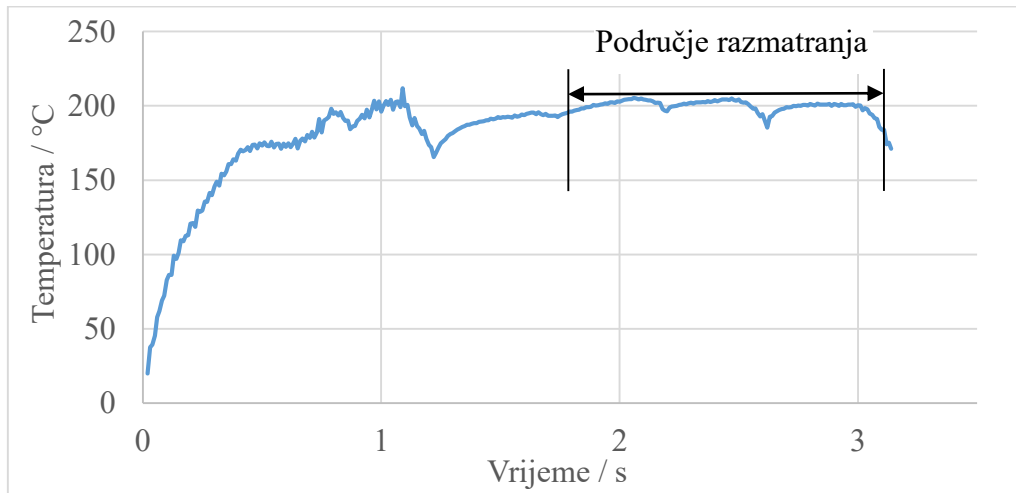
Slika 5.11. Primjer snimka raspodjele temperature za $v_c = 93 \text{ m/min}$, $f = 0,05 \text{ mm/o}$



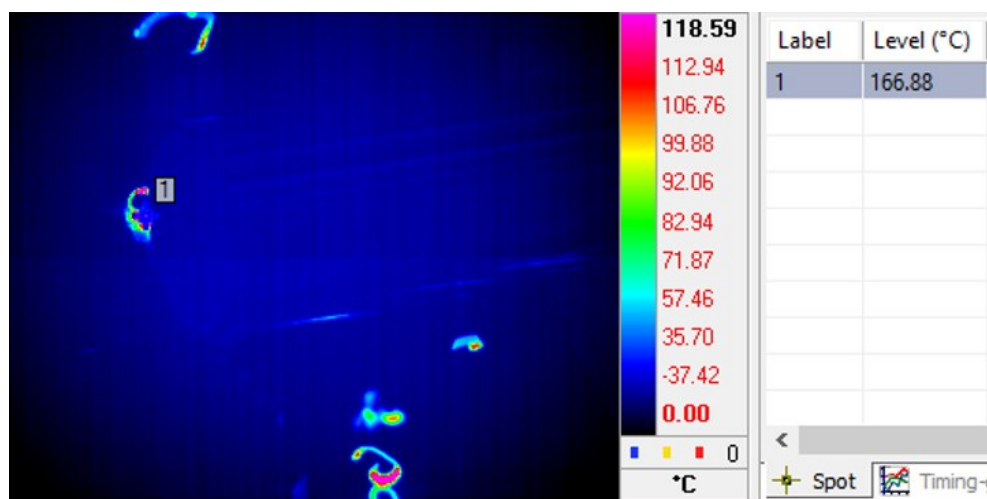
Slika 5.12. Izmjerena temperatura u zoni rezanja za $v_c = 233 \text{ m/min}$, $f = 0,08 \text{ mm/o}$



Slika 5.13. Primjer snimka raspodjele temperature za $v_c = 233 \text{ m/min}$, $f = 0,08 \text{ mm/o}$



Slika 5.14. Izmjerena temperatura u zoni rezanja za $v_c = 373 \text{ m/min}$, $f = 0,11 \text{ mm/o}$



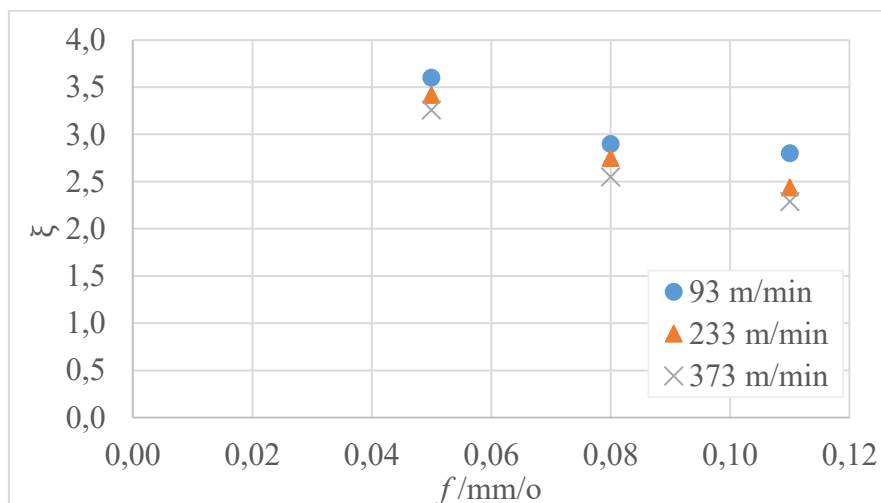
Slika 5.15. Primjer snimka raspodjele temperature za $v_c = 373 \text{ m/min}$, $f = 0,11 \text{ mm/o}$

Debljina odvojene čestice (h_1) za određeni eksperiment je srednja vrijednost 15 mjerenja na različitim mjestima, Tablica 5.7. Primjenom jednadžbe (2.2.) određene su vrijednosti koeficijenta sabijanja za različite parametre obrade.

Tablica 5.7. Parametri obrade i rezultati mjerenja debljine odvojene čestice

v_c m/min	f mm/o	h_1 mm	ξ
93	0,05	0,180	3,60
233	0,05	0,171	3,42
373	0,05	0,163	3,26
93	0,08	0,232	2,90
233	0,08	0,220	2,75
373	0,08	0,204	2,55
93	0,11	0,308	2,80
233	0,11	0,268	2,44
373	0,11	0,252	2,29

Ovisnost koeficijenta sabijanja o posmaku za različite brzine rezanja je prikazana na Slici 5.16. Može se uočiti da koeficijent sabijanja opada i s porastom brzine rezanja i s porastom posmaka.

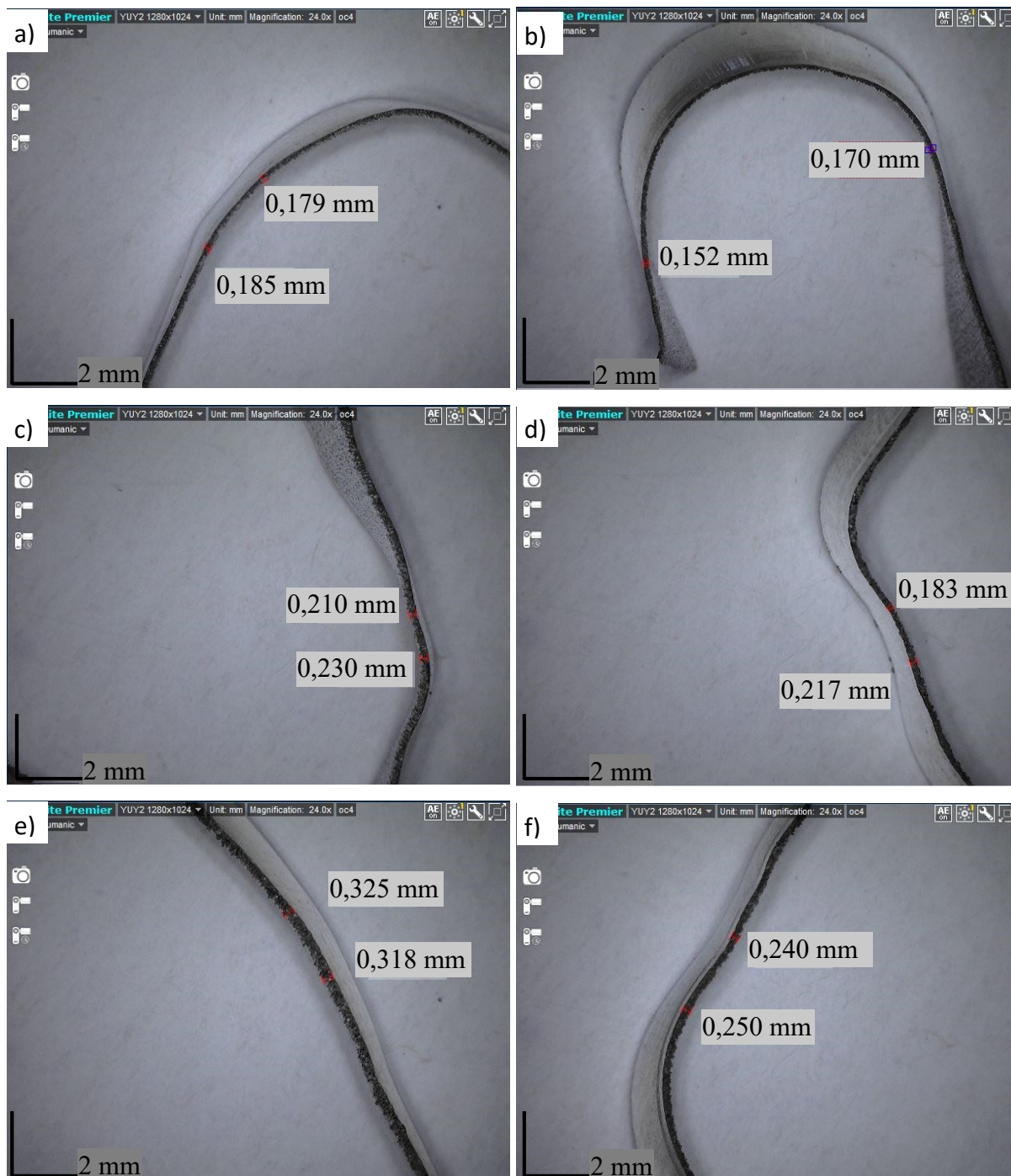


Slika 5.16. Utjecaj brzine rezanja i posmaka na koeficijent sabijanja

Primjeri mjerenja debljina odvojene čestice su prikazani na Slici 5.17.

Pouzdana matematički modeli mogu se koristiti u određivanju viševarijantnih rješenja iz kojeg je moguće odrediti uvjete optimalno vođenog procesa, geometriju alata, vrijeme obrade i sl. Tako je moguće povećati iskoristivost obradnog sustava, poboljšati kvalitetu proizvoda, smanjiti troškove postupka te u konačnici povećati ekonomsku učinkovitost. U ovom poglavlju

su predstavljeni rezultati eksperimentalnog istraživanja. U sljedećem poglavlju su statističkom obradom eksperimentalnih podataka određeni matematički modeli koji opisuju ovisnost komponenti sile rezanja te temperature u zoni rezanja o parametrima obrade.



Slika 5.17. Primjeri mjerenja debljine odvojene čestice za različite parametre obrade:

- a) $v_c = 93 \text{ m/min}$, $f = 0,05 \text{ mm/o}$, b) $v_c = 373 \text{ m/min}$, $f = 0,05 \text{ mm/o}$,
 c) $v_c = 93 \text{ m/min}$, $f = 0,08 \text{ mm/o}$, d) $v_c = 373 \text{ m/min}$, $f = 0,08 \text{ mm/o}$,
 e) $v_c = 93 \text{ m/min}$, $f = 0,11 \text{ mm/o}$, f) $v_c = 373 \text{ m/min}$, $f = 0,11 \text{ mm/o}$

6. STATISTIČKA OBRADA EKSPERIMENTALNIH REZULTATA I OPTIMIZACIJA ULAZNIH PARAMETARA ORTOGONALNOG REZANJA

Metoda modeliranja je sistematski istraživački postupak pomoću kojeg se izrađuje fizikalni, matematički, računalni ili drugi model kako bi se zamijenio stvarni objekt. Postupak analize i ispitivanja je brži i jeftiniji nego na stvarnom objektu. Osnovni je cilj modeliranja da se što točnije i što potpunije spoznaju sustavi ili procesi. Matematičkim modeliranjem se na egzaktan način prikazuju i objašnjavaju zakonitosti. Matematički modeli dobiveni modeliranjem služe za predviđanje parametara procesa, optimizaciju, simulaciju te upravljanje procesima i sustavima. Postoje različite metode za dobivanje matematičkih modela, a jedna od njih je regresijska analiza kojom se određuju funkcijske veze između zavisno promjenjive veličine i nezavisno promjenjivih veličina.

Obzirom da je u procesu obrade prisutno više utjecajnih faktora i njihovih interakcija, teško je teorijski pomoću analitičkih modela pouzdano predvidjeti izlazne parametre procesa. Zbog navedenog, primjena eksperimenata i analiza dobivenih rezultata ima prednost u odnosu na teorijski pristup istraživanju. Budući da se u većini realnih procesa ili sustava izlazne veličine modela mijenjaju iako su ulazne veličine nepromjenjive, puno točnije rezultate dat će stohastičko modeliranje utemeljeno na korištenju statističkih modela i eksperimentalnih rezultata. Stohastičke modele karakteriziraju slučajne varijable koje su predstavljene distribucijama vjerojatnosti [145], [146].

Cilj modeliranja u ovom radu je određivanje utjecaja ulaznih veličina (parametri obrade) na izlazne veličine (komponente sile rezanja, temperatura u zoni rezanja) i izrada matematičkog modela u svrhu optimizacije ortogonalnog rezanja.

6.1. Metodologija izrade i vrednovanja matematičkih modela

Pomoću programskog paketa Design Expert 7.0 su statistički obrađeni rezultati mjerenja komponenti sile ortogonalnog rezanja i temperature u zoni rezanja. Izrađeni su matematički modeli koji opisuju utjecaj parametara obrade na komponente sile rezanja i temperaturu u zoni rezanja pomoću navedenog softvera. Prikladnost modela je ispitana pomoću F-testa odnosno

određivanjem značajnosti izrađenih modela i pojedinih članova te određivanjem odstupanja od modela. Navedena F -vrijednost modela predstavlja omjer procijenjene varijance modela i procijenjene varijance ostatka. Veliki broj F -vrijednost ukazuje da je varijanca u velikoj mjeri objašnjena modelom, a mali broj da su odstupanja nastala uslijed šumova. Vrijednost „ $Prob > F$ “ manja od 0,05 za model, odstupanje od modela te pojedine članove modela govori o značajnosti njihovog utjecaja. Ako su neki članovi neznačajni („ $Prob > F$ “ veća od 0,05) može se provesti redukcija modela isključivanjem neznačajnih članova. Koeficijent determinacije R^2 predstavlja proporciju protumačenih odstupanja u ukupnoj sumi kvadrata odstupanja te poprima vrijednost između nula i jedan. Što je koeficijent determinacije bliži vrijednosti jedan, promatrani se model smatra reprezentativnijim jer se više varijabiliteta pripisuje djelovanju ulaznih veličina. Prilagođeni R^2 (R_{adj}^2) predstavlja R^2 prilagođen broju stupnjeva slobode modela u odnosu na broj stanja eksperimenata te se model smatra značajnim ako je njegova vrijednost veća od 0,75 [147]. Predviđeni R^2 (R_{pred}^2) je mjera iznosa varijacija u novim podacima objašnjenim pomoću modela. Razlika između R_{adj}^2 i R_{pred}^2 ne smije biti veća od 0,2 [145]. Posljednja veličina korištena za analizu i vrednovanje kvalitete dobivenih matematičkih modela je adekvatna preciznost. To je mjera raspona predviđenog odziva u odnosu na njegovu grešku. Drugim riječima, to je omjer signal – šum te je poželjno da taj omjer bude veći od četiri.

Rezultat provedbe statističke obrade eksperimentalnih rezultata je dobivanje polinomnih matematičkih modela. Polinomi trećeg reda i viših redova se rijetko koriste u praksi. Polinomni matematički model drugog reda ima oblik:

$$Y = b_0 + \sum_{j=1}^k b_j x_j + \sum_{i < j} b_{ij} x_i x_j + \sum_{j=1}^k b_{jj} x_j^2 \quad (6.1.)$$

Na ovaj način se polinomom aproksimira određeni problem te se rješavanje svodi na izračunavanje koeficijenata modela b_0 , b_j , b_{ij} i b_{jj} .

6.2. Statistička obrada eksperimentalnih rezultata

U nastavku su prezentirani rezultati statističke obrade eksperimentalnih podataka za ortogonalno rezanje. Korišten je softver Design Expert 7.0 te je polazni matematički model polinom drugog reda, jednačba 6.1.

6.2.1. Matematički modeli komponenti sile ortogonalnog rezanja

Nakon odabira oblika modela provedena je analiza varijance (ANOVA) formiranih modela. U Tablici 6.1. je predstavljena analiza varijance za komponentu sile ortogonalnog rezanja F_c . F -vrijednost modela iznosi 100,64 i ukazuje na značajnost modela. Vjerojatnost pojave tako velike F -vrijednosti uslijed šuma iznosi 0,01 %. Kako bi u model bili uključeni samo značajni članovi, provedena je spomenuta redukcija modela. „ $Prob>F$ “ vrijednost za model i sve članove je manja od 0,05 što ukazuje na značajnost modela i svih članova. „ $Prob>F$ “ vrijednost za odstupanje od modela je 0,1277 što ukazuje da ova vrijednost nije značajna. Obzirom da odstupanje od modela nije značajno, model je prihvaćen i pogodan za provođenje daljnje analize.

Tablica 6.1. Analiza varijance za glavnu silu rezanja F_c

	Br. stupnjeva slobode	Suma kvadrata odstupanja	Srednji kvadrat odstupanja	F -vrijednost	$Prob>F$
Model	4	2970,05	742,51	100,64	<0,0001
v_c	1	770,67	770,67	104,46	<0,0001
f	1	2053,50	2053,50	278,33	<0,0001
$v_c f$	1	49,00	49,00	6,64	0,0328
v_c^2	1	96,89	96,89	13,13	0,0067
Ostatak	8	59,02	7,38		
Odstupanje od modela	4	45,82	11,46	3,47	0,1277
Čista pogreška	4	13,20	3,30		
Ukupno	12	3029,08			

U Tablici 6.2. su prikazani rezultati regresijske analize za komponentu sile ortogonalnog rezanja F_c . Koeficijent determinacije $R^2 = 0,9805$ pokazuje da je model reprezentativan. Razlika između R_{adj}^2 i R_{pred}^2 je manja od 0,2, a adekvatna preciznost je veća od traženog minimuma koji iznosi četiri.

Tablica 6.2. Rezultati regresijske analize za glavnu silu rezanja F_c

R^2	0,9805
R_{adj}^2	0,9708
R_{pred}^2	0,8930
Adekvatna preciznost	35,4201

Matematički model za izračunavanje komponente sile ortogonalnog rezanja F_c ima oblik:

$$F_c = 40,02059 - 0,14448v_c + 810,83333f - 0,83333v_c f + 0,00028v_c^2 \quad (6.2.)$$

U Tablici 6.3. je predstavljena analiza varijance za komponentu sile ortogonalnog rezanja F_f . F -vrijednost modela iznosi 159,40 i ukazuje na značajnost modela. Vjerojatnost pojave tako velike F -vrijednosti uslijed šuma iznosi 0,01 %. Kako bi u model bili uključeni samo značajni članovi, provedena je spomenuta redukcija modela. „ $Prob>F$ “ vrijednost za model i sve članove je manja od 0,05 što ukazuje na značajnost modela i svih članova. „ $Prob>F$ “ vrijednost za odstupanje od modela je 0,1992 što ukazuje da ova vrijednost nije značajna. Obzirom da odstupanje od modela nije značajno, model je prihvaćen i pogodan za provođenje daljnje analize.

Tablica 6.3. Analiza varijance za posmičnu silu F_f

	Br. stupnjeva slobode	Suma kvadrata odstupanja	Srednji kvadrat odstupanja	F -vrijednost	$Prob>F$
Model	4	779,00	194,75	159,40	<0,0001
v_c	1	504,17	504,17	412,67	<0,0001
f	1	181,50	181,50	148,56	<0,0001
$v_c f$	1	42,25	42,25	34,58	0,0004
v_c^2	1	51,08	51,08	41,81	0,0002
Ostatak	8	9,77	1,22		
Odstupanje od modela	4	6,97	1,74	2,49	0,1992
Čista pogreška	4	2,80	0,70		
Ukupno	12	788,77			

Matematički model za izračunavanje komponente sile ortogonalnog rezanja F_f ima oblik:

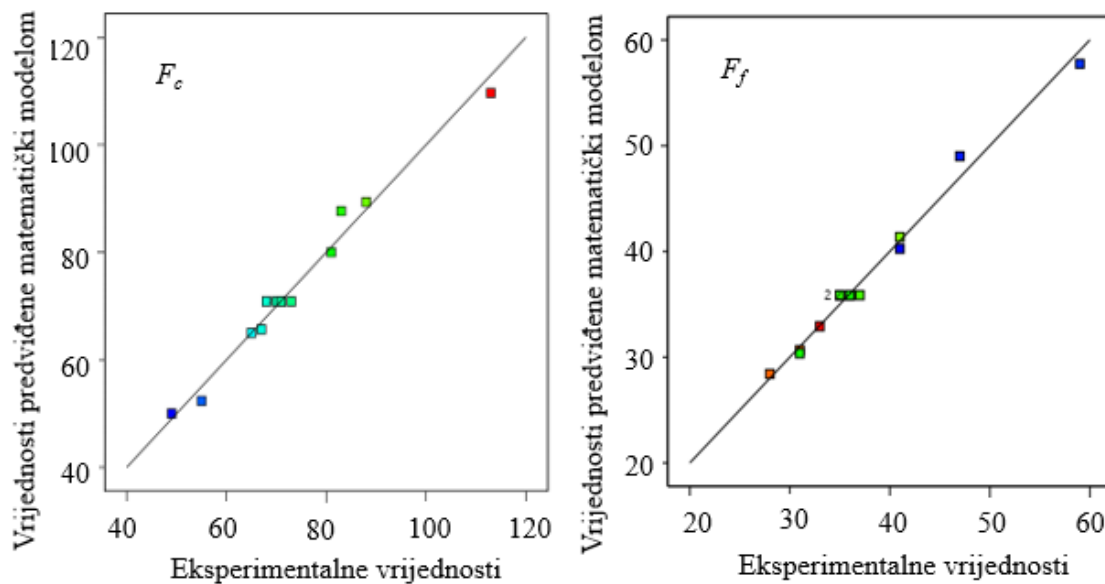
$$F_f = 33,03606 - 0,09811v_c + 363,63095f - 0,77381v_c f + 0,00020v_c^2 \quad (6.3.)$$

U Tablici 6.4. prikazani su rezultati regresijske analize za komponentu sile ortogonalnog rezanja F_f . Koeficijent determinacije $R^2 = 0,9876$ pokazuje da je model reprezentativan. Razlika između R_{adj}^2 i R_{pred}^2 je manja od 0,2, a adekvatna preciznost je veća od traženog minimuma koji iznosi četiri.

Tablica 6.4. Rezultati regresijske analize za posmičnu silu F_f

R^2	0,9876
R_{adj}^2	0,9814
R_{pred}^2	0,9352
Adekvatna preciznost	42,7919

Usporedba eksperimentalnih rezultata sila ortogonalnog rezanja te rezultata dobivenih primjenom matematičkih modela je prikazana na Slici 6.1.



Slika 6.1. Usporedba predviđanja komponenti sile ortogonalnog rezanja primjenom matematičkih modela i eksperimentalnih vrijednosti

6.2.2. Matematički model temperature u zoni rezanja

U Tablici 6.5. je predstavljena analiza varijance za temperaturu u zoni rezanja T . F -vrijednost modela iznosi 621,09 i ukazuje na značajnost modela. Vjerojatnost pojave tako velike F -vrijednosti uslijed šuma iznosi 0,01 %. Kako bi u model bili uključeni samo značajni članovi, provedena je spomenuta redukcija modela. „ $Prob>F$ “ vrijednost za model i sve članove je manja od 0,05 što ukazuje na značajnost modela i svih članova. „ $Prob>F$ “ vrijednost za odstupanje od modela je 0,2363 što ukazuje da ova vrijednost nije značajna. Obzirom da odstupanje od modela nije značajno, model je prihvaćen i pogodan za provođenje daljnje analize.

Tablica 6.5. Analiza varijance za temperaturu u zoni rezanja

	Br. stupnjeva slobode	Suma kvadrata odstupanja	Srednji kvadrat odstupanja	F -vrijednost	$Prob>F$
Model	4	8652,45	2163,11	621,09	<0,0001
v_c	1	8437,50	8437,50	2422,65	<0,0001
f	1	73,50	73,50	21,10	0,0018
v_c^2	1	141,40	141,40	40,60	0,0002
f^2	1	22,35	22,35	6,42	0,0351
Ostatak	8	27,86	3,48		
Odstupanje od modela	4	19,06	4,77	2,17	0,2363
Čista pogreška	4	8,80	2,20		
Ukupno	12	8680,31			

U Tablici 6.6. su prikazani rezultati regresijske analize za temperaturu u zoni rezanja. Koeficijent determinacije $R^2 = 0,9805$ pokazuje da je model reprezentativan. Razlika između R_{adj}^2 i R_{pred}^2 je manja od 0,01, a adekvatna preciznost je 70,8498.

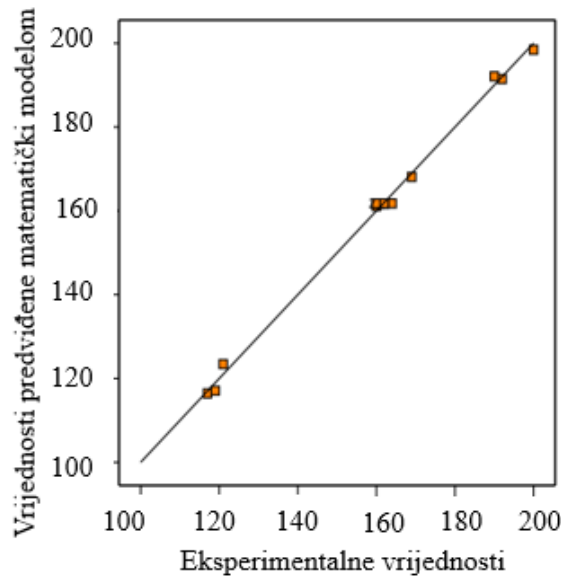
Tablica 6.6. Rezultati regresijske analize za temperaturu u zoni rezanja

R^2	0,9968
R_{adj}^2	0,9952
R_{pred}^2	0,9891
Adekvatna preciznost	70,8498

Matematički model za izračunavanje temperature u zoni rezanja ima oblik:

$$T = 90,42573 + 0,43797v_c - 389,08046f - 0,00036v_c^2 + 3160,91954f^2 \quad (6.4.)$$

Usporedba eksperimentalnih rezultata te rezultata dobivenih primjenom matematičkih modela je prikazana na Slici 6.2. Može se uočiti visok stupanj adekvatnosti i pouzdanosti predloženog pristupa unutar postavljenih granica ulaznih veličina.

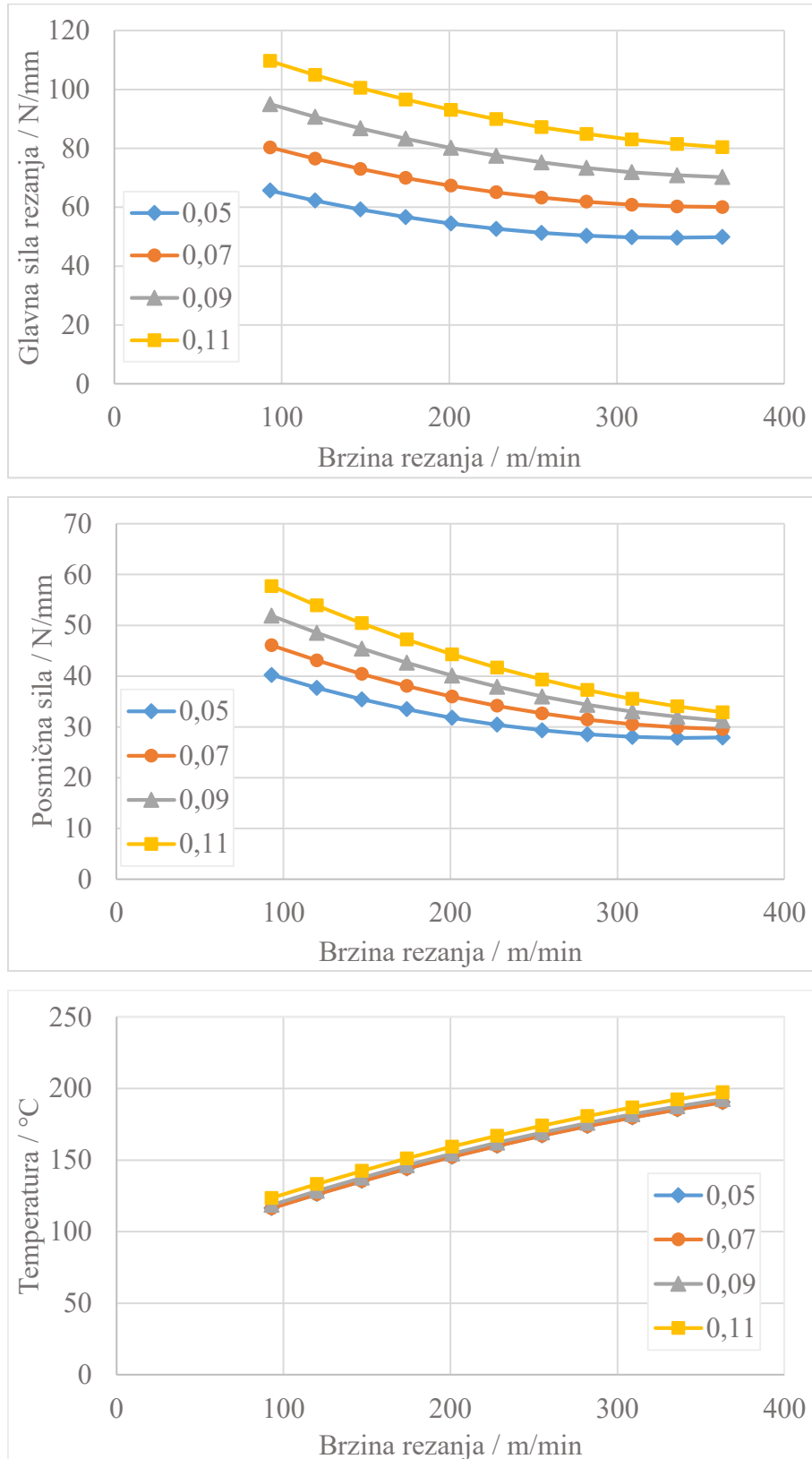


Slika 6.2. Usporedba predviđanja temperature u zoni rezanja primjenom matematičkog modela i eksperimentalnih vrijednosti

6.3. Analiza utjecaja brzine rezanja i posmaka na komponente sile ortogonalnog rezanja i temperaturu u zoni rezanja

Nakon prikupljanja i obrade eksperimentalnih rezultata te definicije, odabira modela i regresijske analize slijedi analiza utjecaja ulaznih veličina na izlazne veličine. Pregledom rezultata analize varijance dobivenih matematičkih modela za ortogonalno rezanje može se utvrditi kako isti modeli adekvatno i reprezentativno opisuju ispitivani proces. Matematički modeli komponenti sile ortogonalnog rezanja i temperature u zoni rezanja poslužili su za konstruiranje dijagrama koji opisuju utjecaj ulaznih veličina na promatrane izlazne veličine. Na Slici 6.3. prikazan je utjecaj brzine rezanja i posmaka na glavnu silu rezanja F_c , posmičnu silu F_f i temperaturu u zoni rezanja T .

6. Statistička obrada eksperimentalnih rezultata i optimizacija ulaznih parametara ortogonalnog rezanja



Slika 6.3. Utjecaj parametara obrade na izlazne veličine procesa

Komponente sile ortogonalnog rezanja se smanjuju povećanjem brzine rezanja. Povećanjem brzine rezanja raste kut nagiba ravnine smicanja odvojenog sloja materijala, a smanjuje se duljina ravnine smicanja pa je sila potrebna za deformaciju materijala manja. Također, veća brzina rezanja pri istom posmaku pretpostavlja odvajanje manje količine materijala obratka za jedan okretaj obratka što se odražava kroz manju vrijednost sile. Povećavanjem posmaka povećavaju se obje komponente sile ortogonalnog rezanja. Uzrok tome je povećanje poprečnog presjeka odvojenog sloja materijala za što je potrebna veća energija. Također, povećanjem parametara obrade više se mehaničke energije pretvara u toplinu što uzrokuje porast temperature u zoni rezanja. Utjecaj posmaka na vrijednosti temperature u zoni rezanja je u usporedbi s utjecajem brzine rezanja znatno manji.

Ispitivanja su potvrdila očekivani utjecaj brzine rezanja i posmaka na komponente sile ortogonalnog rezanja i temperaturu u zoni rezanja. S povećanjem posmaka povećavaju se komponente sile rezanja dok se povećavanjem brzine rezanja komponente sile rezanja smanjuju. Povećanjem brzine rezanja i posmaka se povećava i temperatura u zoni rezanja.

Nakon provedene statističke obrade eksperimentalnih podataka sljedeći korak je određivanje optimalnih parametara obrade s ciljem poboljšanja tehnološke i ekonomske učinkovitosti procesa obrade. U sljedećem poglavlju je opisana višeciljna optimizacija ortogonalnog rezanja uporabom genetskog algoritma.

6.4. Optimizacija ortogonalnog rezanja genetskim algoritmom

U ovom radu cilj optimizacije promatranog postupka je određivanje optimalnih parametara obrade kako bi se postigle minimalne vrijednosti komponenti sile rezanja uz minimalnu temperaturu u zoni rezanja. Za rješavanje višeciljne optimizacije primijenjena je metoda težinskih koeficijenata. Vrijednost težinskog koeficijenta određuje prioritet funkcije.

Vrijednosti parametara obrade su ograničene sukladno planu eksperimenata (poglavlje 5). Izvedena je višeciljna optimizacija na temelju matematičkih modela dobivenih u poglavlju 6.1. i poglavlju 6.2. Funkcije cilja su: minimalna glavna sila rezanja, minimalna posmična sila i minimalna temperatura u zoni rezanja. Minimalne vrijednosti promatranih izlaznih veličina su važne jer velike sile uzrokuju ubrzano trošenje alata, povećani utrošak snage, a pri povišenim vrijednostima temperature u zoni rezanja intenziviraju se svi oblici trošenja. Primjenom

težinskih faktora, pridijeljena je jednaka važnost svim elementima funkcije cilja te se problem optimizacije formulira na sljedeći način:

$$\text{Minimizirati: } f(x) = w_1 \frac{F_c}{F_c^*} + w_2 \frac{F_f}{F_f^*} + w_3 \frac{T}{T^*} \quad (6.5.)$$

gdje je:

w_1, w_2, w_3 – težinski faktori, $w_1 + w_2 + w_3 = 1$

F_c^* - ciljna vrijednost, glavna sila rezanja, N/mm

F_f^* - ciljna vrijednost, posmična sila, N/mm

T^* - ciljna vrijednost, temperatura u zoni rezanja, °C.

Težinski faktor, ciljne vrijednosti te ograničenja su navedeni u Tablici 6.7.

Tablica 6.7. Vrijednosti parametara korištenih u optimizaciji

w_1, w_2, w_3	0,333
f / mm/o	0,05 - 0,11
v_c / m/min	93 - 373
F_c^* / N/mm	49
F_f^* / N/mm	28
T^* / °C	117

Parametri genetskog algoritma su: veličina populacije - 200, broj generacija - 200, vjerojatnost križanja – 0,75. Pripadni kodovi izrađeni su u programskom paketu MATLAB. Optimalne vrijednosti parametara obrade i izlazne veličine postupka za optimalne parametre dane su u Tablici 6.8.

Tablica 6.8. Predviđene vrijednosti izlaznih veličina za optimalne vrijednosti ulaznih veličina

f / mm/o	0,05
v_c / m/min	233
F_c / N/mm	52
F_f / N/mm	30
T / °C	161

Nakon što su definirane optimalne vrijednosti ulaznih veličina, sljedeći korak je ispitivanje valjanosti modela odnosno odabranih optimalnih parametara (validacija). Validacija je proces uspoređivanja eksperimentalnih rezultata s rezultatima matematičkih modela unutar granica zadanih eksperimenata. Obzirom da su eksperimenti s optimalnim ulaznim parametrima već

napravljeni, nije potrebno napraviti dodatne eksperimente. Odstupanje eksperimentalnih rezultata od rezultata dobivenih primjenom matematičkih modela i genetskog algoritma nalaze se u granicama od 0,63 % do 5,45 % To upućuje na valjanost matematičkih modela i na to da rezultati dobiveni genetskim algoritmima predstavljaju globalni minimum funkcija cilja ili su jako bliski globalnom minimumu.

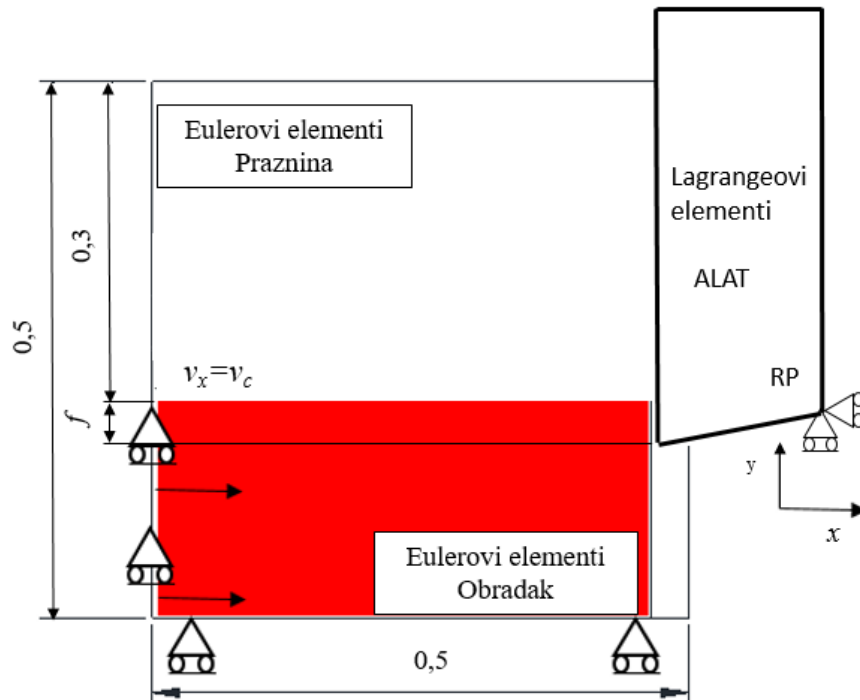
Nakon što su prikupljeni svi eksperimentalni podaci, u narednom poglavlju je predstavljen numerički model ortogonalnog rezanja.

7. NUMERIČKO MODELIRANJE ORTOGONALNOG REZANJA

U novije vrijeme postavlja se zahtjev za što pouzdanijim predviđanjem procesa odvajanja čestica. Pouzdanost numeričkih modela spomenutog procesa ovisi o brojnim postavkama i ulaznim parametrima (opis materijala obratka i alata, rubni uvjeti, model trenja, vremenska integracija, formulacija nelinearnog toplinsko-mehaničkog proces u uvjetima velikih pomaka i deformacija, diskretizacija volumena alata i obratka). Iako su postupci obrade odvajanjem čestica najčešće trodimenzijski i geometrijski složeni, jednostavniji se slučaj ortogonalnog rezanja primjenjuje za objašnjavanje mehanike odvajanja materijala s obratka. Mehanika složenijih operacija trodimenzijskog, tzv. kosog rezanja se onda potom modelira pomoću geometrijskih i kinematičkih transformacijskih modela primijenjenih na ortogonalno rezanje [2].

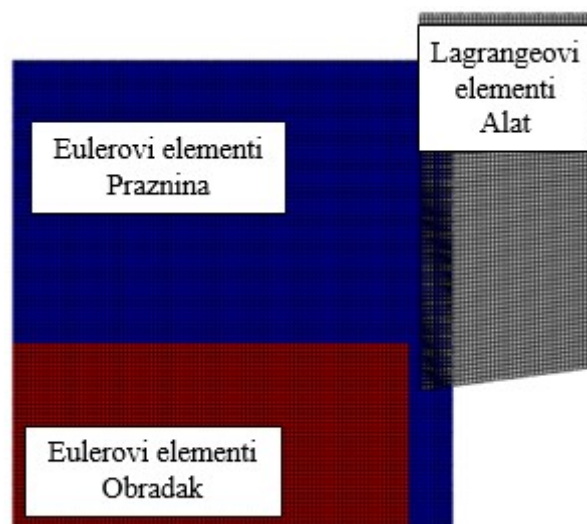
Provedena je numerička analiza ortogonalnog rezanja EN AW 6082 T6 legure u programskom paketu ABAQUS. Fleksibilnost ovog računalnog programa omogućuje istraživačima da se na temelju validacije modela uklone pogreške.

Model alata i obratka je izrađen primjenom programskog paketa Abaqus / CAE. Simulacije su provedene u modulu ABAQUS / Explicit primjenjujući prethodno opisanu CEL formulaciju, Slika 7.1. U ovoj fazi istraživanja cilj je utvrditi odgovarajuće ulazne parametre te numeričke postavke. Mehaničke i toplinske karakteristike materijala obratka te materijala alata preuzete su iz literatura, Tablica 5.2. Kao i u eksperimentalnim ispitivanjima, prednji kut alata je 0° ($\gamma = 0^\circ$), a stražnji kut alata je 7° ($\alpha = 7^\circ$). Na Slici 7.1. oznaka RP predstavlja referentnu točku (engl. reference point) koja služi za prikupljanje informacija o veličinama sila rezanja. Model alata je diskretiziran trodimenzijskim konačnim elementima C3D8RT (engl. 8-node thermally coupled brick, trilinear displacement and temperature, reduced integration, hourglass control). Prosječna veličina elemenata kojim se diskretizira volumen alata alatu je $5 \mu\text{m}$ u smjeru x osi i smjeru y osi. Obzirom da nije potrebno računati pomake u alatu te da tvrdoća materijala rezne oštrice ima veću vrijednost od tvrdoće materijala obratka, alat je pretpostavljen kao kruto tijelo. Tako je smanjeno vrijeme potrebno za provedbu simulacije. Obradak je diskretiziran trodimenzijskim Eulerovim elementima EC3D8RT (engl. 8-node thermally coupled linear eulerian brick, reduced integration, hourglass control).



Slika 7.1. Shematski prikaz obratka i alata u xy ravnini za primjer ortogonalnog rezanja

Početni izgled obratka je prikazan crvenom bojom na Slici 7.2. Plava boja prikazuje inicijalne praznine odnosno elemente kojima nije pridijeljen materijal. Visina praznog područja je odabrana kako bi se omogućilo u potpunosti formiranje odvojene čestice. Veličina Eulerovih elemenata je $5 \mu\text{m}$ u smjeru osi x i smjeru osi y kako bi se izbjegao utjecaj orijentacije elementa.



Slika 7.2. Prikaz diskretizacije obratka i alata u xy ravnini

Eulerovi elementi moraju imati volumen zbog čega je širina alata i obratka (duljina elemenata smjeru z osi) također $5 \mu\text{m}$ u ovoj fazi istraživanja. Kako bi se ostvarilo ravninsko stanje deformacije, pomaci u smjeru osi z su jednaki nuli tj. postavljena je ravnina simetrije okomita na z os. Debljina neodrezane odvojene čestice jednaka je posmaku $f = 0,05 \text{ mm/o}$ te je brzina rezanja konstantna $v_c = 186 \text{ m/min}$. Za CEL formulaciju važno je postaviti dio Lagrangeovih elemenata na području gdje se nalaze Eulerovi elementi kojima nije pridijeljen materijal (praznina), Slika 7.2.

Sljedeći korak je odabir parametara Johnson-Cookovog zakona očvršćivanja. Iz dostupne literature odabrana su tri skupa Johnson-Cookovih parametara za razmatranu leguru, Tablica 7.1. Može se uočiti da postoji razlika u vrijednostima svih parametara iako bi bilo za očekivati da je vrijednost parametra A poznata i konstantna jer bi trebala predstavljati granicu tečenja materijala pri referentnoj temperaturi. Cilj je određivanje parametara Johnson-Cookovog zakona očvršćivanja kojima će se ostvariti minimalno odstupanje predviđanja sila rezanja numeričkim simulacijama u odnosu na eksperimentalne podatke.

Tablica 7.1. Vrijednosti parametara Johnson-Cookovog zakona očvršćivanja za leguru aluminija
EN AW 6082 T6

literatura	A MPa	B MPa	C	n	m	$\dot{\epsilon}_0$ s^{-1}	T_T $^{\circ}\text{C}$	T_0 $^{\circ}\text{C}$
[148]	250	243,6	0,00747	0,17	1,31	1	582	25
[149]	277,33	307,93	0,0032	0,69	1,28	0,0001	582	25
[150]	201,55	250,87	0,00977	0,206	1,31	0,001	582	25

Nastajanje odvojene čestice također je jedan od problema u simulacijama obrade odvajanjem čestica pomoću metode konačnih elemenata. U ovoj fazi istraživanja je primijenjena konvencionalna metoda gdje je korišten Johnson-Cookov model inicijacije kao kriterij za modeliranje stvaranja inicijalnog oštećenja (izraz 3.57.) te model baziran na efektivnom razdvajanju za modeliranje razvoja oštećenja do krajnjeg loma (izraz 3.58.), Tablica 7.2.

Za modeliranje problema dodira primijenjen je osnovni kontaktni algoritam (engl. general contact algorithm) koji automatski definira dodir na cijeli model. S ciljem uniformnije raspodjele naprezanja, definirane su prednja i stražnja površina alata kao glavne površine, a površina obratka kao sporedna površina. Primijenjen je Zorevljev model trenja gdje je koeficijent trenja izračunat na temelju eksperimentalnih rezultata za $v_c = 186 \text{ m/min}$, $f = 0,05 \text{ mm/o}$. Izračunata vrijednost koeficijenta trenja, izraz (3.59.), je prema uputama Ozela i Zerena [151] te Ducobua i dr. [152] uvećana za 20 % i iznosi 0,7. Ova vrijednost je u skladu

s eksperimentalnim ispitivanjima Zhanga i dr. [153]. Nakon brojnih simulacija uočeno je da mala vrijednost smične granice tečenja obratka dovodi do vrlo male posmične sile. S druge strane, visoka vrijednost smične granice tečenja obratka dovodi do naglog pada glavne sile rezanja bez njenog naknadnog povećanja, što nije slučaj kod ortogonalnog rezanja. Obzirom da u literaturi nije pronađena vrijednost za ekvivalentni plastični pomak pri potpunom lomu za razmatranu leguru, istražen je utjecaj i ovog parametra na sile ortogonalnog rezanja. Uočeno je da mala vrijednost ekvivalentnog plastičnog pomaka pri potpunom lomu dovodi do ranog loma u materijalu što rezultira manjim silama rezanja [154]. Velika vrijednost ekvivalentnog plastičnog pomaka pri potpunom lomu dovodi do kasnog loma u materijalu što dovodi do velikih sila rezanja. Metodom pokušaja i pogreške utvrdilo se da je optimalna vrijednost smične granice tečenja 290 MPa, vrijednost ekvivalentnog plastičnog pomaka pri potpunom lomu 0,057 mm. Vrijednost promatranog pomaka je u skladu s istraživanjima Lia i dr. [155] za aluminijsku leguru EN AW 6061 T6.

Tablica 7.2. Vrijednost parametara koji opisuju inicijaciju i razvoj oštećenja u materijalu [155], [156]

D_1	D_2	D_3	D_4	D_5	$\bar{u}_{p,D}$ /mm
0,0164	2,245	-2,798	0,007	3,65	0,057

Ostale značajke interakcije između obratka i alata su prikazane u Tablici 7.3. U obradi odvajanjem čestica utjecaj topline i mehanički utjecaj su međusobno povezani. Toplina nastaje zbog plastične deformacije i trenja te se prenosi kroz obradak, odvojenu česticu i alat te odlazi u okolinu. Porast temperature utječe na svojstva materijala odnosno na naprezanja u materijalu. Dakle, potrebno je provesti analizu prijenosa topline i mehaničku analizu istovremeno. To se može ostvariti potpuno spregnutom toplinsko-mehaničkom analizom gdje se jednadžbe nestacionarnog provođenja topline i jednadžbe gibanja rješavaju istovremeno.

Tablica 7.3. Značajke interakcije između obratka i alata

μ	η'	q_{T1}	η_p
0,7	1	0,5	0,9

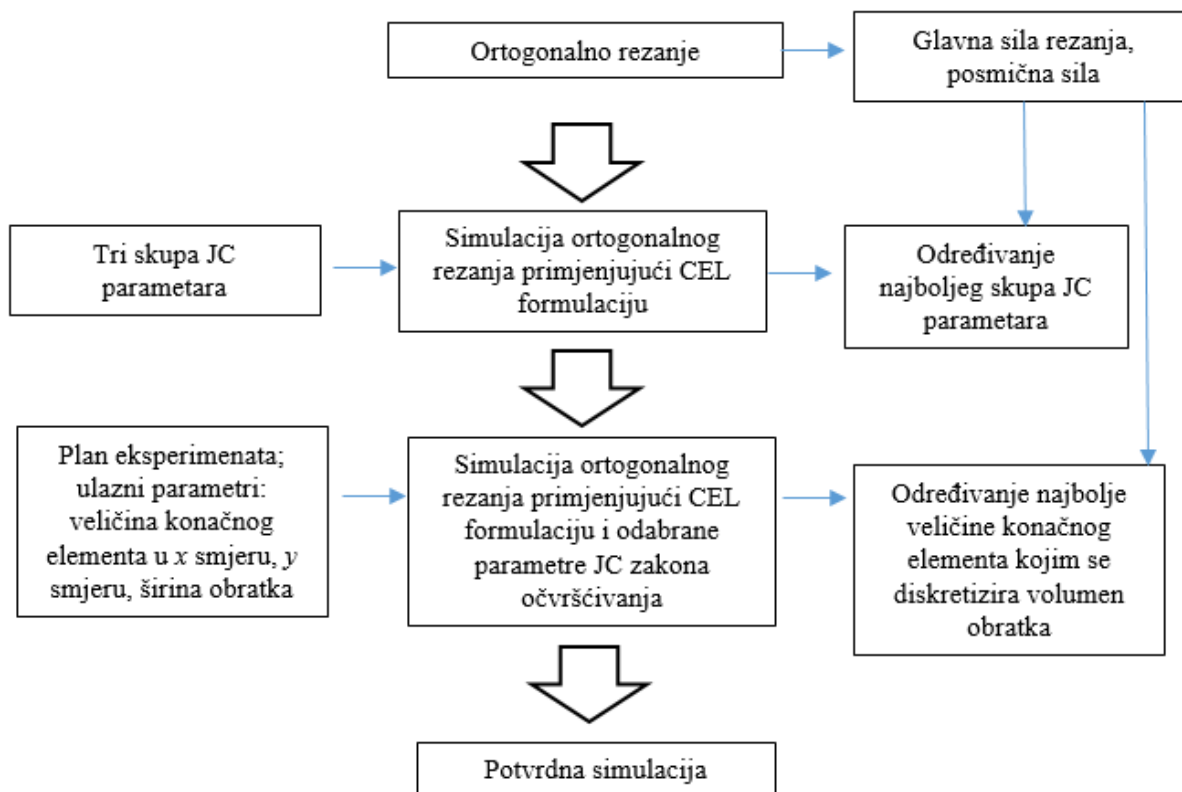
U programu ABAQUS, integracija jednadžbi nestacionarnog provođenja topline se može provesti korištenjem eksplicitne metode razlika unaprijed dok se brzine i ubrzanja čvorova mogu aproksimirati obzirom na pomake primjenom eksplicitne metode centralnih razlika. U ovoj fazi istraživanja nije uključena izmjena topline s okolinom.

Odstupanja u predviđanjima glavne sile rezanja i posmične sile numeričkom analizom u odnosu na eksperimentalne rezultate za različite vrijednosti parametara Johnson-Cookovog zakona očvršćivanja prikazane su u Tablici 7.4. Zbog postignutog najmanjeg odstupanja u predviđanjima, u daljnjem istraživanju će se primjenjivati parametri iz literature [150]. Vrijednost glavne sile rezanja povezana je s vrijednosti parametra A , odnosno što je veća vrijednost parametra veća je i predviđena vrijednost glavne sile rezanja.

Tablica 7.4. Usporedba eksperimentalnih rezultata i rezultata numeričkih simulacija

	F_c N	Relativna pogreška / %	F_f N	Relativna pogreška / %
JC parametri [148]	59,1	7,65	29,9	-5,83
JC parametri [149]	90,4	64,66	50,2	58,36
JC parametri [150]	51,3	-6,50	29,8	-5,99
Eksperimentalni rezultati	54,9		31,7	

Nakon utvrđivanja najprikladnijih parametara JC zakona očvršćivanja, cilj je definirati optimalnu veličinu konačnih elemenata. Prema literaturi, veliki utjecaj na rezultate simulacija te na vrijeme potrebno za provedbu simulacije ima veličina konačnog elementa kojim se diskretizira volumen obratka. Zbog toga će se provesti dodatne simulacije gdje će se varirati ulazne veličine: veličina elemenata u smjeru osi x , smjeru osi y i širina sirovca u smjeru osi z . Rezultati predviđanja glavne sile rezanja i posmične sile u simulacijama će se usporediti s rezultatima eksperimenata prikazanim u poglavlju 5. Koraci za definiranje odgovarajućih ulaznih parametara i numeričkih postavki za modeliranje procesa su prikazani na Slici 7.3.



Slika 7.3. Koraci za definiranje odgovarajućih ulaznih parametara i numeričkih postavki za modeliranje obrade odvajanjem čestica

Područje plana virtualnih eksperimenata određeno je na temelju pregleda literature (poglavlje 4.) te je odabran Box-Behnken plan eksperimenata. Tri ulazne veličine varirane na tri razine formiraju plan od 17 eksperimenata, Tablici 7.5. Veličina Eulerovih elemenata u smjeru osi z je konstantna i iznosi $5 \mu\text{m}$. Ostali ulazni parametri i numeričke postavke su nepromijenjeni.

Tablica 7.5. Ulazne veličine i njihove razine

	Razina 1	Razina 2	Razina 3
Veličina elemenata u smjeru osi x / μm	2	6	10
Veličina elemenata u smjeru osi y / μm	2	6	10
Širina sirovca u smjeru osi z / μm	2	51	100

Plan virtualnih simulacija je dobiven korištenjem softvera Design Expert, Tablica 7.6. U Tablici 7.6. prikazane su vrijednosti ulaznih veličina. Odzivne veličine su pogreška u predviđanju glavne sila rezanja ($F_{c,e}$), pogreška u predviđanju posmične sile ($F_{f,e}$) te vrijeme potrebno za provedbu simulacije. CPU vrijeme podrazumijeva vrijeme potrebno da bi se opisao proces koji traje $9 \cdot 10^{-5}$ s.

Tablica 7.6. Box-Behnken plan simulacija (virtualni eksperimenti)

Redni broj	x μm	y μm	z μm	Broj elemenata obratka	CPU vrijeme s	F_c N/mm	$F_{c,e}$ %	F_f N/mm	$F_{f,e}$ %
1	6	6	51	68890	5553	52,17	-4,97	33,18	4,75
2	6	10	2	4150	4024	50,65	-7,74	34,56	9,09
3	2	2	51	1562500	282629	49,80	-5,59	30,15	-4,82
4	10	10	51	12500	958	56,83	3,52	35,50	12,05
5	2	10	51	125000	26413	55,90	1,82	28,02	-11,55
6	10	2	51	125000	23832	51,78	-5,68	30,61	-3,37
7	10	6	2	4150	4831	51,39	-6,39	38,27	20,82
8	6	2	100	415000	68536	50,38	-8,23	29,10	-8,13
9	10	6	100	83000	7504	53,99	-1,65	30,44	-3,92
10	6	6	51	68890	5553	52,17	-4,97	33,18	4,75
11	6	10	100	83000	6464	53,53	-2,50	31,15	-1,68
12	6	6	51	68890	5553	52,17	-4,97	33,18	4,75
13	6	6	51	68890	5553	52,17	-4,97	33,18	4,75
14	2	6	100	415000	75770	52,41	-4,53	29,78	-6,01
15	6	2	2	20750	7490	51,62	-5,98	35,21	11,14
16	2	6	2	20750	7712	52,77	-3,87	33,53	5,84
17	6	6	51	68890	5553	52,17	-4,97	33,18	4,75

7.1. Statistička obrada rezultata simulacija

U nastavku su prezentirani rezultati statističke obrade rezultata dobivenih numeričkim modeliranjem ortogonalnog rezanja.

7.1.1. Matematički modeli komponenti sile ortogonalnog rezanja

Nakon odabira oblika modela provedena je analiza varijance (ANOVA) formiranih modela. U Tablici 7.7. je predstavljena analiza varijance za pogrešku u predviđanju glavne sile rezanja F_c . F -vrijednost modela iznosi 259,89 i ukazuje na značajnost modela. Vjerojatnost pojave tako velike F -vrijednosti uslijed šuma iznosi 0,01 %. „ $Prob > F^*$ “ vrijednost za model i sve članove je manja od 0,05 što ukazuje na značajnost modela i svih članova. Važno je naglasiti da je u ovom slučaju izabran polinom trećeg reda jer s polinomom drugog reda se nije mogla postići signifikantnost modela.

Tablica 7.7. Analiza varijance za pogrešku u predviđanju glavne sile rezanja F_c

	Br. stupnjeva slobode	Suma kvadrata odstupanja	Srednji kvadrat odstupanja	F-vrijednost	Prob>F
Model	10	148,92	14,89	259,89	<0,0001
x	1	0,4851	0,4851	8,47	0,0270
y	1	3,94	3,94	68,76	0,0002
z	1	6,25	6,25	109,03	<0,0001
xy	1	0,8010	0,8010	13,98	0,0096
xz	1	7,29	7,29	127,22	<0,0001
yz	1	14,03	14,03	244,75	<0,0001
x^2	1	31,73	31,73	553,65	<0,0001
y^2	1	2,32	2,32	40,51	0,0007
z^2	1	14,96	14,96	261,08	<0,0001
x^2y	1	19,97	19,97	348,51	<0,0001
Ostatak	6	0,3438	0,0573		
Odstupanje od modela	2	0,3438	0,1719		
Čista pogreška	4	0,00	0		
Ukupno	16	149,27			

Matematički model za izračunavanje pogrešku u predviđanju glavne sile rezanja F_c ima oblik:

$$\begin{aligned}
 F_{c,e} = & -6,57017 + 1,03872x + 0,813705y - 0,000533z \\
 & - 0,124687x^2 + 0,046406y^2 - 0,000785z^2 \\
 & - 0,564531xy + 0,0068881xz + 0,009554yz \\
 & + 0,049375x^2y
 \end{aligned}
 \tag{7.1}$$

U Tablici 7.8. su prikazani rezultati regresijske analize za pogrešku u predviđanju glavne sile rezanja F_c . Koeficijent determinacije $R^2 = 0,9977$ pokazuje da je model reprezentativan. Razlika između R_{adj}^2 i R_{pred}^2 je manja od 0,2, a adekvatna preciznost je veća od traženog minimuma koji iznosi četiri.

Tablica 7.8. Rezultati regresijske analize za pogrešku u predviđanju glavne sile rezanja F_c

R^2	0,9977
R_{adj}^2	0,9939
R_{pred}^2	0,9079
Adekvatna preciznost	59,5011

Nakon odabira oblika modela provedena je analiza varijance (ANOVA) formiranih modela. U Tablici 7.9. je predstavljena analiza varijance za pogrešku u predviđanju posmične sile F_f . F -vrijednost modela iznosi 54,53 i ukazuje na značajnost modela. Vjerojatnost pojave tako velike F -vrijednosti uslijed šuma iznosi 0,01 %. „ $Prob>F$ “ vrijednost za model i sve članove je manja od 0,05 što ukazuje na značajnost modela i svih članova.

Tablica 7.9. Analiza varijance za pogrešku u predviđanju posmične sile F_f

	Br. stupnjeva slobode	Suma kvadrata odstupanja	Srednji kvadrat odstupanja	F -vrijednost	$Prob>F$
Model	9	1095,27	121,70	54,53	<0,0001
x	1	221,76	221,76	99,36	<0,0001
y	1	21,42	21,42	9,60	0,0174
z	1	554,94	554,94	248,64	<0,0001
xy	1	122,66	122,66	54,96	0,0001
xz	1	41,54	41,54	18,61	0,0035
yz	1	18,06	18,06	8,09	0,0249
x^2	1	27,33	27,33	12,24	0,0100
y^2	1	71,64	71,64	32,10	0,0008
z^2	1	16,51	16,51	7,40	0,0298
Ostatak	7	15,62	2,23		
Odstupanje od modela	3	15,62	5,21		
Čista pogreška	4	0,00	0,00		
Ukupno	16	1110,89			

Matematički model za izračunavanje pogrešku u predviđanju posmične sile F_f ima oblik:

$$\begin{aligned}
 F_{f,e} = & 0,944561 + 1,98882x + 0,873316y - 0,220493z \\
 & - 0,159219x^2 - 0,257813y^2 + 0,000825z^2 \\
 & + 0,346094xy - 0,016441xz + 0,010842yz
 \end{aligned}
 \quad (7.2.)$$

U Tablici 7.10. su prikazani rezultati regresijske analize za pogrešku u predviđanju posmične sile F_f . Koeficijent determinacije $R^2 = 0,9859$ pokazuje da je model reprezentativan.

Tablica 7.10. Rezultati regresijske analize za pogrešku u predviđanju posmične sile F_f

R^2	0,9859
R_{adj}^2	0,9679
R_{pred}^2	0,7750
Aдекватna preciznost	28,0041

7.1.2. Matematički model vremena potrebnog za provedbu simulacije

Usvojena je linearna jednadžba za opisivanja ovisnosti CPU vremena (t) o broju elemenata sirovca (N):

$$t = 0,003N - 10,839 \quad (7.3.)$$

7.2. Optimizacija veličine konačnog elementa kojim se diskretizira obradak genetskim algoritmom

U nastavku je provedena optimizacija veličine konačnih elemenata u smjeru osi x , smjeru osi y i širine sirovca u smjeru osi z kako bi se postigle što manje pogreške u predviđanjima sila rezanja te što manje vrijeme potrebno za provedbu simulacije. Izvedena je višeciljna optimizacija na temelju matematičkih modela dobivenih u poglavlju 7.1. Elementi funkcije cilja su: minimalna pogreška u predviđanju glavne sile rezanja, minimalna pogreška u predviđanju posmične sile te minimalno vrijeme potrebno za provedbu simulacije. Primjenom težinskih faktora, pridijeljena je jednaka važnost svim elementima funkcije cilja te se problem optimizacije formulira na sljedeći način:

$$\text{Minimizirati: } f(x) = w_1 \frac{\sqrt{(F_{c,e})^2}}{F_{c,e}^*} + w_2 \frac{\sqrt{(F_{f,e})^2}}{F_{f,e}^*} + w_3 \frac{CPU}{CPU^*} \quad (7.4.)$$

gdje su:

w_1, w_2, w_3 – težinski faktori, $w_1 + w_2 + w_3 = 1$

$F_{c,e}^*$ - ciljna vrijednost, pogreška u predviđanju glavne sile rezanja, %

$F_{f,e}^*$ - ciljna vrijednost, pogreška u predviđanju posmične sile, %

CPU^* - ciljna vrijednost, CPU, s.

Težinski faktor, ciljne vrijednosti te ograničenja su navedeni u Tablici 7.11.

Parametri genetskog algoritma su: veličina populacije - 500, broj generacija - 500, vjerojatnost križanja – 0,75.

Utvrđeno je da su optimalne vrijednosti ulaznih veličina:

veličina konačnog elementa kojim se diskretizira volumen obratka u smjeru osi x - 8 μm

veličina konačnog elementa kojim se diskretizira volumen obratka u smjeru osi y - 10 μm

širina sirovca u smjeru osi z - 84 μm .

Predviđene vrijednosti izlaznih veličina za optimalne vrijednosti ulaznih veličina su:

pogreška u predviđanju glavne sile rezanja: 0,04 %

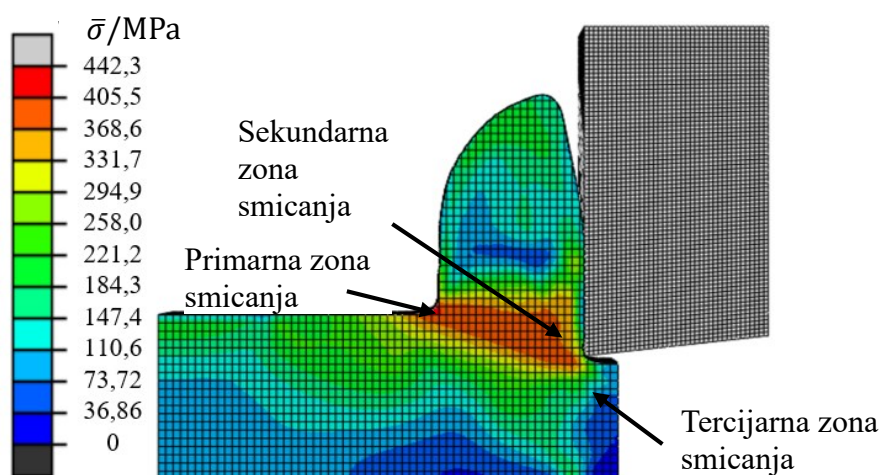
pogreška u predviđanju posmične sile: 2,66 %.

Tablica 7.11. Vrijednosti parametara korištenih u optimizaciji

w_1, w_2, w_3	0,333
$x / \mu\text{m}$	2 - 10
$y / \mu\text{m}$	2 - 10
$z / \mu\text{m}$	2 - 100
$F_{c,e}^* / \%$	1,65
$F_{f,e}^* / \%$	1,68
CPU*/s	958

7.3. Numerička provjera rezultata optimizacije

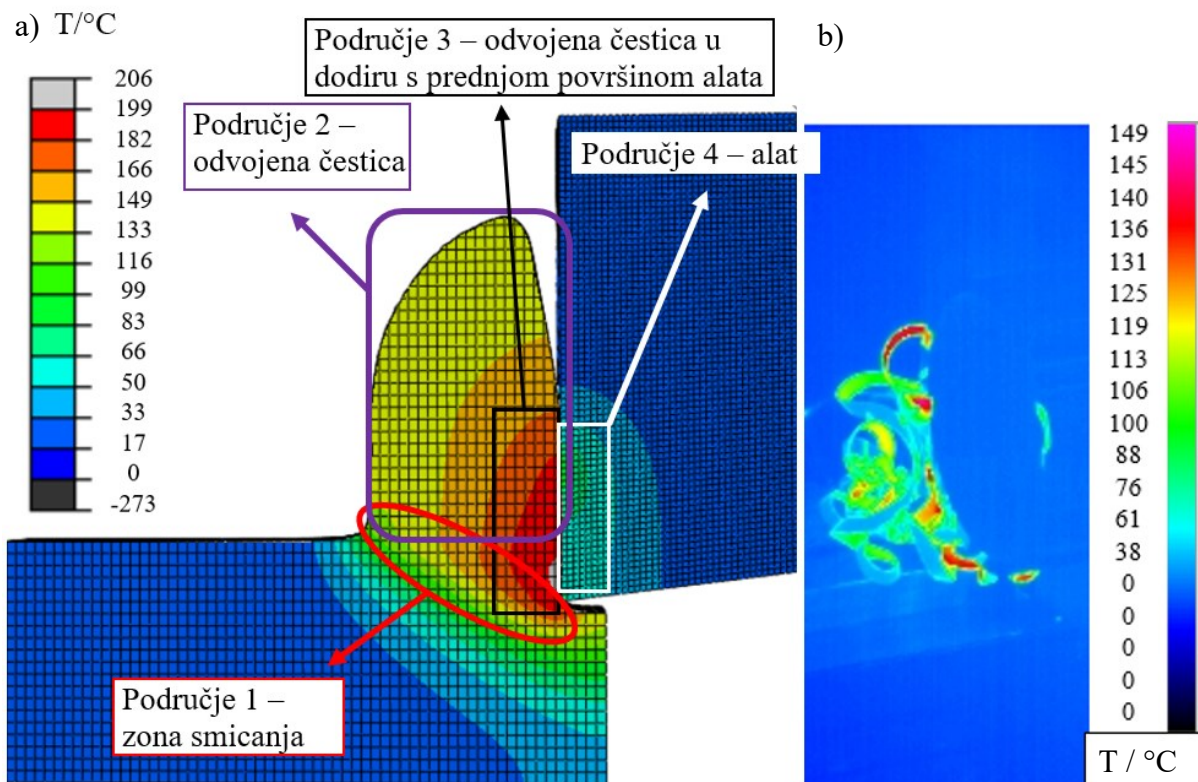
Nakon što su definirane optimalne vrijednosti ulaznih veličina, sljedeći korak je ispitivanje odabranih optimalnih parametara. Osim toga, kako bi se potvrdila prikladnost uporabe CEL formulacije u simulaciji ortogonalnog rezanja, promatrane su temperature u zoni rezanja. U potvrdnoj simulaciji primijenjen je koeficijent prijelaza topline kako bi se uzela u obzir izmjena topline obratka i alata s okolinom. Pretpostavlja se da je koeficijent prijelaza topline 100 kW/m²K [157]. Zračenje je nezatno [141] pa se ovaj prijelaz topline zanemaruje. Početna temperatura alata i obratka je 20 °C. Rezultati simulacije ortogonalnog rezanja s raspodjelom ekvivalentnog von Mises naprezanja prikazani su na Slici 7.4.



Slika 7.4. Prikaz raspodjele ekvivalentnog von Mises naprezanja

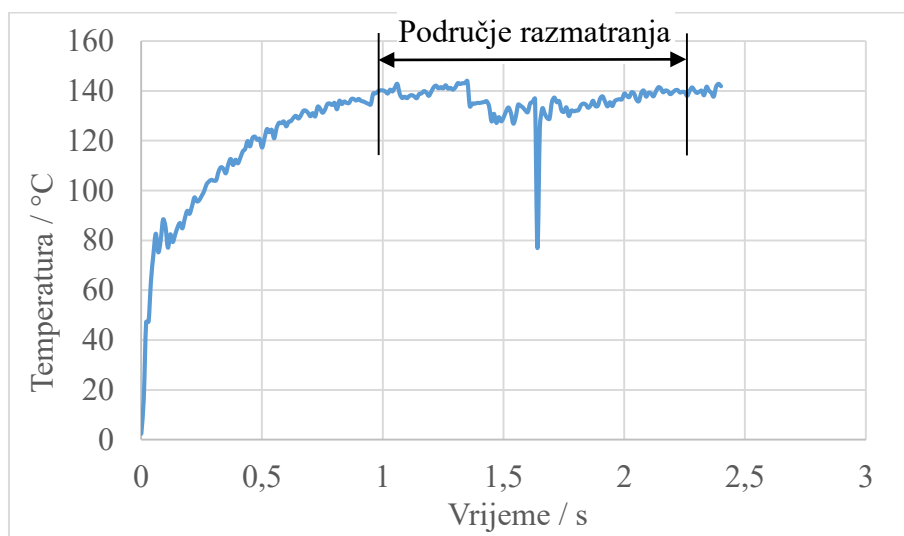
Najveće vrijednosti ekvivalentnog naprezanja pojavljuju se u zoni smicanja te na dodiru s prednjom površinom alata što je u skladu s teorijskim saznanjima predstavljenim u poglavlju 3.

Obzirom da se za razliku od eksperimentalnih mjerenja u simulacijama može odrediti temperatura pojedinih područja u zoni rezanja (npr. prednja površina alata, zona smicanja, odvojena čestica, itd.), važno je odrediti ispravno područje u zoni rezanja (u numeričkim simulacijama) koje će biti usporedivo s eksperimentalnim rezultatima, Slika 7.5. Sa Slike 7.5. se može uočiti da se najveća temperatura nalazi na dodiru odvojene čestice i prednje površine alata i iznosi $206\text{ }^{\circ}\text{C}$. U zoni smicanja je prosječna temperatura u vremenu $163\text{ }^{\circ}\text{C}$, a prosječna temperatura odvojene čestice u vremenu je $150\text{ }^{\circ}\text{C}$. Zbog trenja na prednjoj površini alata, prosječna temperatura odvojene čestice u dodiru s prednjom površinom alata je veća i iznosi $179\text{ }^{\circ}\text{C}$. Obzirom da je potrebno određeno vrijeme za prijelaz topline iz zona viših temperatura (odvojena čestica) u alat gdje su niže temperature, prosječna temperatura na prednjoj površini alata je najmanja i iznosi $57\text{ }^{\circ}\text{C}$. Razlika u temperaturnim poljima na prednjoj površini alata i u odvojenoj čestici je posljedica kratkog vremena simulacije te se ne može postići ravnotežno stanje u alatu.

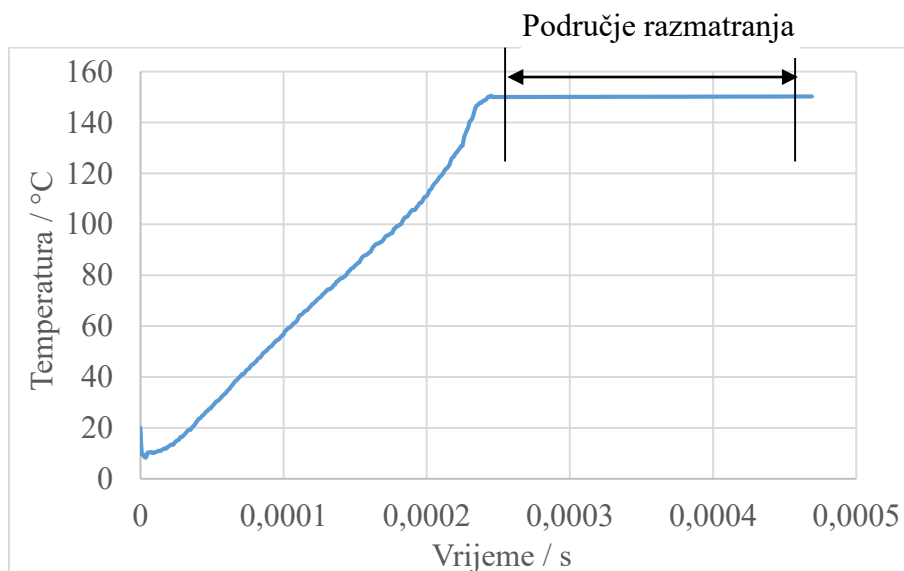


Slika 7.5. Raspodjela temperature u zoni rezanja: a) rezultati dobiveni numeričkim modeliranjem, b) eksperimentalni rezultati

Eksperimentalni rezultati temperature u zoni rezanja u vremenu prikazani su na Slici 7.6. Eksperimentalna prosječna vrijednost temperature u zoni rezanja je 137 °C. Srednja temperatura odvojene čestice najbolje se podudara s eksperimentalnim rezultatima. Rezultati srednje temperature odvojene čestice u vremenu dobiveni numeričkim modeliranjem su prikazani na Slici 7.7. U potvrđnoj simulaciji prosječna temperatura odvojene čestice je 150 °C. Također je važno uočiti da u numeričkim simulacija ravnotežno stanje nastupa već nakon 0,2 ms dok je u eksperimentalnim mjerenjima ravnotežno stanje nastupilo nakon 1 s.



Slika 7.6. Temperatura u zoni rezanja: eksperimentalni rezultati



Slika 7.7. Temperatura u zoni rezanja: rezultati dobiveni numeričkim modeliranjem

Rezultati potvrđne simulacije promatrajući komponente sile rezanja su: glavna sila rezanja 54,31 N/mm (relativna pogreška 1,07 %), posmična sila 30,71 N/mm (relativna pogreška

3,12 %). Primjenom optimalne kombinacije veličine konačnog elementa kojim se diskretizira obradak se smanjila pogreška u predviđanju komponenti sile rezanja. Kako je u potvrđnoj simulaciji uključena izmjena topline s okolinom, vrijeme potrebno za provedbu simulacije je povećano te zbog toga više nije razmatrano.

U ovom poglavlju su prikazani i uspoređeni eksperimentalni rezultati i rezultati dobiveni numeričkim modeliranjem ortogonalnog rezanja aluminijske legure za $v_c=186$ m/min te $f=0,05$ mm/o. Može se zaključiti da se uz odgovarajući zakon očvršćivanja, kriterij za nastajanje odvojene čestice, rubne uvjete i veličinu mreže mogu uspješno predvidjeti sile rezanja i temperatura u zoni rezanja. Međutim, potrebno je istražiti ovu metodu na širem rasponu brzina rezanja i posmaka. Navedeno je prezentirano u sljedećem poglavlju.

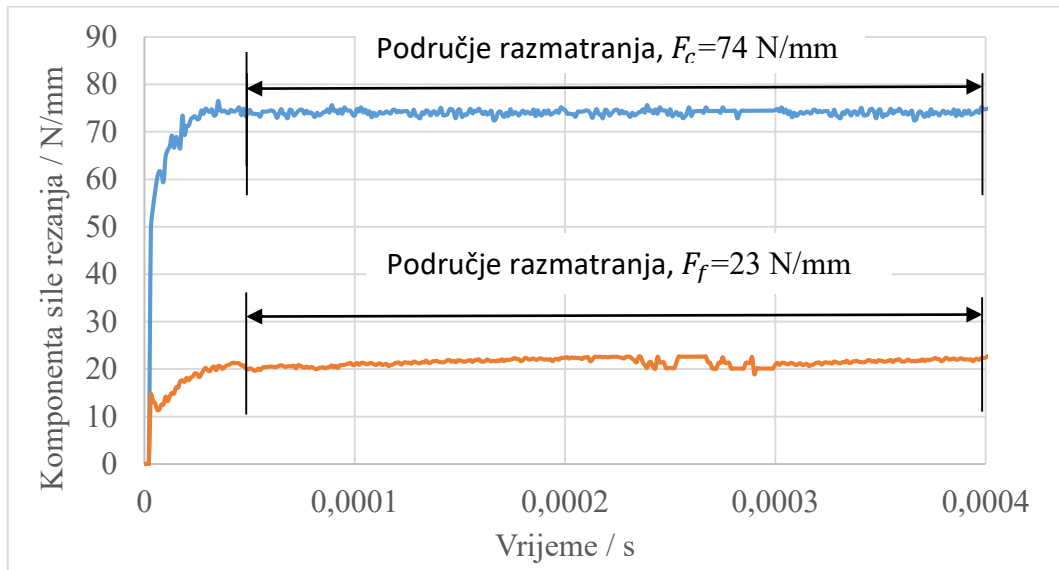
8. NUMERIČKA ANALIZA: PROCJENA TOČNOSTI PREDVIĐANJA SILA REZANJA I TEMPERATURE U ZONI REZANJA ZA RAZLIČITE ULAZNE PARAMETRE

Nakon uočenih prikladnih numeričkih postavki, cilj je primijeniti iste za različite parametre obrade. Zbog toga su za definirane vrijednosti parametara JC zakona očvršćivanja i veličine konačnog elementa, provedene simulacije prema planu eksperimenata definiranom u poglavlju 5 (Tablica 5.6.), bez ponavljanja u nultoj točki. Ulazni parametri i postavke numeričkih modela su slične kao u poglavlju 7. Mehaničke i toplinske karakteristike materijala obratka te materijala alata preuzete su iz literatura, Tablica 5.2. Geometrija alata je jednaka geometriji alata primijenjenoj u eksperimentalnim ispitivanjima ($\gamma = 0^\circ$, $\alpha = 7^\circ$). Model alata je diskretiziran trodimenzijskim konačnim elementima C3D8RT, a model obratka je diskretiziran trodimenzijskim Eulerovim elementima EC3D8RT. Veličina Eulerovih elemenata u smjeru osi x je $8 \mu\text{m}$, u smjeru osi y je $10 \mu\text{m}$ te je širina sirovca u smjeru osi z $84 \mu\text{m}$. Veličina elemenata obratka u smjeru osi z je konstantna i iznosi $5 \mu\text{m}$. Prosječna veličina konačnog elementa kojim se diskretizira volumen alata je $5 \mu\text{m}$ u svim smjerovima. Debljina neodrezane odvojene čestice jednaka je posmaku te se njene vrijednosti mijenjaju prema planu eksperimenata (Tablica 5.6.). Vrijednosti brzine rezanja se također mijenjaju prema istom planu eksperimenata. Za opis ponašanja materijala obratka primijenjen je JC zakona očvršćivanja. Najprikladnije vrijednosti ovog zakona očvršćivanja su istražene i definirane u poglavlju 7 (vrijednost parametara preuzeta iz [150]). U ovoj fazi istraživanja je primijenjena konvencionalna metoda gdje je primijenjen Johnson-Cookov model inicijacije kao kriterij za modeliranje stvaranja inicijalnog oštećenja. Za razvoj oštećenja do krajnjeg loma je primijenjen model temeljen na ekvivalentnom plastičnom pomaku, Tablica 7.2. Značajke interakcije između obratka i alata su prikazane u Tablici 7.3. Obzirom da je primijenjen Zorevljev model trenja, metodom pokušaja i pogreške su određene vrijednosti smične granice tečenja obratka za sve kombinacije parametara obrade. Koeficijent prijelaza topline između obratka i okoline te alata i okoline je $100 \text{ kW/m}^2\text{K}$.

8.1. Rezultati numeričke analize

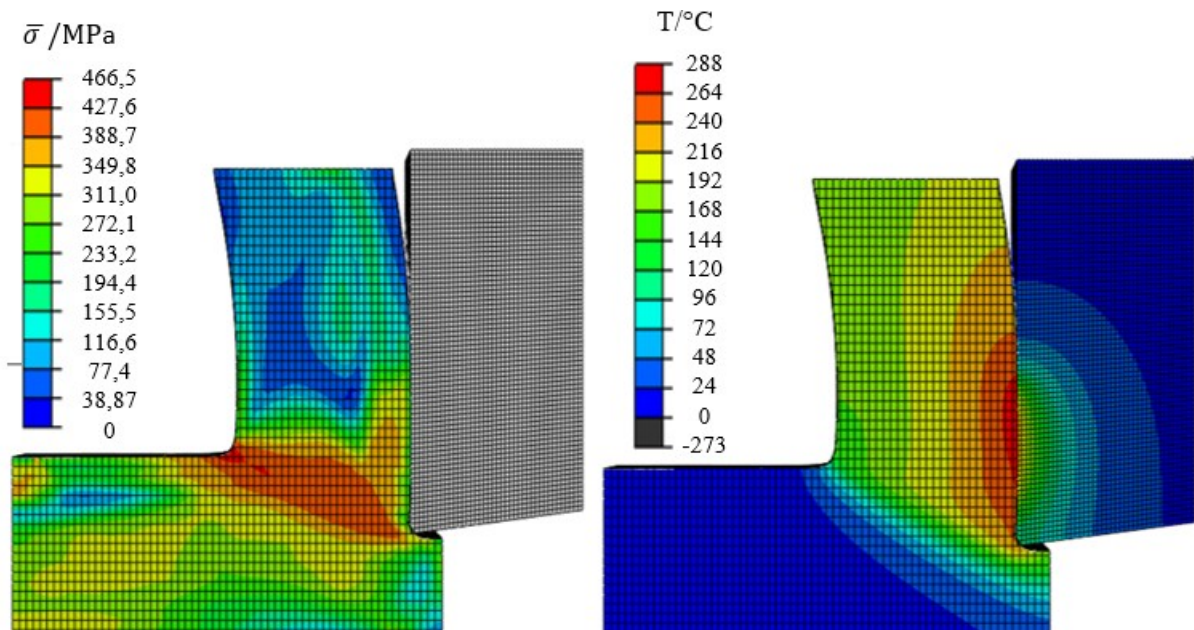
Za svaku simulaciju potrebno je izračunati srednju vrijednost komponenti sile rezanja u području gdje su vrijednosti ustaljene. Komponente sile ortogonalnog rezanja su dobivene kao

srednja vrijednost najmanje 200 vrijednosti. Na Slici 8.1. prikazan je primjer rezultata glavne sile rezanja i posmične sile u vremenu dobivenih numeričkim modeliranjem.



Slika 8.1. Rezultati dobiveni numeričkim postupkom; sile rezanja u funkciji vremena za $v_c=373$ m/min, $f =0,08$ mm/o

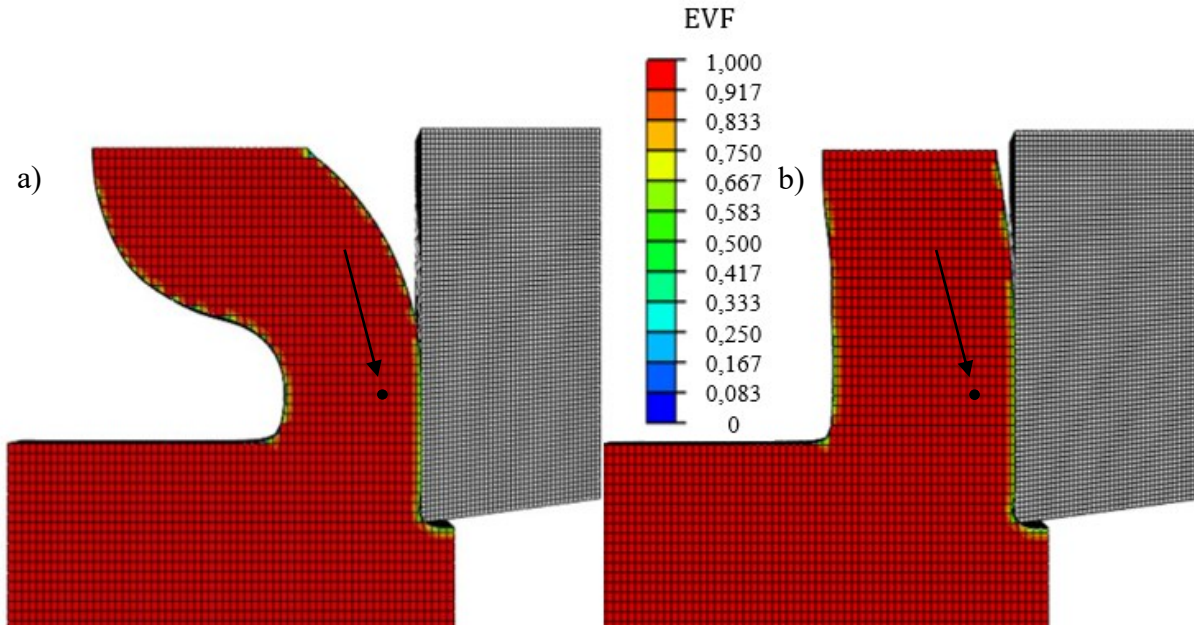
Na Slici 8.2. prikazana je raspodjela ekvivalentnog von Mises naprezanja u obratku i odvojenoj čestici te raspodjela temperature u zoni rezanja.



Slika 8.2. Rezultati dobiveni numeričkim postupkom; raspodjela ekvivalentnog naprezanje u obratku i odvojenoj čestici te raspodjela temperature u zoni rezanja za $v_c=373$ m/min, $f = 0,08$ mm/o

8. Numerička analiza: procjena točnosti predviđanja sila rezanja i temperature u zoni rezanja za različite ulazne parametre

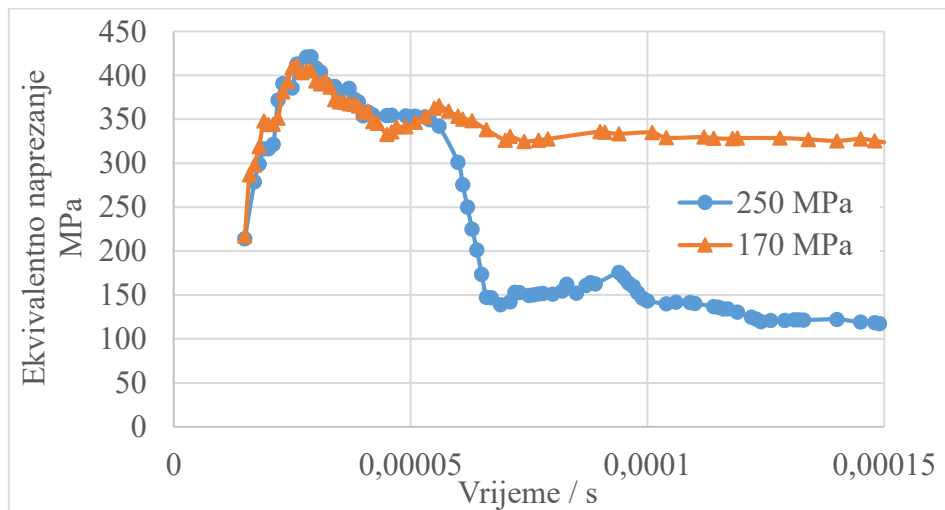
Za isti eksperiment, odnosno parametre obrade, prikazan je izgled odvojene čestice u istom trenutku ($t = 0,0015$ s) za dva primjera, Slika 8.3. U prvom primjeru je smična granica tečenja 250 MPa dok je u drugom primjeru smična granica tečenja 170 MPa.



Slika 8.3. Izgled odvojene čestice nakon 0,0015 s za $v_c=373$ m/min, $f = 0,08$ mm/o:

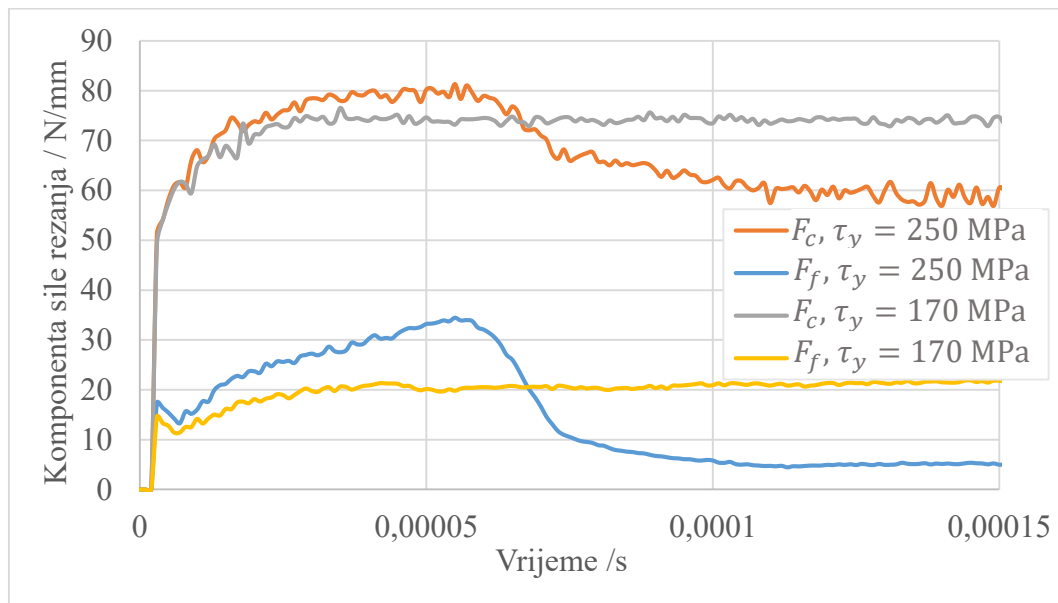
a) $\tau_y = 250$ MPa , b) $\tau_y = 170$ MPa

Na Slici 8.4. prikazana je usporedba ekvivalentnog von Mises naprezanja u vremenu za označeni čvor na Slici 8.3.



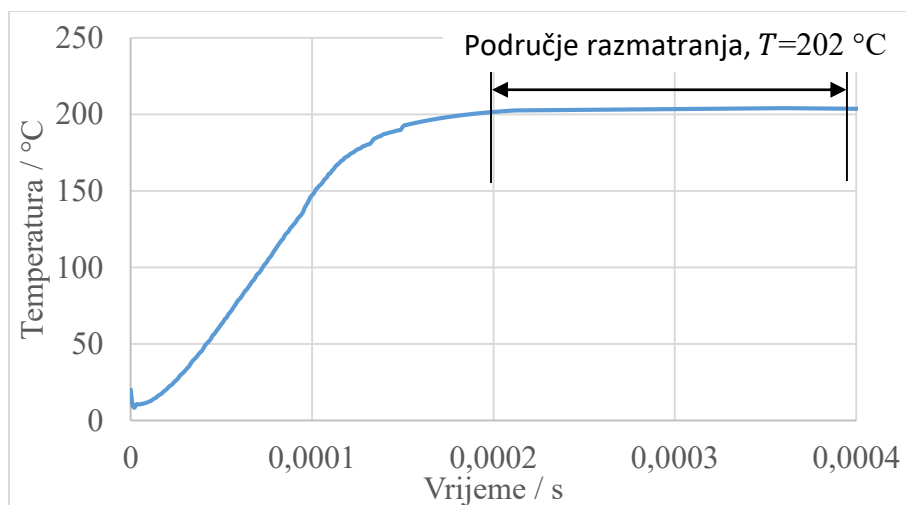
Slika 8.4. Usporedba ekvivalentnog naprezanja u vremenu za različite smične granice tečenja za $v_c=373$ m/min, $f = 0,08$ mm/o

Do naglog pada komponenti sile rezanja dolazi ako je prevelika smična granica tečenja, Slika 8.5. Uzrok tome je što naprezanje postigne veću vrijednost od dozvoljene te dolazi do razvoja oštećenja u materijalu. Odnosno dolazi do pretjeranog omekšavanja materijala. Gubljenje svojstava u materijalu dovodi do smanjenja naprezanja u primarnoj i sekundarnoj zoni smicanja, a time i do pada vrijednosti komponenti sile rezanja bez daljnjeg povećanja.



Slika 8.5. Usporedba komponenti sile rezanja u vremenu za različite smične granice tečenja za $v_c=373$ m/min, $f = 0,08$ mm/o

Numeričkim modelom predviđena srednja temperatura odvojene čestice u vremenu je prikazana na Slici 8.6.



Slika 8.6. Temperatura u zoni rezanja za $v_c = 373$ m/min, $f = 0,08$ mm/o

Kao što je uočeno i u eksperimentalnim ispitivanjima, na početku ortogonalnog rezanja nastala količina topline se povećava do neke maksimalne vrijednosti. Istovremeno se toplina počinje odvoditi odvojenom česticom, obratkom, alatom i okolinom zbog čega nakon određenog vremena nastupa ravnotežno stanje između nastale i odvedene količine topline. Temperatura u zoni rezanja je određena kao srednja vrijednost temperature u odvojenoj čestici u određenom području razmatranja (kada je nastupilo ravnotežno stanje). Za izračun aritmetičke sredine korišteno je najmanje 200 vrijednosti.

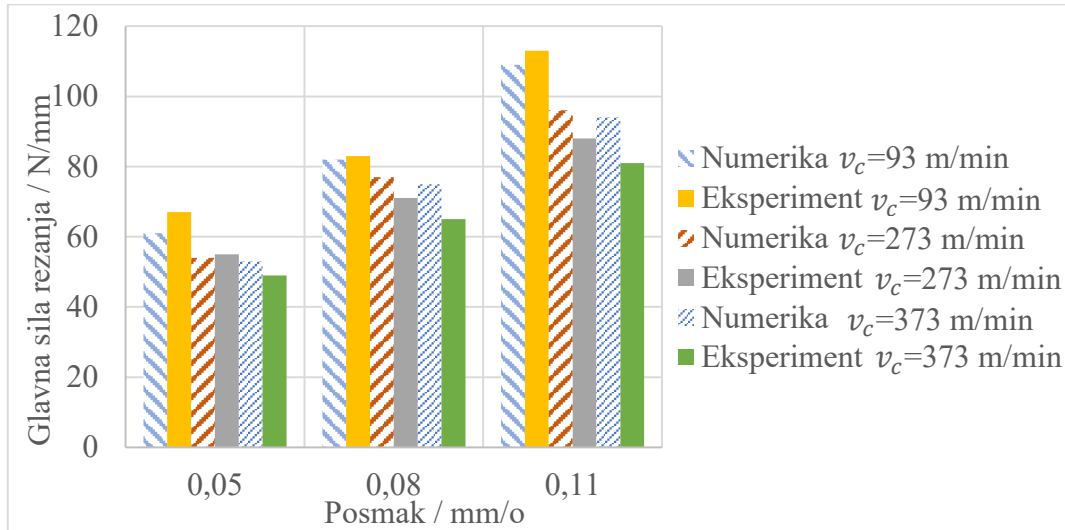
Rezultati komponenti sile rezanja i temperature odvojene čestice za definirani plan eksperimenata prikazani su u Tablici 8.1. U Tablici 8.1. su također prikazane relativne pogreške za promatrane izlazne veličine ortogonalnog rezanja ($F_{c,e}$, $F_{f,e}$, T_e). Prosječna relativna pogreška je određena kao srednja vrijednost apsolutnih vrijednosti relativne pogreške za promatranu izlaznu veličinu. Na dodiru alata i obratka smična granica tečenja je veća za manje posmake. Manji utjecaj na smičnu granicu tečenja ima brzina rezanja te se njenim porastom smanjuje smična granica tečenja.

Tablica 8.1. Ulazne veličine te rezultati numeričkih simulacija

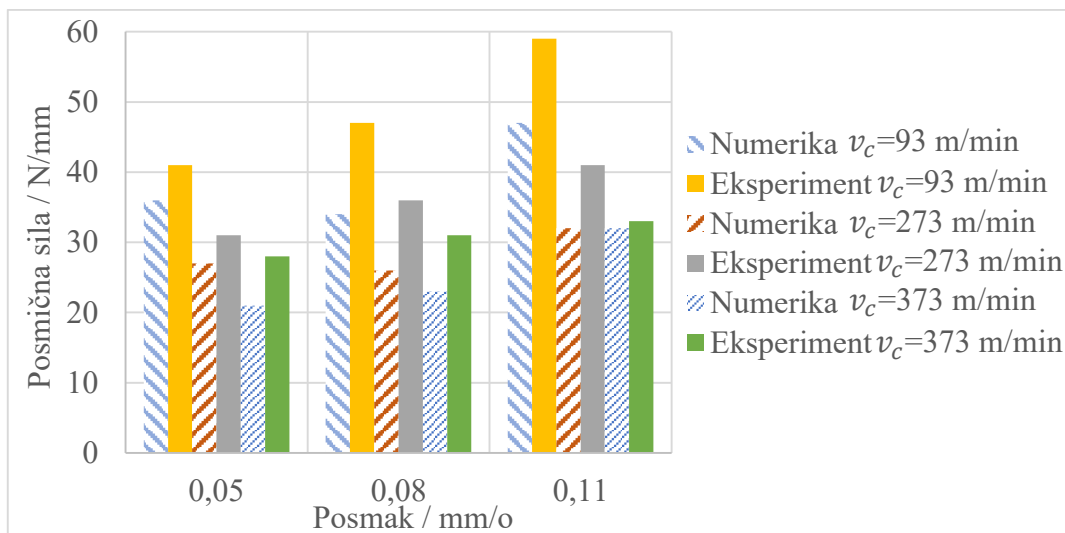
Redni broj	v_c m/min	f mm/o	τ_y MPa	F_c N/mm	$F_{c,e}$ %	F_f N/mm	$F_{f,e}$ %	T °C	T_e %
1	93	0,05	300	61	-8,96	36	-12,20	123	5,13
2	233	0,05	290	54	-1,82	27	-12,90	171	6,88
3	373	0,05	290	53	8,16	21	-25,00	179	-6,77
4	93	0,08	200	82	-1,20	34	-27,66	132	10,92
5	233	0,08	200	77	8,45	26	-27,78	177	9,26
6	373	0,08	170	75	15,38	23	-25,81	202	6,32
7	93	0,11	180	109	-3,54	47	-20,34	138	14,05
8	233	0,11	150	96	9,09	32	-21,95	186	10,06
9	373	0,11	150	94	16,05	32	-3,03	200	0,00
Prosječna relativna pogreška / %					8,05		19,61		7,71

Rezultati numeričkih simulacija su uspoređeni s eksperimentalnim rezultatima za sve kombinacije razmatranih parametara obrade. Usporedba glavnih sila rezanja za ortogonalno rezanje dobivenih numeričkom analizom i eksperimentalnim ispitivanjima je prikazana na Slici 8.7. Usporedba posmičnih sila za ortogonalno rezanje dobivenih numeričkom analizom i eksperimentalnim ispitivanjima je prikazana na Slici 8.8.

8. Numerička analiza: procjena točnosti predviđanja sila rezanja i temperature u zoni rezanja za različite ulazne parametre



Slika 8.7. Usporedba vrijednosti glavne sile rezanja predviđene numeričkim postupkom i eksperimentalnih vrijednosti



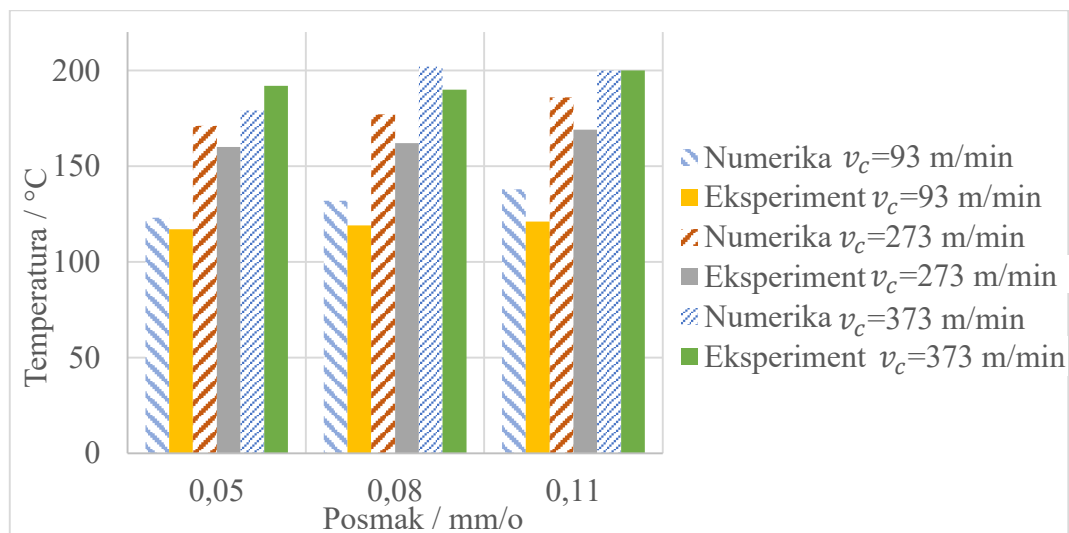
Slika 8.8. Usporedba vrijednosti posmične sile predviđene numeričkim postupkom i eksperimentalnih vrijednosti

U skladu s teorijskim i eksperimentalnim ispitivanjima, obje komponente sile rezanja rastu s porastom posmaka, a opadaju s porastom brzine rezanja. Pogreška u predviđanju glavne sile rezanja je značajnija kod većih brzina. To ukazuje da primijenjeni zakon očvršćivanja nije u potpunosti mogao obuhvatiti omekšavanje materijala uslijed povećanja temperature koje je uočljivije kod većih brzina deformacija. Međutim, glavna sila rezanja je dobro predviđena za sve kombinacije ulaznih parametara te je relativna pogreška unutar 16 % ($v_c = 373$ m/min, $f = 0,11$ mm/o). U svim simulacijama su posmične sile manje od eksperimentalnih rezultata.

8. Numerička analiza: procjena točnosti predviđanja sila rezanja i temperature u zoni rezanja za različite ulazne parametre

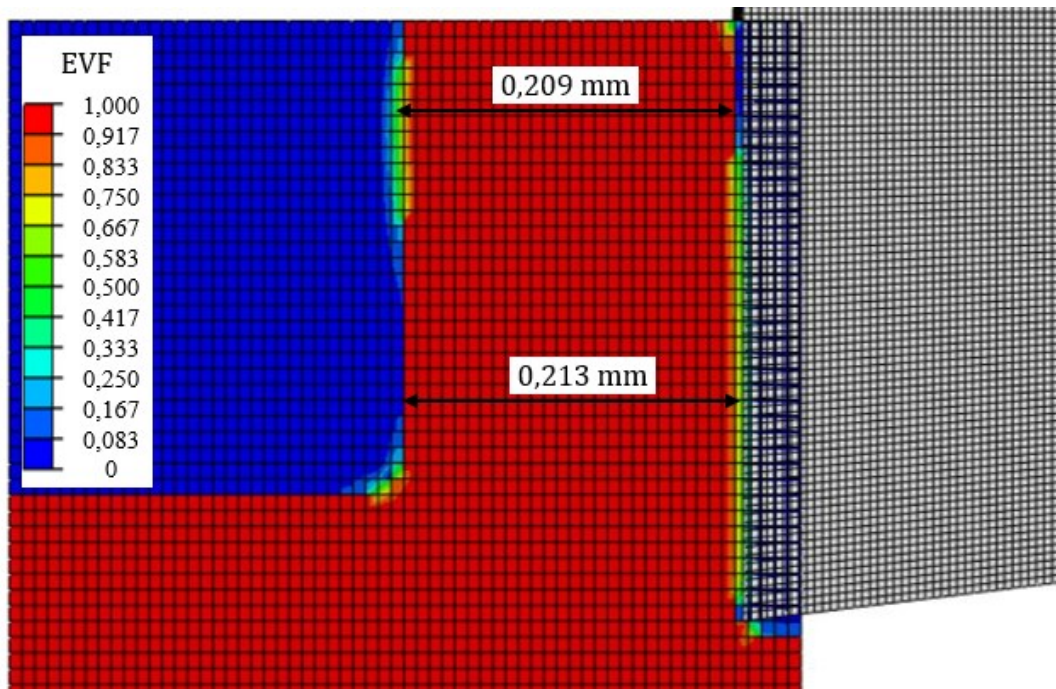
Posmične sile su lošije predviđene u odnosu na glavne sile te je maksimalna relativna pogreška 27,78 % ($v_c = 233$ m/min, $f = 0,08$ mm/o). Uzrok tome mogu biti definirani uvjeti dodira između obratka i alata. Najbolja predviđanja za obje komponente sile rezanja su za simulaciju pod rednim brojem dva ($v_c = 233$ m/min, $f = 0,05$ mm/o). Ovaj rezultat je očekivan jer je optimizacija veličine konačnog elementa kojim se diskretizira obradaka (poglavlje 7) provedena za parametre obrade najbližije parametrima obrade u simulaciji pod rednim brojem dva.

Usporedba temperature u zoni rezanja dobivene numeričkim postupkom i eksperimentalnim ispitivanjima je prikazana na Slici 8.9. U skladu s eksperimentalnim ispitivanjima, temperatura u zoni rezanja značajno raste s porastom brzine rezanja. Međutim, utjecaj porasta temperature nije dovoljan za smanjenje glavne sile rezanja. Temperatura u zoni rezanja je dobro predviđena za sve kombinacije ulaznih parametara te je relativna pogreška unutar 14 %.



Slika 8.9. Usporedba vrijednosti temperature u zoni rezanja predviđene numeričkim postupkom i eksperimentalnih vrijednosti

Kako bi se dodatno potvrdila točnost predstavljenog numeričkog modela, u istraživanje je uveden novi izlazni parametar: debljina odvojene čestice. Eksperimentalni rezultati debljine odvojene čestice su prikazani u Tablici 8.2. U numeričkoj analizi je debljina odvojene čestice određena pomoću već objašnjenog Eulerovog volumnog udjela materijala (poglavlje 4). Na Slici 8.10. prikazan je primjer određivanja debljine odvojene čestice.



Slika 8.10. Primjer raspodjele Eulerovog volumnog udjela materijala za $v_c = 373 \text{ m/min}$, $f = 0,08 \text{ mm/o}$

Usporedba eksperimentalnih i numeričkih modelom predviđenih debljina odvojene čestice za različite parametre obrade je prikazana u Tablici 8.2. Debljina odvojene čestice je dobro predviđena za sve kombinacije ulaznih parametara te je relativna pogreška unutar 16 %.

Tablica 8.2. Parametri obrade i rezultati mjerenja debljine odvojene čestice

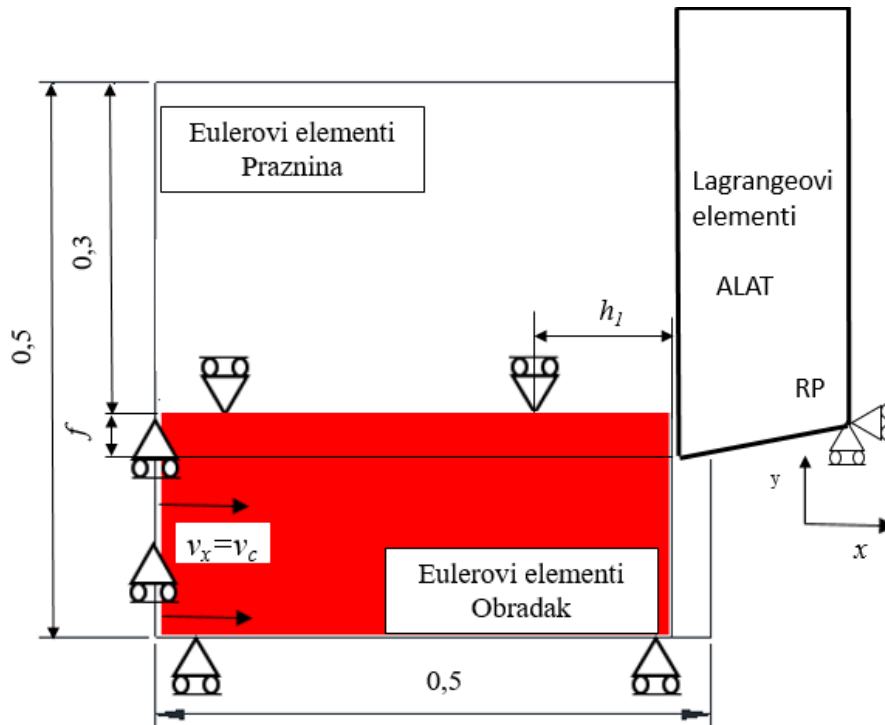
v_c m/min	f mm/o	h_1 (eksperiment) mm	h_1 (numerika) mm	Relativna pogreška %
93	0,05	0,180	0,165	-8,33
233	0,05	0,171	0,152	-11,11
373	0,05	0,163	0,138	-15,34
93	0,08	0,232	0,229	-1,29
233	0,08	0,220	0,212	-3,64
373	0,08	0,204	0,209	2,45
93	0,11	0,308	0,305	-0,97
233	0,11	0,268	0,283	5,60
373	0,11	0,252	0,251	-0,40

U ovom poglavlju je primijenjeno i opisano modeliranje ortogonalnog rezanja EN AW 6082 T6 legure u programskom paketu za analizu metodom konačnih elemenata. Između ostalog, primijenjen je Johnson-Cookov zakon očvršćivanja, Johnson-Cookov model

inicijacije kao kriterij za modeliranje stvaranja inicijalnog oštećenja te model baziran na efektivnom razdvajanju za modeliranje razvoja oštećenja do krajnjeg loma i Zorevljev model trenja. Obzirom da mala vrijednost smične granice tečenja obratka dovodi do vrlo male posmične sile te visoka vrijednost smične granice tečenja obratka dovodi do naglog pada glavne sile rezanja bez njenog naknadnog povećanja nužno je definirati optimalnu vrijednost smične granice tečenja što može zahtijevati veliki broj simulacija. Dodatna prepreka je što nema dovoljno dostupnih informacija o modelima koji opisuju oštećenje u materijalu. Također, iako su glavna sila rezanja, temperatura u zoni rezanja te debljina odvojene čestice zadovoljavajuće predviđene, odstupanja posmične sile su do 28 %. Može se zaključiti da je potrebno unaprijediti numerički model što će biti prikazano u sljedećim poglavljima.

8.2. Predviđanje sila rezanja i temperature u zoni rezanja za različite ulazne parametre primjenom unaprijeđenog numeričkog modela

U prethodnom poglavlju je zaključeno da je potrebno uskladiti više ulaznih parametara i postavki numeričkog modela ortogonalnog rezanja kako bi se predvidio realan proces odvajanja čestica. Također, uočeno je da su modeli koji opisuju oštećenje u materijalu, a koji se primjenjuju kao kriteriji za nastajanje odvojene čestice teško dostupni u literaturi. Ako se obradak diskretizira Eulerovim elementima, ne dolazi do distorzije elemenata odnosno mreže. U tom slučaju nije potrebno brisanje elemenata. Također, za aluminijske legure je karakteristična trakasta odvojena čestica. Zbog toga je u prvom koraku unaprijeđenja modela odlučeno izostaviti model koji opisuje oštećenje u materijalu. Međutim, da bi se simulirao realan proces nastajanja odvojene čestice potrebno je promijeniti rubne uvjete, Slika 8.11. Spriječeni su pomaci na gornjoj strani obratka. Duljina područja gdje nije spriječeno pomicanje gornje strane obratka u smjeru osi y jednaka je eksperimentalnim mjerenjima debljine odvojene čestice, Tablica 8.2. Važno je napomenuti da su vrijednosti debljina odvojene čestice ili koeficijenti sabijanja odvojene čestice uglavnom lako dostupni u literaturi. Ostale numeričke postavke i ulazni parametri su jednaki onima opisanim u prethodnom poglavlju.



Slika 8.11. Unaprijeđeni numerički model; prikaz obratka i alata u xy ravnini za primjer ortogonalnog rezanja.

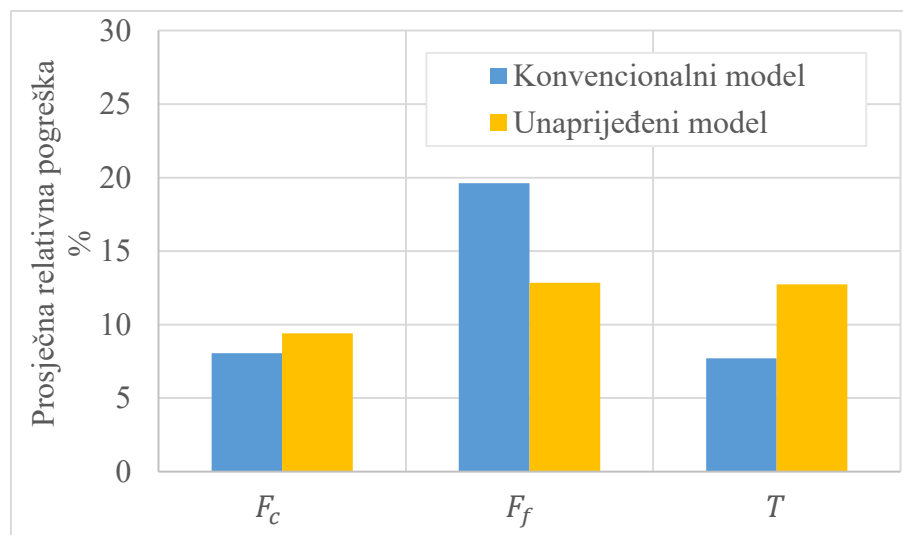
Rezultati komponenti sile rezanja i temperature odvojene čestice za definirani plan eksperimenata prikazani su u Tablici 8.3. U Tablici 8.3. su također prikazane relativne pogreške za promatrane izlazne veličine ortogonalnog rezanja ($F_{c,e}$, $F_{f,e}$, T_e). Glavna sila rezanja i posmična sila rastu s porastom posmaka, a opadaju s porastom brzine rezanja. Glavna sila rezanja je dobro predviđena za sve kombinacije ulaznih parametara te je relativna pogreška unutar 15 %. Primjenom unaprijeđenog numeričkog modela pogreška u predviđanju glavne sile rezanja je značajnija kod većih brzina. Uzrok tome je što primijenjeni zakon očvršćivanja ne može u potpunosti obuhvatiti omekšavanje materijala uslijed povećanja temperature koje je uočljivije kod većih brzina deformacija. Posmične sile su lošije predviđene u odnosu na glavne sile. Prosječna relativna pogreška za komponente sile rezanja i temperaturu u zoni rezanja za konvencionalni i unaprijeđeni numerički model prikazana je na Slici 8.12. Može se uočiti značajno poboljšanje u predviđanju posmične sile. Uzrok tome je nedovoljno eksperimentalnih podataka za opis oštećenja u materijalu. Kod unaprijeđenog matematičkog modela puno je veći prostor za istraživanje, a time i za unaprjeđenje modela trenja jer nema pojave naglog pada vrijednosti sile bez njihovog daljnjeg povećanja. Vrijednosti smične granice tečenja prikazane u Tablici 8.3. su određene metodom pokušaja i pogreške. Cilj je bio kompromis u pogrešci glavne sile rezanja i posmične sile. U ovom numeričkom modelu uočeno je da je u većini

8. Numerička analiza: procjena točnosti predviđanja sila rezanja i temperature u zoni rezanja za različite ulazne parametre

simulacija glavna sila rezanja veća nego u eksperimentalnim mjerenjima. Vrijednost glavne sile rezanja se može smanjiti smanjenjem smične granice tečenja međutim to uzrokuje i smanjenje posmične sile. Zbog toga je u većini simulacija vrijednost posmične sile manja od eksperimentalnih mjerenja.

Tablica 8.3. Ulazne veličine te rezultati numeričkih simulacija za unaprijeđeni numerički model; koeficijent prijelaza topline $100 \text{ kW/m}^2\text{K}$

Redni broj	v_c m/min	f mm/o	τ_Y MPa	F_c N/mm	$F_{c,e}$ %	F_f N/mm	$F_{f,e}$ %	T °C	T_e %
1	93	0,05	500	66	-1,49	37	-9,76	133	13,68
2	233	0,05	400	60	9,09	28	-9,68	183	14,38
3	373	0,05	300	56	14,29	22	-21,43	208	8,33
4	93	0,08	450	89	7,23	51	8,51	142	19,33
5	233	0,08	300	80	12,68	32	-11,11	187	15,43
6	373	0,08	240	73	12,31	25	-19,35	207	8,95
7	93	0,11	350	113	0,00	65	10,17	151	24,79
8	233	0,11	200	100	13,64	44	7,32	182	7,69
9	373	0,11	140	91	12,35	28	-15,15	204	2,00
Prosječna relativna pogreška / %					9,40		12,85		12,73



Slika 8.12. Usporedba numeričkih modela u predviđanju izlaznih veličina ortogonalnog rezanja

U skladu s eksperimentalnim ispitivanjima, temperatura u zoni rezanja značajno raste s porastom brzine rezanja. Obzirom da je za sve simulacije predviđena temperatura u zoni rezanja veća od eksperimentalne, u sljedećem koraku će se razmatrati utjecaj koeficijenta

8. Numerička analiza: procjena točnosti predviđanja sila rezanja i temperature u zoni rezanja za različite ulazne parametre

prijelaza topline na rezultate numeričkih simulacija. Određen je koeficijent prijelaza topline od $150 \text{ kW/m}^2\text{K}$, a ostale numeričke postavke i ulazni parametri su nepromijenjeni. Vrijednosti smične granice tečenja prikazane u Tablici 8.4. su ponovno određene metodom pokušaja i pogreške te je cilj bio kompromis u pogrešci glavne sile rezanja i posmične sile. U Tablici 8.4. su prikazani rezultati numeričkih simulacija te relativne pogreške za promatrane izlazne veličine ortogonalnog rezanja.

Tablica 8.4. Ulazne veličine te rezultati numeričkih simulacija za unaprijedni numerički model; koeficijent prijelaza topline $150 \text{ kW/m}^2\text{K}$

Redni broj	v_c m/min	f mm/o	τ_Y MPa	F_c N/mm	$F_{c,e}$ %	F_f N/mm	$F_{f,e}$ %	T °C	T_e %
1	93	0,05	500	66	-1,49	37	-9,76	120	2,56
2	233	0,05	400	61	10,91	28	-9,68	173	8,13
3	373	0,05	300	54	10,20	21	-25,00	199	3,65
4	93	0,08	400	88	6,02	48	2,13	126	5,88
5	233	0,08	300	81	14,08	32	-11,11	177	9,26
6	373	0,08	250	76	16,92	28	-9,68	202	6,32
7	93	0,11	300	114	0,88	63	6,78	133	9,92
8	233	0,11	200	98	11,36	40	-2,44	178	5,33
9	373	0,11	150	91	12,35	27	-18,18	199	-0,50
Prosječna relativna pogreška / %					9,36		10,53		5,73

Temperatura u zoni rezanja je bolje predviđena za sve simulacije te je relativna pogreška manja od 10 %. Zbog toga će se u nastavku rada primijeniti koeficijent prijelaza topline $150 \text{ kW/m}^2\text{K}$. Važno je uočiti da iako su prosječne relativne pogreške za komponente sile rezanja oko 10 % ta odstupanja za pojedine kombinacije ulaznih parametara su do 25 % (eksperiment pod rednim brojem tri, posmična sila). Veće pogreške u predviđanju glavne sile rezanja i posmične sile su za slučajeve kada je veća brzina rezanja, odnosno veća brzina deformacije i više temperature. Iako su parametri JC zakona lako dostupni, ovaj zakon ima određene nedostatke. Može se zaključiti da Johnson-Cookov zakon očvršćivanja ne može dobro opisati ponašanje materijala pri povišenim temperaturama. Uzrok tome može biti što u ovom zakonu nije obuhvaćen međusobni utjecaj deformacije, brzine deformacije i temperature. Zbog navedenog je u nastavku rada istražen utjecaj različitih zakona očvršćivanja na rezultate numeričkih simulacija.

9. NUMERIČKO PREDVIĐANJE ORTOGONALNOG REZANJA PRIMJENOM RAZVIJENIH MODELA TE RAZLIČITIH ZAKONA OČVRŠĆIVANJA

Obzirom da programski paket za analizu metodom konačnih elemenata ABAQUS / Explicit nema ugrađene sve zakone očvršćivanja, pojedine zakone je potrebno implementirati primjenom potprograma VUHARD. Potprogram se sastoji od napisanih pripadnih kodova koji opisuju očvršćivanje materijala s promjenom deformacije, brzine deformacije te temperature odnosno jednadžbu naprezanja tečenja. Potprogram treba sadržavati i parcijalne derivacije naprezanja tečenja po ekvivalentnoj plastičnoj deformaciji, ekvivalentnoj brzini plastične deformacije i temperaturi ($\dot{\varepsilon}_p, \bar{\varepsilon}_p, T$). Pripadni kodovi izrađeni su u programskom paketu FORTRAN. Točnost izrađenih kodova je ispitana različitim opterećivanjem jednog konačnog elementa. U prvoj fazi su uspoređeni rezultati simulacija vlačnog testa i smičnog testa primjenom već ugrađenog Johnson-Cookovog zakona očvršćivanja te primjenom Johnson-Cookovog zakona očvršćivanja implementiranog preko programskog paketa FORTRAN. Za oba modela su primijenjene iste značajke materijala EN AW 6082 T6 koje su prikazane u Tablici 5.2. i Tablici 7.3. Primjer VUHARD potprograma za JC zakon očvršćivanja prikazan je u Prilogu A. U potprogramu, Johnson-Cookov zakon očvršćivanja je zapisan prema jednadžbi (3.49.) Parcijalne derivacije naprezanja tečenja su također zapisane u potprogramu, a za Johnson-Cookov zakon očvršćivanja glase:

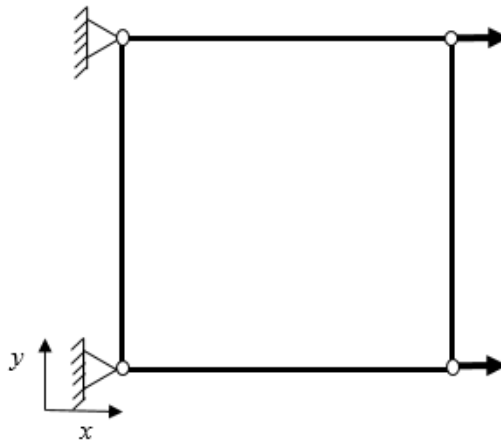
$$\frac{\partial \sigma_y}{\partial \bar{\varepsilon}_p} = [nB\bar{\varepsilon}_p^{n-1}] \left[1 + C \ln \frac{\dot{\varepsilon}_p}{\dot{\varepsilon}_0} \right] \left[1 - \left(\frac{T - T_0}{T_T - T_0} \right)^m \right] \quad (9.1.)$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial \sigma_y}{\partial \dot{\varepsilon}_p} &= [A + B\bar{\varepsilon}_p^n] \left[\frac{C}{\dot{\varepsilon}_p} \right] \left[1 - \left(\frac{T - T_0}{T_T - T_0} \right)^m \right] \text{ za } \dot{\varepsilon}_p \geq \dot{\varepsilon}_0 \\ \frac{\partial \sigma_y}{\partial \dot{\varepsilon}_p} &= 0 \text{ za } \dot{\varepsilon}_p \leq \dot{\varepsilon}_0 \end{aligned} \quad (9.2.)$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial \sigma_y}{\partial T} &= [A + B\bar{\varepsilon}_p^n] \left[1 + C \ln \frac{\dot{\varepsilon}_p}{\dot{\varepsilon}_0} \right] \left[\frac{-m}{T - T_0} \left(\frac{T - T_0}{T_T - T_0} \right)^m \right] \text{ za } T \in [T_0, T_T] \\ \frac{\partial \sigma_y}{\partial T} &= 0 \text{ za } T \notin [T_0, T_T] \end{aligned} \quad (9.3.)$$

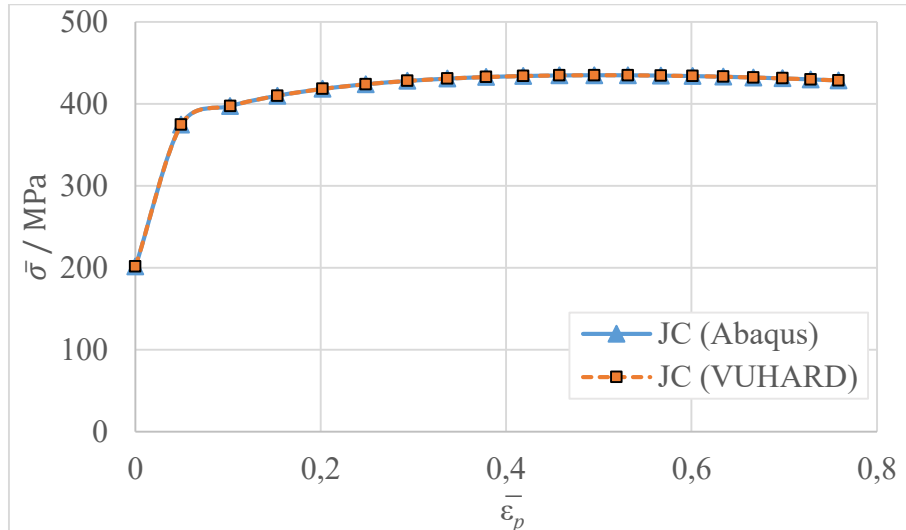
9.1. Vlačni test i test smicanja za jedan konačni element

Testovi na jednom konačnom elementu se često primjenjuju zbog njihove jednostavnosti, a služe za proučavanje ponašanja materijala uslijed djelovanja vanjskih sila. U ovom radu je primijenjen 4-čvorni pravokutni konačni element s uključenom reduciranom integracijom, CPE4RT (engl. 4-node bilinear displacement and temperature, reduced integration with hourglass control element). Primijenjena je spregnuta toplinsko-mehanička analiza jer je razmatrano i stvaranje topline zbog plastičnih deformacija. Za 2D element je definirano ravninsko stanje deformacije te su spriječeni pomaci lijevih čvorova dok je desnim čvorovima zadana brzina u smjeru osi x ($v = 1000$ mm/s), Slika 9.1. Veličina elementa je 10 mm u smjeru osi x i u smjeru osi y .



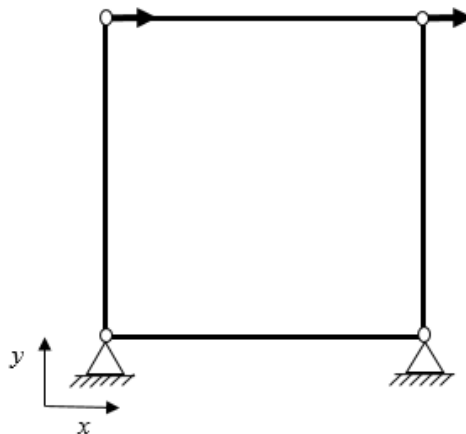
Slika 9.1. Rubni uvjeti končanog elementa opterećenog na vlačno naprezanje

Ovisnost von Mises naprezanja o ekvivalentnoj plastičnoj deformaciji za vlačni test je prikazana na Slici 9.2. Može se uočiti da su rezultati gotovo izjednačeni za oba modela tj. za model gdje je primijenjen već ugrađeni JC zakon očvršćivanja (JC Abaqus) i za model gdje je implementiran JC zakon očvršćivanja (JC VUHARD). Na kraju simulacije ($\bar{\epsilon}_p = 0,759$) temperatura konačnog elementa je 133,5 °C za oba modela.



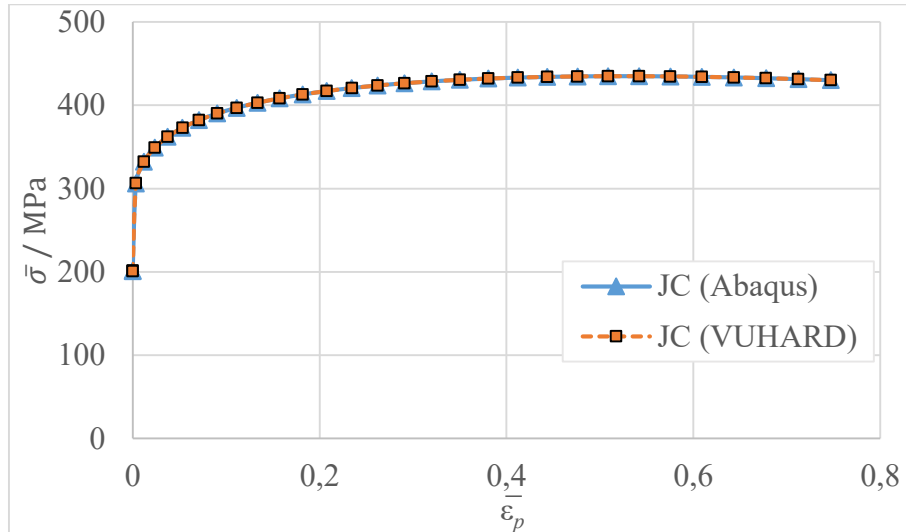
Slika 9.2. Rezultati simulacija vlačnog testa

Za smični test su promijenjeni rubni uvjeti, Slika 9.3. Spriječeni su pomaci donjih čvorova, a gornjim čvorovima je zadana brzina u smjeru osi x ($v = 1000$ mm/s).



Slika 9.3. Rubni uvjeti konačnog elementa opterećenog na smicanje

Ovisnost von Mises naprezanja o ekvivalentnoj plastičnoj deformaciji za smični test je prikazana na Slici 9.4. Može se uočiti da su i za ovaj test rezultati gotovo izjednačeni za oba modela (JC Abaqus i JC VUHARD). Na kraju simulacije ($\bar{\varepsilon}_p = 0,747$) temperatura konačnog elementa je $131,5$ °C za oba modela. Ovim testovima je provjerena ispravnost VUHARD potprograma.



Slika 9.4. Rezultati simulacija smičnog testa

9.2. Zerilli-Armstrongov zakon očvršćivanja

Zerilli-Armstrongov zakon očvršćivanja je također implementirani preko programskog paketa FORTRAN, a za aluminijske legure glasi:

$$\sigma_y = C_0' + C_2' \bar{\epsilon}_p^{0,5} e^{\left(-C_3' T + C_4' T \ln \frac{\dot{\bar{\epsilon}}_p}{\dot{\bar{\epsilon}}_0}\right)} \quad (9.4.)$$

Parcijalne derivacije napreznja tečenja su također zapisane u potprogramu, a za Zerilli-Armstrongov zakon očvršćivanja glase:

$$\frac{\partial \sigma_y}{\partial \bar{\epsilon}_p} = 0,5 C_2' \bar{\epsilon}_p^{-0,5} e^{\left(-C_3' T + C_4' T \ln \frac{\dot{\bar{\epsilon}}_p}{\dot{\bar{\epsilon}}_0}\right)} \quad (9.5.)$$

$$\frac{\partial \sigma_y}{\partial \dot{\bar{\epsilon}}_p} = C_2' \bar{\epsilon}_p^{0,5} e^{\left(-C_3' T + C_4' T \ln \frac{\dot{\bar{\epsilon}}_p}{\dot{\bar{\epsilon}}_0}\right)} \frac{C_4' T}{\dot{\bar{\epsilon}}_p} \quad (9.6.)$$

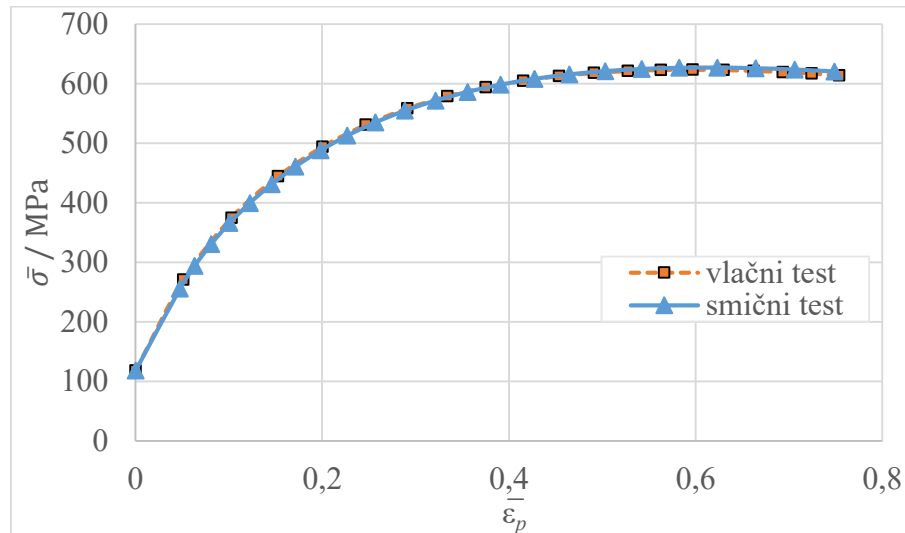
$$\frac{\partial \sigma_y}{\partial T} = C_2' \bar{\epsilon}_p^{0,5} e^{\left(-C_3' T + C_4' T \ln \frac{\dot{\bar{\epsilon}}_p}{\dot{\bar{\epsilon}}_0}\right)} \left(-C_3' + C_4' \ln \frac{\dot{\bar{\epsilon}}_p}{\dot{\bar{\epsilon}}_0}\right) \quad (9.7.)$$

Vrijednosti parametara Zerilli-Armstrongovog zakona očvršćivanja za leguru EN AW 6082 T6 su preuzete iz literature [158] te su prikazane u Tablici 9.1.

Tablica 9.1. Parametri Zerilli-Armstrongovog zakona očvršćivanja za EN AW 6082 T6 [158]

C'_0 /MPa	C'_2 /MPa	C'_3 /K ⁻¹	C'_4 /K ⁻¹	$\dot{\epsilon}_0$ /s ⁻¹
0	3551,4	0,00341	0,000057	10 500

Točnost izrađenih kodova je ispitana već objašnjenom procedurom opterećivanja jednog konačnog elementa (poglavlje 9.1.). Na Slici 9.5. prikazani su rezultati vlačnog i smičnog testa za modele gdje je primijenjen Zerilli-Armstrongov zakon očvršćivanja. Temperatura elementa na kraju simulacije ($\bar{\epsilon}_p = 0,754$) za vlačni test je 162 °C dok je temperatura elementa na kraju simulacije ($\bar{\epsilon}_p = 0,749$) za smični test 161 °C.

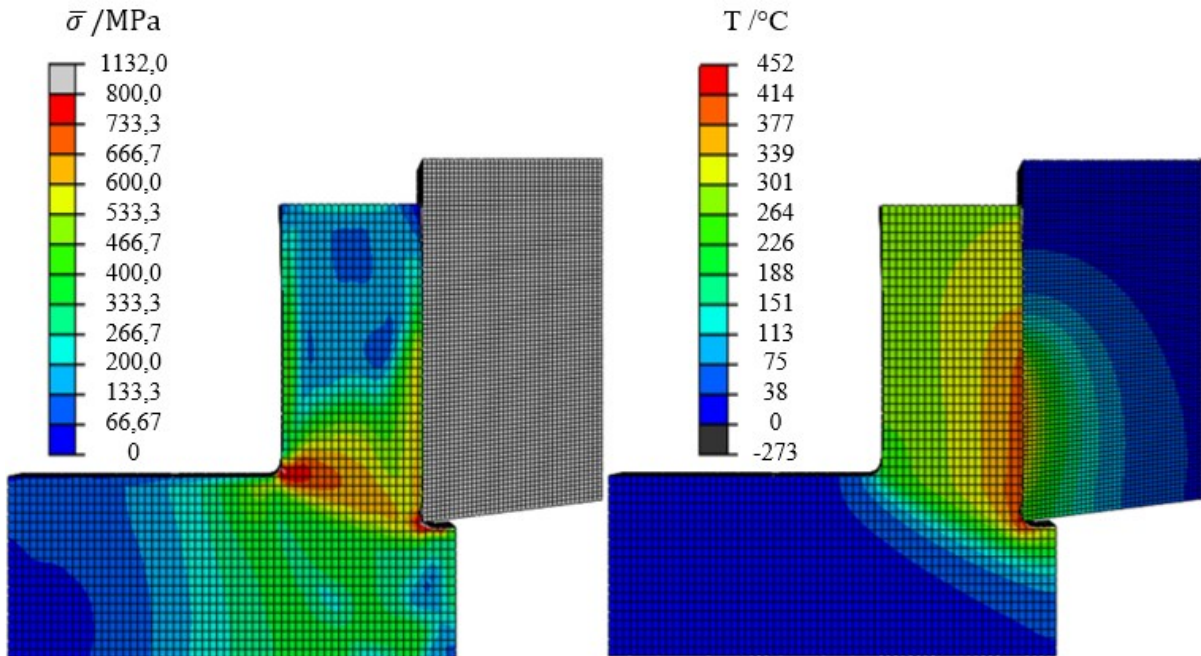


Slika 9.5. Rezultati simulacija za Zerilli-Armstrongov zakon očvršćivanja

U sljedećem koraku je Zerilli-Armstrongov zakon očvršćivanja primijenjen za simulaciju postupka obrade ortogonalnog rezanja. Parametri obrade su $v_c = 373$ m/min i $f = 0,05$ mm/o. Ostali ulazni parametri i numeričke postavke su jednaki onima opisanim u poglavlju 8.2.

Na Slici 9.6. prikazana je raspodjela ekvivalentnog von Mises naprezanja u obratku i odvojenoj čestici te raspodjela temperature u zoni rezanja. Predviđena glavna sila rezanja 96 N/mm (relativna pogreška 96 %) te posmična sila 59 N/mm (relativna pogreška 111 %) su značajno veće od eksperimentalnih podataka te od predviđanja primjenom JC zakona očvršćivanja. Također je previđena i značajno veća temperatura u zoni rezanja 309 °C (relativna pogreška 61 %). Uzrok tome je što s odabranim parametrima Zerilli-Armstrongova zakona očvršćivanja javljaju se veća naprezanja u obratku te se stvara veći otpor prilikom

rezanja ovakvog materijala. To uzrokuje povećanje komponenti sile rezanja te povećanje temperature u zoni rezanja.



Slika 9.6. Rezultati dobiveni numeričkim postupkom; raspodjela ekvivalentnog naprezanje u obratku i odvojenoj čestici te raspodjela temperature u zoni rezanja za Zerilli-Armstrongov zakon očvršćivanja i $v_c=373$ m/min, $f = 0,05$ mm/o

9.3. Izmijenjeni Zerilli-Armstrongov zakon očvršćivanja

Nakon što je uočeno da Zerilli-Armstrongov zakon očvršćivanja s odabranim parametrima iz literature nije pogodan za predviđanje procesa odvajanja čestica u razmatranje je uzet i izmijenjen Zerilli-Armstrongov zakon očvršćivanja [159]. Obzirom da u literaturi nisu pronađene vrijednosti parametara izmijenjenog Zerilli-Armstrongovog zakona očvršćivanja, u nastavku je prikazan postupak određivanja vrijednosti parametara na temelju poznatih krivulja očvršćivanja iz literature [150].

Izmijenjeni Zerilli-Armstrongov zakon očvršćivanja glasi [159]:

$$\sigma_y = (C_1 + C_2 \bar{\epsilon}_p^{n_z}) e^{\left[-(C_3 + C_4 \bar{\epsilon}_p)(T - T_0) + (C_5 + C_6(T - T_0)) \ln \frac{\dot{\bar{\epsilon}}_p}{\dot{\bar{\epsilon}}_0} \right]} \quad (9.8.)$$

gdje su $C_1, C_2, C_3, C_4, C_5, C_6, n_z$ parametri izmijenjenog Zerilli-Armstrongovog zakona očvršćivanja.

Za slučaj kada je ekvivalentna brzina plastične deformacije jednaka referentnoj izraz (9.8.) se pojednostavljuje:

$$\sigma_y = (C_1 + C_2 \bar{\epsilon}_p^{n_z}) e^{-(C_3 + C_4 \bar{\epsilon}_p)(T - T_0)} \quad (9.9.)$$

Logaritmiranjem prethodnog izraza slijedi:

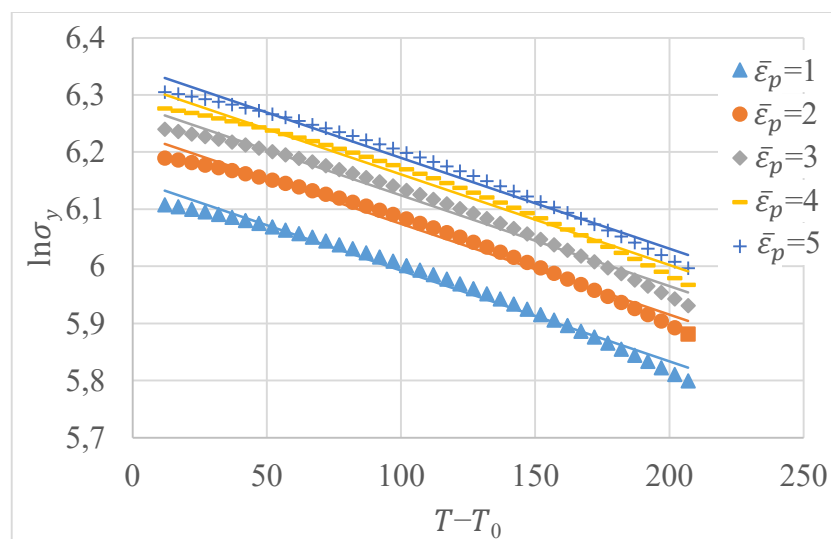
$$\ln \sigma_y = \ln(C_1 + C_2 \bar{\epsilon}_p^{n_z}) - (C_3 + C_4 \bar{\epsilon}_p)(T - T_0) \quad (9.10.)$$

Iz jednadžbe (9.10.) vidljivo je da se vrijednost izraza $-(C_3 + C_4 \bar{\epsilon}_p)$ može odrediti iz nagiba pravaca (S_1) koji predstavljaju ovisnost napreznja ($\ln \sigma_y$) o temperaturi ($T - T_0$) za različite ekvivalentne plastične deformacije (Slika 9.7.):

$$S_1 = -(C_3 + C_4 \bar{\epsilon}_p) \quad (9.11.)$$

Također, vrijednost izraza $\ln(C_1 + C_2 \bar{\epsilon}_p^{n_z})$ može se odrediti iz odsječaka (L_1) na osi y tih pravaca:

$$L_1 = \ln(C_1 + C_2 \bar{\epsilon}_p^{n_z}) \quad (9.12.)$$



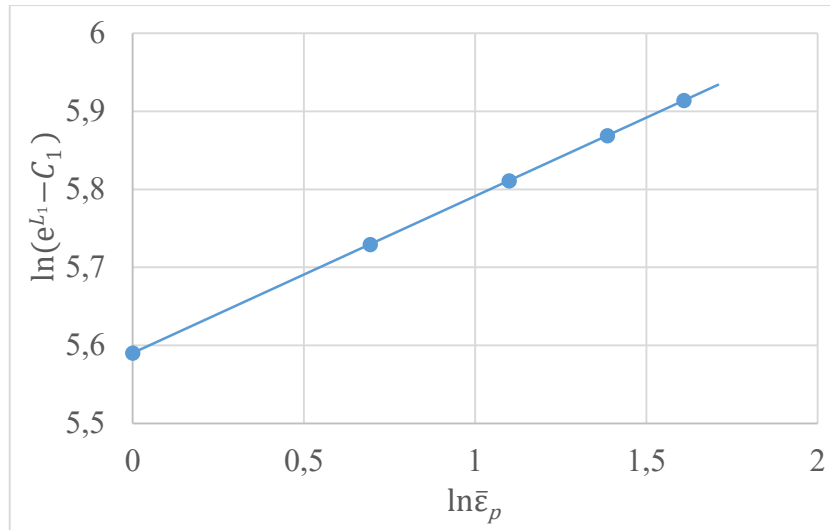
Slika 9.7. Ovisnost $\ln \sigma$ o $T - T_0$ za različite ekvivalentne plastične deformacije

Vrijednost parametara $-C_3$ i $-C_4$ se može odrediti iz vrijednosti odsjeka odnosno nagiba pravca koji predstavlja ovisnost S_1 o $\bar{\epsilon}_p$. Obzirom da su pravci na Slici 9.7 paralelni, parametar C_4 je nula, a $C_3 = 0,0015875$.

Nakon potenciranja i ponovnog logaritmiranja izraza (9.12.) slijedi:

$$\ln(e^{L_1} - C_1) = \ln C_2 + n_z \ln \bar{\epsilon}_p \quad (9.13.)$$

Vrijednost parametra C_1 se određuje za referentnu temperaturu i referentnu ekvivalentnu brzinu plastične deformacije te je ona jednaka vrijednosti parametra A u Johnson-Cookovom zakonu očvršćivanja (201,55 MPa). Vrijednosti parametara n_z i C_2 mogu se odrediti iz nagiba odnosno odsjeka pravca koji predstavlja ovisnost $\ln(e^{L_1} - C_1)$ o $\ln \bar{\epsilon}_p$, Slika 9.8. Izračunate vrijednosti su $n_z = 0,201$ te $C_2 = 267,79$ MPa.



Slika 9.8. Ovisnost $\ln(e^{L_1} - C_1)$ o $\ln \bar{\epsilon}_p$

Logaritmiranjem izraza (9.9.) slijedi:

$$\ln \sigma_y = \ln(C_1 + C_2 \bar{\epsilon}_p^{n_z}) - (C_3 + C_4 \bar{\epsilon}_p)(T - T_0) + (C_5 + C_6(T - T_0)) \ln \frac{\dot{\bar{\epsilon}}_p}{\dot{\bar{\epsilon}}_0} \quad (9.14.)$$

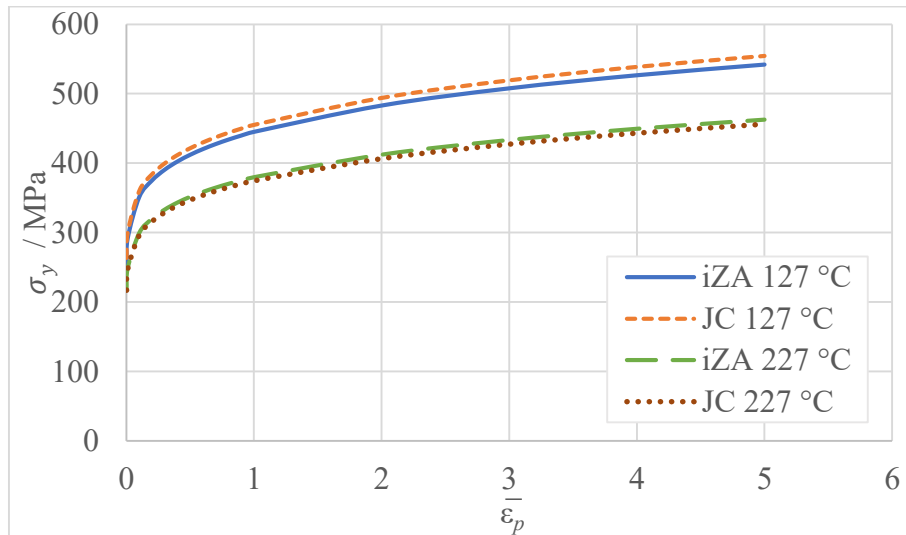
Iz nagiba pravaca (S_2) koji predstavljaju ovisnost $\ln \sigma_y$ o $\ln \frac{\dot{\bar{\epsilon}}_p}{\dot{\bar{\epsilon}}_0}$ za različite temperature i deformacije, može se odrediti vrijednost izraza $(C_5 + C_6(T - T_0))$. Zatim, vrijednosti parametara C_5 i C_6 mogu se odrediti iz odsječaka odnosno nagiba pravaca koji predstavljaju ovisnost S_2 o $T - T_0$. Određena je vrijednost parametara $C_6 = 0$ (pravci su paralelni) te

$C_5 = 0,00848$. Vrijednosti parametara izmijenjenog Zerilli-Armstrongovog zakona očvršćivanja za EN AW 6082 T6 su prikazane u Tablici 9.2.

Tablica 9.2. Parametri izmijenjenog Zerilli-Armstrongovog zakona očvršćivanja za EN AW 6082 T6

C_1 /MPa	C_2 /MPa	C_3	C_4	C_5	C_6	n_z	$\dot{\epsilon}_0/s^{-1}$
201,55	267,79	0,00159	0	0,00848	0	0,201	0,001

Usporedba krivulja Johnson-Cookovog (JC) zakona očvršćivanja i krivulja izmijenjenog Zerilli-Armstrongovog (iZA) zakona očvršćivanja za razmatranu vrijednost $\dot{\epsilon}_p = 1000 \text{ s}^{-1}$ je prikazana na Slici 9.9.



Slika 9.9. Ovisnost naprezanja tečenja o ekvivalentnoj plastičnoj deformaciji za različite zakone očvršćivanja pri razmatranj vrijednosti $\dot{\epsilon}_p = 1000 \text{ s}^{-1}$

U potprogram su zapisani izmijenjeni Zerilli-Armstrongov zakon očvršćivanja te parcijalne derivacije navedenog zakona koje glase:

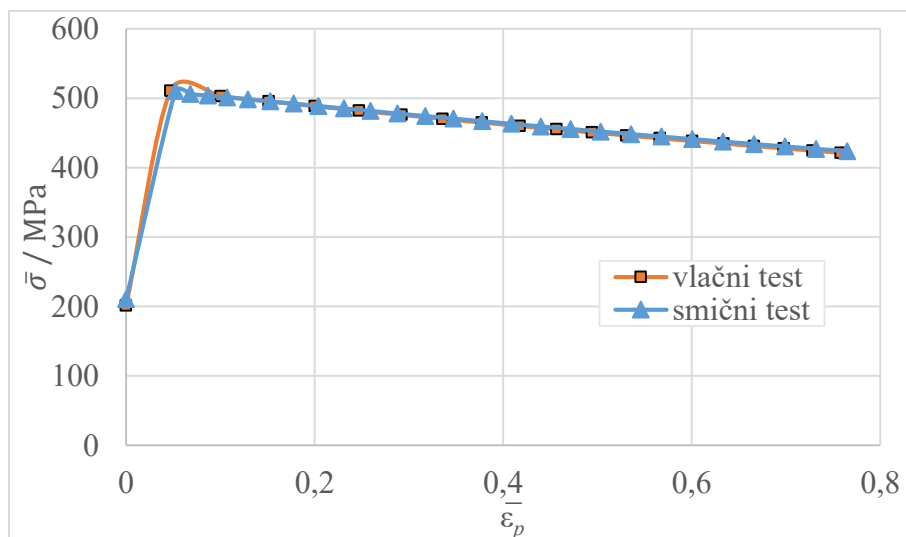
$$\frac{\partial \sigma_y}{\partial \bar{\epsilon}_p} = (n_z C_2 \bar{\epsilon}_p^{n_z - 1}) e^{\left[-(C_3 + C_4 \bar{\epsilon}_p)(T - T_0) + (C_5 + C_6(T - T_0)) \ln \frac{\dot{\epsilon}_p}{\dot{\epsilon}_0} \right]} - C_4(T - T_0) \quad (9.15.)$$

$$(C_2 \bar{\epsilon}_p^{n_z} + C_1) e^{\left[-(C_3 + C_4 \bar{\epsilon}_p)(T - T_0) + (C_5 + C_6(T - T_0)) \ln \frac{\dot{\epsilon}_p}{\dot{\epsilon}_0} \right]}$$

$$\frac{\partial \sigma_y}{\partial \dot{\bar{\epsilon}}_p} = \left\{ (C_5 + C_6(T - T_0))(C_2 \bar{\epsilon}_p^{n_z} + C_1) e^{\left[-(C_3 + C_4 \bar{\epsilon}_p)(T - T_0) + (C_5 + C_6(T - T_0)) \ln \frac{\dot{\bar{\epsilon}}_p}{\dot{\bar{\epsilon}}_0} \right]} \right\} / \dot{\bar{\epsilon}}_p \quad (9.16.)$$

$$\frac{\partial \sigma_y}{\partial T} = \left[C_6 \ln \frac{\dot{\bar{\epsilon}}_p}{\dot{\bar{\epsilon}}_0} - (C_3 + C_4 \bar{\epsilon}_p) \right] (C_2 \bar{\epsilon}_p^{n_z} + C_1) e^{\left[-(C_3 + C_4 \bar{\epsilon}_p)(T - T_0) + (C_5 + C_6(T - T_0)) \ln \frac{\dot{\bar{\epsilon}}_p}{\dot{\bar{\epsilon}}_0} \right]} \quad (9.17.)$$

Točnost izrađenih kodova je ispitana već objašnjenom procedurom opterećivanja jednog konačnog elementa (poglavlje 9.1.). Na Slici 9.10. prikazani su rezultati vlačnog i smičnog testa za modele gdje je primijenjen izmijenjeni Zerilli-Armstrongov zakon očvršćivanja. Temperatura elementa na kraju simulacije ($\bar{\epsilon}_p = 0,758$) za vlačni test je 146 °C dok je temperatura elementa na kraju simulacije ($\bar{\epsilon}_p = 0,765$) za smični test 143 °C.

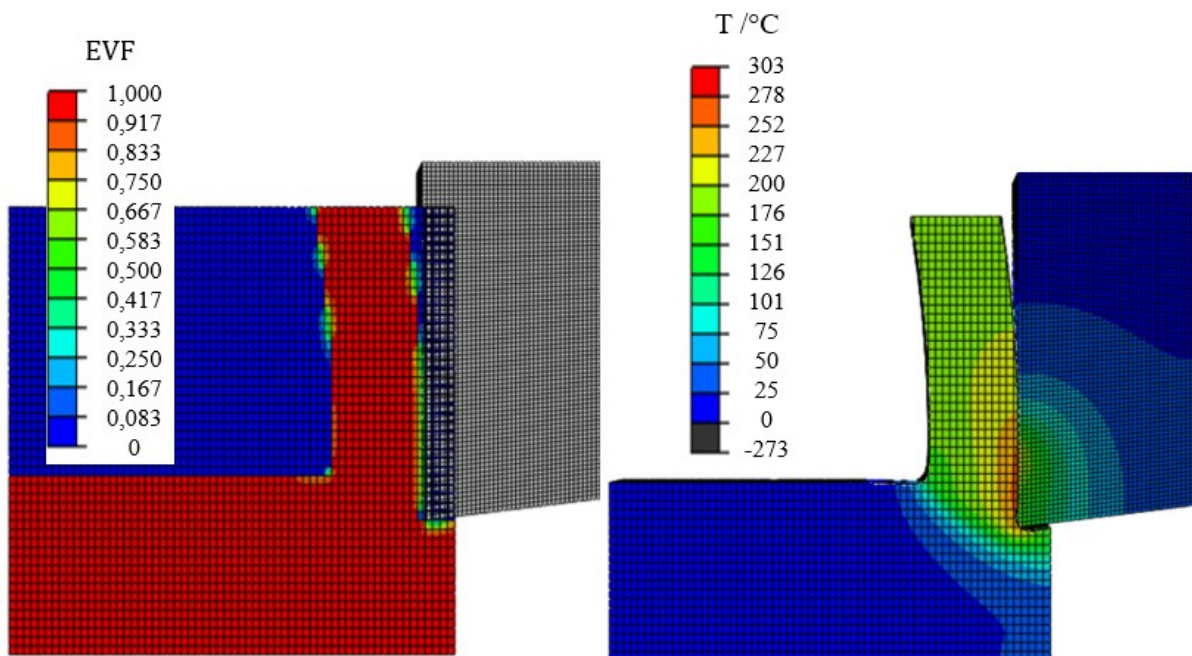


Slika 9.10. Rezultati simulacija za izmijenjeni Zerilli-Armstrongov zakon očvršćivanja

U sljedećem koraku je Zerilli-Armstrongov zakon očvršćivanja primijenjen za simulaciju ortogonalnog rezanja. Parametri obrade su $v_c = 373$ m/min i $f = 0,05$ mm/o. Ostali ulazni parametri i numeričke postavke su jednaki onima opisanim u poglavlju 8.2.

Na Slici 9.11. Prikazan je izgled odvojene čestice te raspodjela temperature u zoni rezanja za $v_c = 373$ m/min, $f = 0,05$ mm/o i izmijenjeni Zerilli-Armstrongov zakon očvršćivanja.

Predviđena debljina odvojene čestice je manja od 0,1 mm što je znatno manje od eksperimentalnih mjerenja (0,163 mm). Prosječna temperatura u odvojenoj čestici je 202 °C (relativna pogreška 4,95 %). Predviđena je glavna sila rezanja s relativnim odstupanjem -2,04 % (48 N/mm). S druge strane, posmična sila je lošije predviđena te je relativno odstupanje -14,29 %. Primjenom izmijenjenog Zerilli-Armstrongovog zakona očvršćivanja dobiva se manja debljina odvojene čestice što znači da je manji otpor prilikom rezanja. To uzrokuje smanjenje komponenti sile rezanja. Primijenjeni zakon očvršćivanja obuhvatio je omekšavanje materijala pri povišenim temperaturama. Obzirom da su za ovu kombinaciju parametara obrade odstupanja u predviđanju posmične sile veća od prihvatljivih (do cca. 10 %), ostale kombinacije parametara obrade nisu razmatrane.



Slika 9.11. Rezultati dobiveni numeričkim postupkom; raspodjela Eulerovog volumnog udjela materijala te raspodjela temperature u zoni rezanja za izmijenjeni Zerilli-Armstrongov zakon očvršćivanja i $v_c=373$ m/min, $f = 0,05$ mm/o

9.4. JCA zakon očvršćivanja

Obzirom da najčešće korišteni zakoni očvršćivanja (JC i ZA) nisu u potpunosti prikladni za opis ponašanja aluminijske legure tijekom ortogonalnog rezanja potrebno je proučiti zakone očvršćivanja koji bi mogli objasniti dodatno omekšavanje te obuhvatiti međusobni utjecaj temperature i brzine deformacije. Zakon očvršćivanja temeljen na Arrheniusovoj jednadžbi

opisuje ponašanje materijala za različite temperature i brzine deformacije. Model uključuje Zener-Hollomonov parametar koji opisuje utjecaj temperature i brzine deformacije na ponašanje materijala [21]:

$$Z = \dot{\epsilon}_p e^{\frac{Q}{RT}} \quad (9.18.)$$

Ekvivalentna brzina plastične deformacije se može zapisati [22]:

$$\dot{\epsilon}_p = A' F(\sigma_y) e^{-\frac{Q}{RT}} \quad (9.19.)$$

gdje je:

$$F(\sigma_y) = [\sinh(\alpha\bar{\sigma})]^{n_a} \quad (9.20.)$$

Iz jednadžbi (9.18.) i (9.20.) proizlazi:

$$\sigma_y = \frac{1}{\alpha} \ln \left\{ \left(\frac{Z}{A'} \right)^{1/n_a} + \left[\left(\frac{Z}{A'} \right)^{2/n_a} + 1 \right]^{1/2} \right\} \quad (9.21.)$$

Određivanje parametara Arrheniusovog zakona očvršćivanja

Za mala naprezanja ($\alpha\sigma_y < 0,8$) iz jednadžbi (9.19.) i (9.20.) slijedi izraz:

$$\dot{\epsilon}_p = A_1 \sigma_y^{n_1} \quad (9.22.)$$

dok za velika naprezanja ($\alpha\sigma_y > 1,2$) iz jednadžbi (9.19.) i (9.20.) slijedi izraz:

$$\dot{\epsilon}_p = A_2 e^{\beta\sigma_y} \quad (9.23.)$$

gdje su A_1 , A_2 , n_1 i β parametri Arrheniusovog zakona očvršćivanja.

U nastavku je prikazan postupak određivanja vrijednosti parametara na temelju poznatih krivulja očvršćivanja iz literature [150].

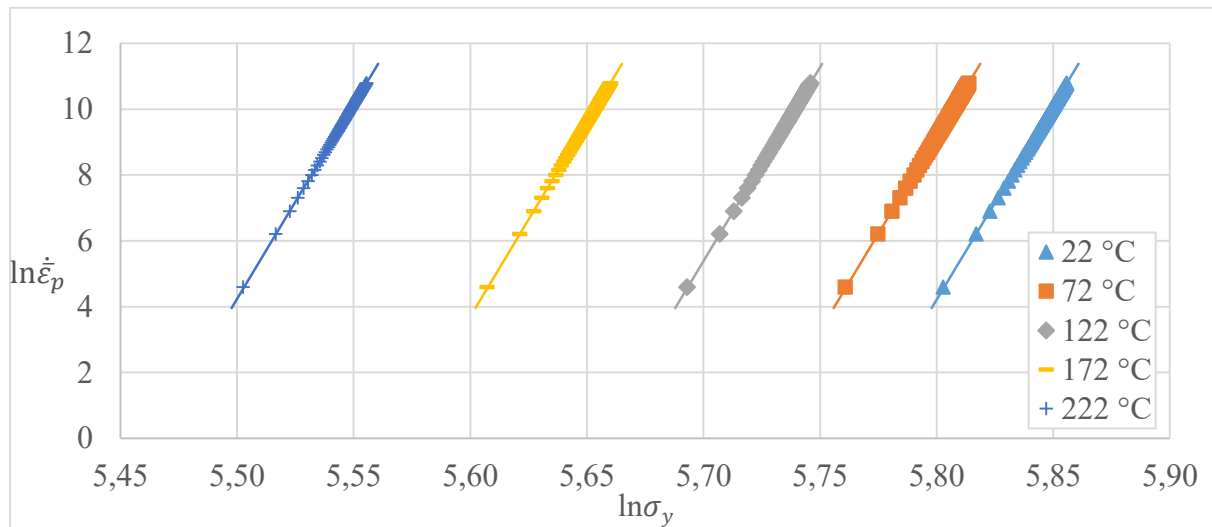
Logaritmiranjem izraza (9.22.) i (9.23.) slijedi:

$$\ln \dot{\epsilon}_p = \ln A_1 + n_1 \ln \sigma_y \quad (9.24.)$$

$$\ln \dot{\epsilon}_p = \ln A_2 + \beta \sigma_y \quad (9.25.)$$

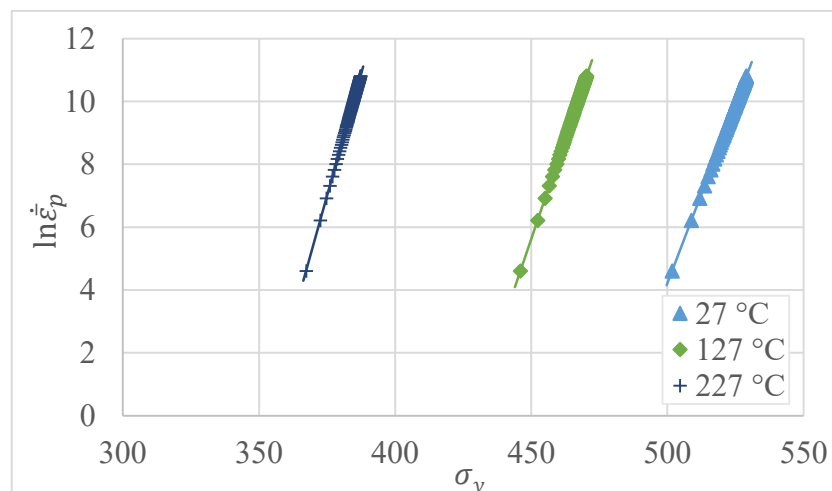
Iz jednadžbe (9.24.) vidljivo je da se vrijednost parametra n_1 može odrediti iz nagiba pravaca koji predstavljaju ovisnost $\ln \dot{\epsilon}_p$ o $\ln \sigma_y$ za različite temperature, Slika 9.12. Odabrana

ekvivalentna plastična deformacija je konstantna te iznosi 0,01. Može se uočiti da su pravci približno paralelni te da temperatura nema utjecaj na vrijednost parametra n_1 .



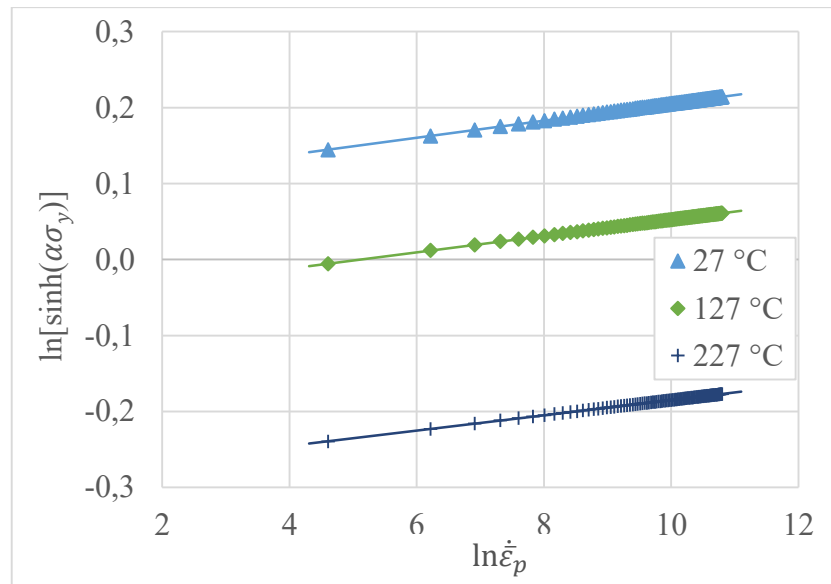
Slika 9.12. Ovisnost $\ln \dot{\epsilon}_p$ o $\ln \sigma_y$ za različite temperature i razmatranu vrijednost $\bar{\epsilon}_p = 0,01$

Vrijednost parametra β može se odrediti iz nagiba pravaca koji predstavljaju ovisnost $\ln \dot{\epsilon}_p$ o σ_y za različite temperature i različite ekvivalentne plastične deformacije, jednadžba (9.25.). Odabrane su tri različite temperature te pet razina deformacije što čini ukupno 15 pravaca. Na Slici 9.13. prikazana je ovisnost $\ln \dot{\epsilon}_p$ o σ_y za konstantnu ekvivalentnu plastičnu deformaciju koja iznosi jedan.



Slika 9.13. Ovisnost $\ln \dot{\epsilon}_p$ o σ_y za različite temperature i razmatranu vrijednost $\bar{\epsilon}_p = 1$

Ovisnost $\ln[\sinh(\alpha\sigma_y)]$ o $\ln\dot{\bar{\epsilon}}_p$ je prikazana na Slici 9.14. za različite temperature i za konstantnu ekvivalentnu plastičnu deformaciju koja iznosi jedan. Vrijednost $1/n_a$ je određena kao srednja vrijednost nagiba 15 pravaca (pet različitih razina deformacije i tri temperature). Izračunata vrijednost za parametar n_a je 89,28.



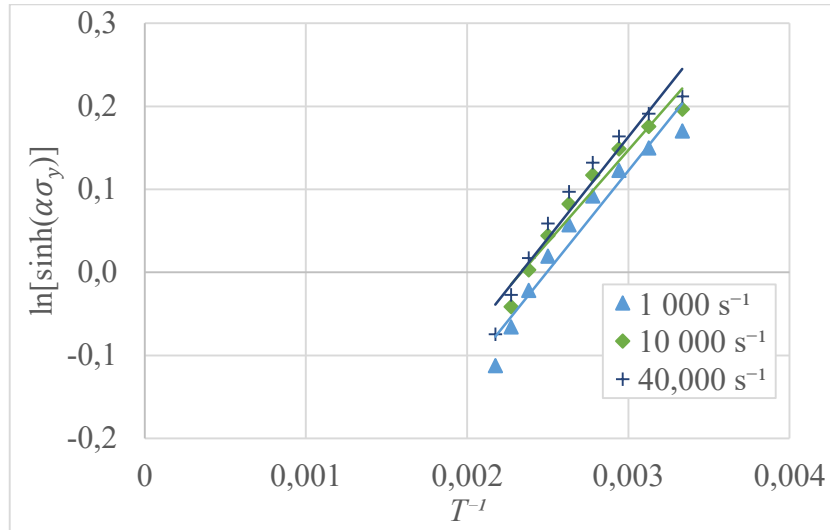
Slika 9.14. Ovisnost $\ln[\sinh(\alpha\sigma_y)]$ o $\ln\dot{\bar{\epsilon}}_p$ za različite temperature i razmatranu vrijednost $\bar{\epsilon}_p = 1$

Izračunata vrijednost za parametar n_1 je 117,92 i za parametar β je 0,232 MPa⁻¹. Obzirom da se parametar α određuje kao omjer β i n_1 njegova vrijednost je 0,001967 MPa⁻¹.

Za sve razine naprezanja, logaritmiranjem izraza (9.19.) slijedi:

$$\ln[\sinh(\alpha\sigma_y)] = \frac{\ln\dot{\bar{\epsilon}}_p}{n_a} + \frac{Q}{n_a R T} - \frac{\ln A'}{n_a} \quad (9.26.)$$

Vrijednost $\frac{Q}{n_a R}$ može se odrediti iz nagiba pravaca koji predstavljaju ovisnost $\ln[\sinh(\alpha\sigma_y)]$ o T^{-1} za različite ekvivalentne plastične deformacije i različite ekvivalentne brzine plastične deformacije, jednadžba (9.26.) Odabrane su tri različite ekvivalentne brzine plastične deformacije te pet razina ekvivalentnih plastičnih deformacija što čini ukupno 15 pravaca. Iz poznatog omjera određena je vrijednost energije aktivacije $Q = 162\,595$ J/mol. Na Slici 9.15. prikazana je ovisnost $\ln[\sinh(\alpha\sigma_y)]$ o T^{-1} za konstantnu ekvivalentnu plastičnu deformaciju koja iznosi jedan.

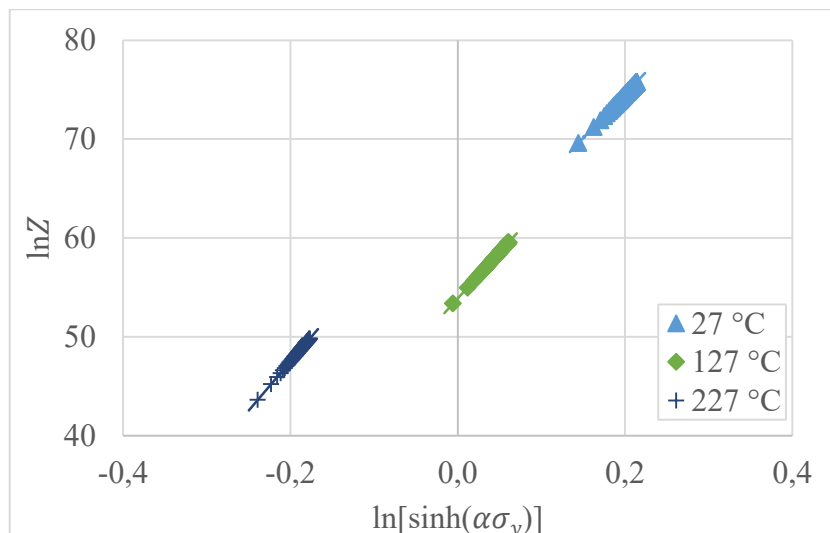


Slika 9.15. Ovisnost $\ln[\sinh(\alpha\sigma_y)]$ o T^{-1} za različite ekvivalentne brzine plastične deformacije i razmatranu vrijednost $\bar{\epsilon}_p = 1$

Uvrštavanjem izraza 2.4 u 2.6 i logaritmiranjem dobivenog izraza slijedi:

$$\ln Z = \ln A' + n_a \ln[\sinh(\alpha\sigma_y)] \quad (9.27.)$$

Vrijednost $\ln A$ može se odrediti iz odsječaka na osi y pravaca koji predstavljaju ovisnost $\ln Z$ o $\ln[\sinh(\alpha\sigma_y)]$ za različite ekvivalentne brzine plastične deformacije i temperature, Slika 9.16. Izračunata vrijednost parametra A' je $7,09 \cdot 10^{20}\text{ s}^{-1}$.



Slika 9.16. Ovisnost $\ln Z$ o $\ln[\sinh(\alpha\sigma_y)]$ za različite temperature i razmatranu vrijednost $\dot{\epsilon}_p = 100\text{ s}^{-1}$

Vrijednosti parametara zakona očvršćivanja temeljenog na Arrheniusovoj jednadžbi za EN AW 6082 T6 su prikazane u Tablici 9.3.

Tablica 9.3. Parametri zakona očvršćivanja temeljenog na Arrheniusovoj jednadžbi za

EN AW 6082 T6

α / Mpa^{-1}	$Q / \text{J/mol}$	A' / s^{-1}	n_a
0,001967	162 595	$7,09 \cdot 10^{20}$	89,28

Radi usporedbe u Tablici 9.4. prikazane su izračunate vrijednosti energije aktivacije za leguru EN AW 6082 u različitim stanjima.

Tablica 9.4. Vrijednosti energije aktivacije za promatranu leguru

literatura	EN AW 6082	Q / kJ/mol
[160]	Homogenizirano stanje	182
[161]	T6	224
[162]	Homogenizirano stanje	99-102
[162]	Lijeivano stanje	200-216
[163]	Homogenizirano stanje	191
[22]	T6	226
[164]	T6	254

Obzirom da zakon očvršćivanja temeljen na Arrheniusovoj jednadžbi ne uzima u obzir utjecaj deformacije na naprezanje potrebno ga je izmijeniti. Cilj je dobiti zakon očvršćivanja koji će vjerodostojno opisati utjecaj deformacije, brzine deformacije te temperature na granicu tečenja aluminijske legure EN AW 6082 T6. Na temelju dosadašnjih istraživanja i dobivenih saznanja odlučeno je implementirati utjecaj deformacije kako je opisan Johnson-Cookovim zakonom očvršćivanja. Utjecaj temperature će se dodatno opisati logaritamskom funkcijom. Zakon očvršćivanja postavljen na temelju izraza za Johnson-Cookov zakon očvršćivanja te Arrheniusovog zakona glasi:

$$\sigma_y = (A + B \bar{\epsilon}_p^n) \left(1 + \ln \left\{ \left(\frac{Z}{A'} \right)^{1/n_a} + \left[\left(\frac{Z}{A'} \right)^{2/n_a} + 1 \right]^{1/2} \right\} \right) L \left(1 - \left(\ln \frac{T}{T_0} \right)^d \right) \quad (9.28.)$$

gdje su A, B, n parametri Johnson-Cookovog zakona očvršćivanja, Z, A', n_a parametri zakona očvršćivanja temeljenog na Arrheniusovoj jednadžbi te L, d parametri prilagodbe. Parametri prilagodbe su uvedeni kako bi naprezanje tečenja pri različitim plastičnim deformacijama,

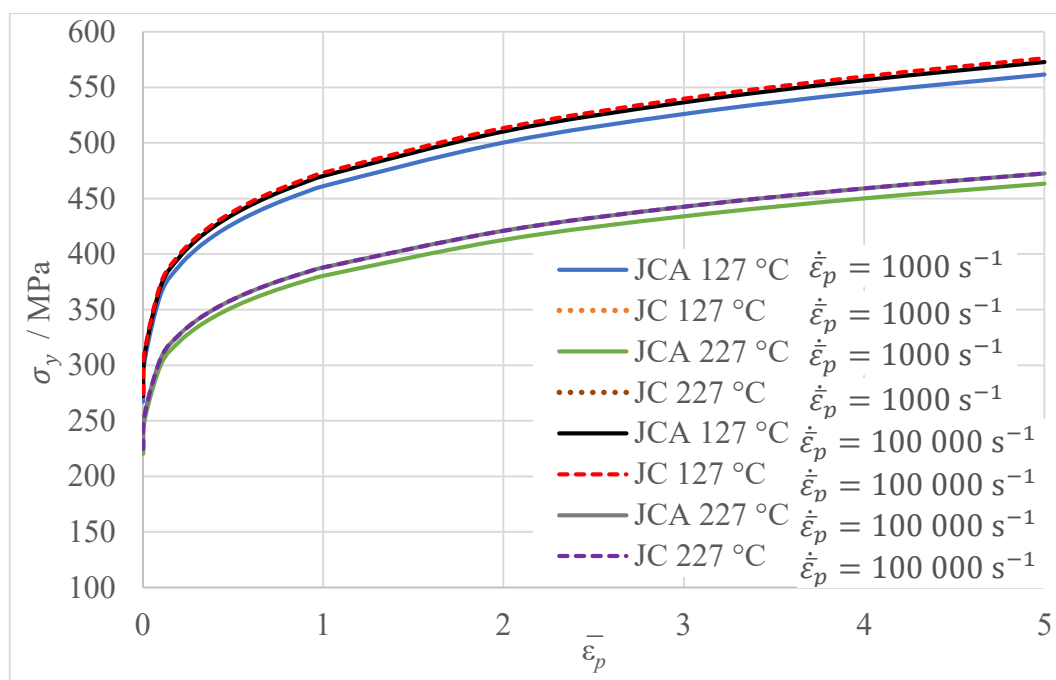
brzinama plastičnih deformacija te temperaturama za Johnson-Cook-Arrheniusov (JCA) zakon očvršćivanja što bolje odgovaralo naprezanju tečenja za JC zakon očvršćivanja. Parametri prilagodbe su određeni korištenjem funkcije *lsqnonlin* u programskom paketu MATLAB.

Vrijednosti parametara JCA zakona očvršćivanja za EN AW 6082 T6 su prikazane u Tablici 9.5.

Tablica 9.5. Parametri JCA zakona očvršćivanja za EN AW 6082 T6

A/ MPa	B/ MPa	n	Q/J/mol	A'/s ⁻¹	n _a	L	d
201,55	250,87	0,206	162 595	7,09·10 ²⁰	89,28	0,545	2,8

Usporedba krivulja Johnson-Cookovog (JC) zakona očvršćivanja i krivulja Johnson-Cook-Arrheniusovog zakona očvršćivanja za razmatranu vrijednost $\dot{\epsilon}_p = 1000 \text{ s}^{-1}$ i $\dot{\epsilon}_p = 100\,000 \text{ s}^{-1}$ je prikazana na Slici 9.17.



Slika 9.17. Ovisnost naprezanja tečenja o ekvivalentnoj plastičnoj deformaciji za različite zakone očvršćivanja pri razmatranoj vrijednosti $\dot{\epsilon}_p = 1000 \text{ s}^{-1}$ i $\dot{\epsilon}_p = 100\,000 \text{ s}^{-1}$

Parcijalne derivacije JCA zakona očvršćivanja glase:

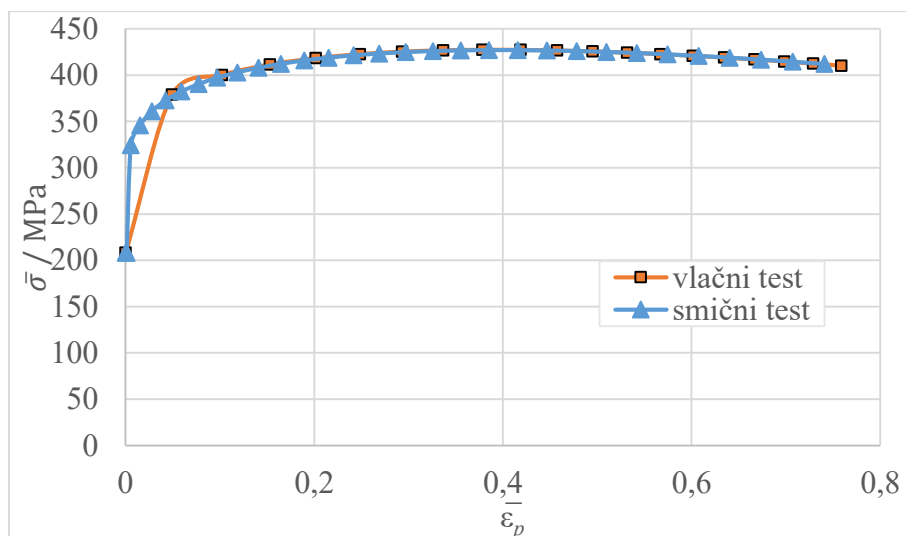
$$\frac{\partial \sigma_y}{\partial \bar{\epsilon}_p} = B \ln \left(1 - \left(\ln \frac{T}{T_0} \right)^d \right) \ln \left\{ \left(\frac{Z}{A'} \right)^{1/n_a} + \left[\left(\frac{Z}{A'} \right)^{2/n_a} + 1 \right]^{1/2} \right\} \bar{\epsilon}_p^{n-1} \quad (9.29.)$$

$$\frac{\partial \sigma_y}{\partial \dot{\bar{\varepsilon}}_p} = - \frac{(A + B\bar{\varepsilon}_p^n)L \left(\left(\ln \frac{T}{T_0} \right)^d - 1 \right) \left(\frac{Z}{A'} \right)^{\frac{1}{n_a}}}{n_a \dot{\bar{\varepsilon}}_p \left[\left(\frac{Z}{A'} \right)^{\frac{2}{n_a}} + 1 \right]^{\frac{1}{2}}} \quad (9.30.)$$

$$\frac{\partial \sigma_y}{\partial T} = \frac{Q(A + B\bar{\varepsilon}_p^n)L \left(\left(\ln \frac{T}{T_0} \right)^d - 1 \right) \left(\frac{Z}{A'} \right)^{\frac{1}{n_a}}}{R n_a T^2 \left[\left(\frac{Z}{A'} \right)^{\frac{2}{n_a}} + 1 \right]^{\frac{1}{2}}} -$$

$$\frac{(A + B\bar{\varepsilon}_p^n)Ld \left(\ln \frac{T}{T_0} \right)^{d-1} \left(\ln \left\{ \left(\frac{Z}{A'} \right)^{1/n_a} + \left[\left(\frac{Z}{A'} \right)^{2/n_a} + 1 \right]^{1/2} \right\} + 1 \right)}{T}$$

JCA zakon očvršćivanja te njegove parcijalne derivacije su zapisane u programski paket FORTRAN. Točnost izrađenih kodova je ispitana već objašnjenom procedurom opterećivanja jednog konačnog elementa (poglavlje 9.1.). Na Slici 9.18. prikazani su rezultati vlačnog i smičnog testa za modele gdje je primijenjen JCA zakon očvršćivanja. Temperatura elementa na kraju simulacije ($\bar{\varepsilon}_p = 0,759$) za vlačni test je 146 °C dok je temperatura elementa na kraju simulacije ($\bar{\varepsilon}_p = 0,741$) za smični test 139 °C.



Slika 9.18. Rezultati simulacija za JCA zakon očvršćivanja

Nakon što je točnost JCA zakona očvršćivanja ispitana na jednom konačnom elementu, potrebno je isti primijeniti za simulaciju postupka obrade ortogonalnog rezanja.

9.5. Numerička analiza: procjena točnosti predviđanja sila rezanja i temperature u zoni rezanja za različite ulazne parametre primjenom JCA zakona očvršćivanja

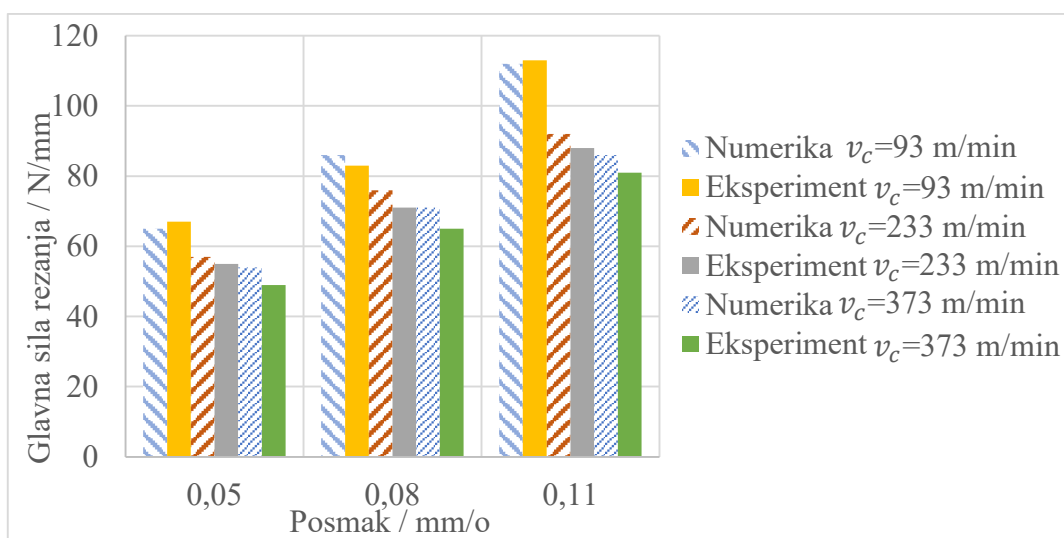
Ulazni parametri i numeričke postavke su jednake onima opisanim u poglavlju 8.2. Za opis ponašanja materijala obratka primijenjen je JCA zakona očvršćivanja. Vrijednosti parametara ovog zakona očvršćivanja su prikazane u Tablici 9.5. Obzirom da je primijenjen Zorevljevi model trenja, metodom pokušaja i pogreške su određene vrijednosti smične granice tečenja obratka za sve kombinacije parametara obrade. Najprikladnije vrijednosti smične granice tečenja obratka su prikazane u Tablici 9.6. Koeficijent prijelaza topline između obratka i okoline te alata i okoline je $150 \text{ kW/m}^2\text{K}$. Rezultati komponenti sile rezanja i temperature odvojene čestice za definirani plan eksperimenata prikazani su u Tablici 9.6. U Tablici 9.6. su također prikazane relativne pogreške za promatrane izlazne veličine ortogonalnog rezanja ($F_{c,e}$, $F_{f,e}$, T_e).

Tablica 9.6. Ulazne veličine te rezultati numeričkih simulacija primjenom JCA zakona očvršćivanja; koeficijent prijelaza topline $150 \text{ kW/m}^2\text{K}$

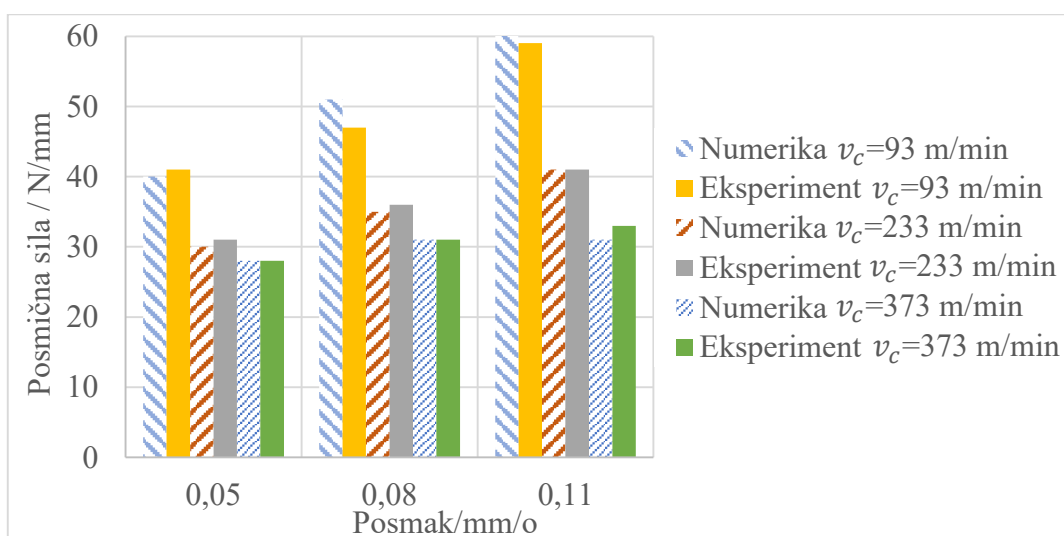
Redni broj	v_c m/min	f mm/o	τ_Y MPa	F_c N/mm	$F_{c,e}$ %	F_f N/mm	$F_{f,e}$ %	T °C	T_e %
1	93	0,05	/	65	-2,99	40	-2,44	117	0,00
2	233	0,05	/	57	3,64	30	-3,23	168	5,00
3	373	0,05	/	54	10,20	28	0,00	194	1,04
4	93	0,08	300	86	3,61	51	8,51	123	3,36
5	233	0,08	200	76	7,04	35	-2,78	167	3,09
6	373	0,08	150	71	9,23	31	0,00	190	0,00
7	93	0,11	400	112	-0,88	65	10,17	133	9,92
8	233	0,11	300	92	4,55	41	0,00	170	0,59
9	373	0,11	250	86	6,17	31	-6,06	186	-7,00
Prosječna relativna pogreška / %					5,37		3,69		3,33

Rezultati numeričkih simulacija su uspoređeni s eksperimentalnim rezultatima za sve kombinacije razmatranih parametara obrade. Usporedba glavnih sila rezanja za ortogonalno

rezanje dobivenih numeričkim postupkom i eksperimentalnim ispitivanjima je prikazana na Slici 9.19. Usporedba posmičnih sila za ortogonalno rezanje koje su dobivene numeričkom analizom i eksperimentalnim ispitivanjima je prikazana na Slici 9.20. Glavna sila rezanja te posmična sila su dobro predviđene za sve kombinacije ulaznih parametara te je relativna pogreška unutar 10 %. JCA zakon očvršćivanja značajno bolje predviđa sile rezanja što ukazuje da pouzdano obuhvaća omekšavanje materijala uslijed povećanja temperature kod većih brzina deformacija. Također je dobro obuhvatio i očvršćivanje materijala uslijed povećanja plastičnih deformacija.

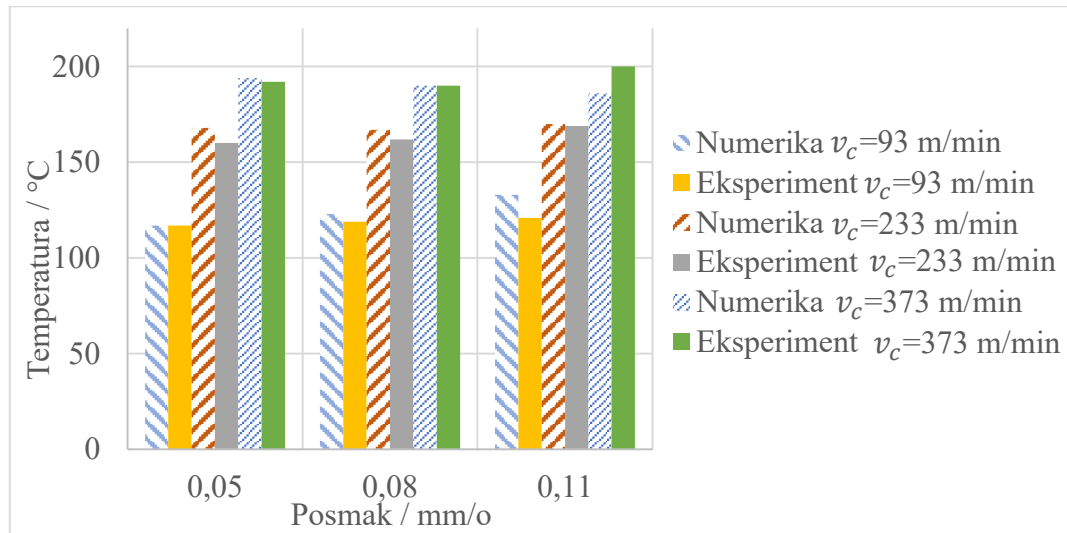


Slika 9.19. Usporedba vrijednosti glavne sile predviđene numeričkim postupkom i eksperimentalnih vrijednosti



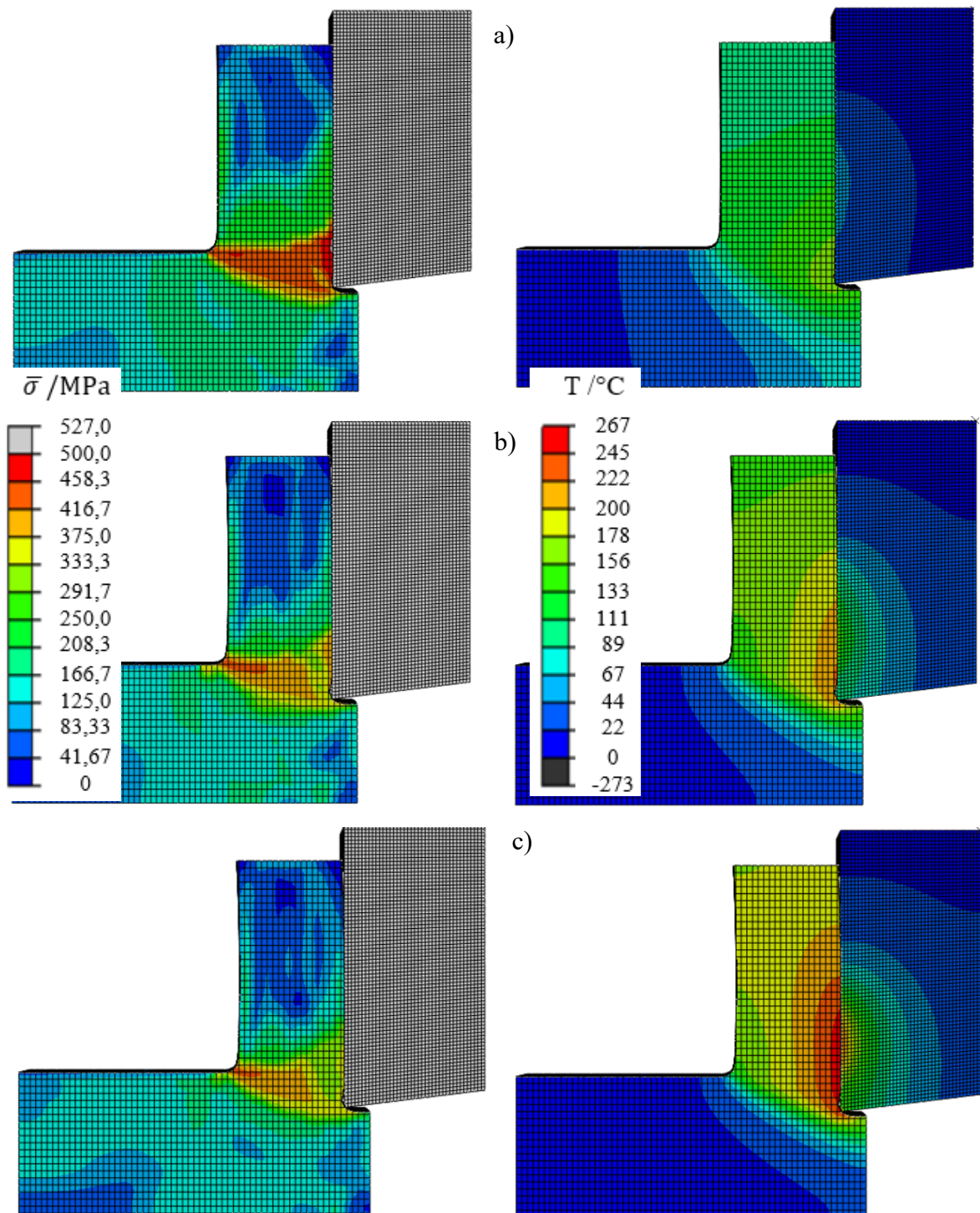
Slika 9.20. Usporedba vrijednosti posmične sile predviđene numeričkim postupkom i eksperimentalnih vrijednosti

Usporedba temperature u zoni rezanja dobivene numeričkom analizom i eksperimentalnim ispitivanjima je prikazana na Slici 9.21. Primjenom JCA zakona očvršćivanja utjecaj porasta temperature dovoljan je za smanjenje glavne sile rezanja. Temperatura u zoni rezanja je dobro predviđena za sve kombinacije ulaznih parametara te je relativna pogreška unutar 10 %.



Slika 9.21. Usporedba vrijednosti temperature u zoni rezanja predviđene numeričkim postupkom i eksperimentalnih vrijednosti

U Prilogu B prikazane su vrijednosti glavne sile rezanja, posmične sile te temperature u vremenu predviđene numeričkim modeliranjem gdje je primijenjen JCA zakon očvršćivanja. Vrijeme potrebno da se uspostavi ravnotežno toplinsko stanje je kraće za veće brzine rezanja. Na Slici 9.22., Slici 9.23. i Slici 9.24. prikazana je raspodjela ekvivalentnog von Mises naprezanja u obratku i odvojenoj čestici te raspodjela temperature u zoni rezanja za sve simulacije gdje je primijenjen JCA zakon očvršćivanja. Veće ekvivalentno naprezanje se javlja kod manjih brzina rezanja što ujedno rezultira i većim silama rezanja. Veće brzine rezanja uzrokuju veće temperature u odvojenoj čestici. Zbog toga se mogu uočiti i veće temperature na prednjoj površini alata. U razmatranom vremenu trajanja simulacije nije postignuto toplinsko ravnotežno stanje u alatu.

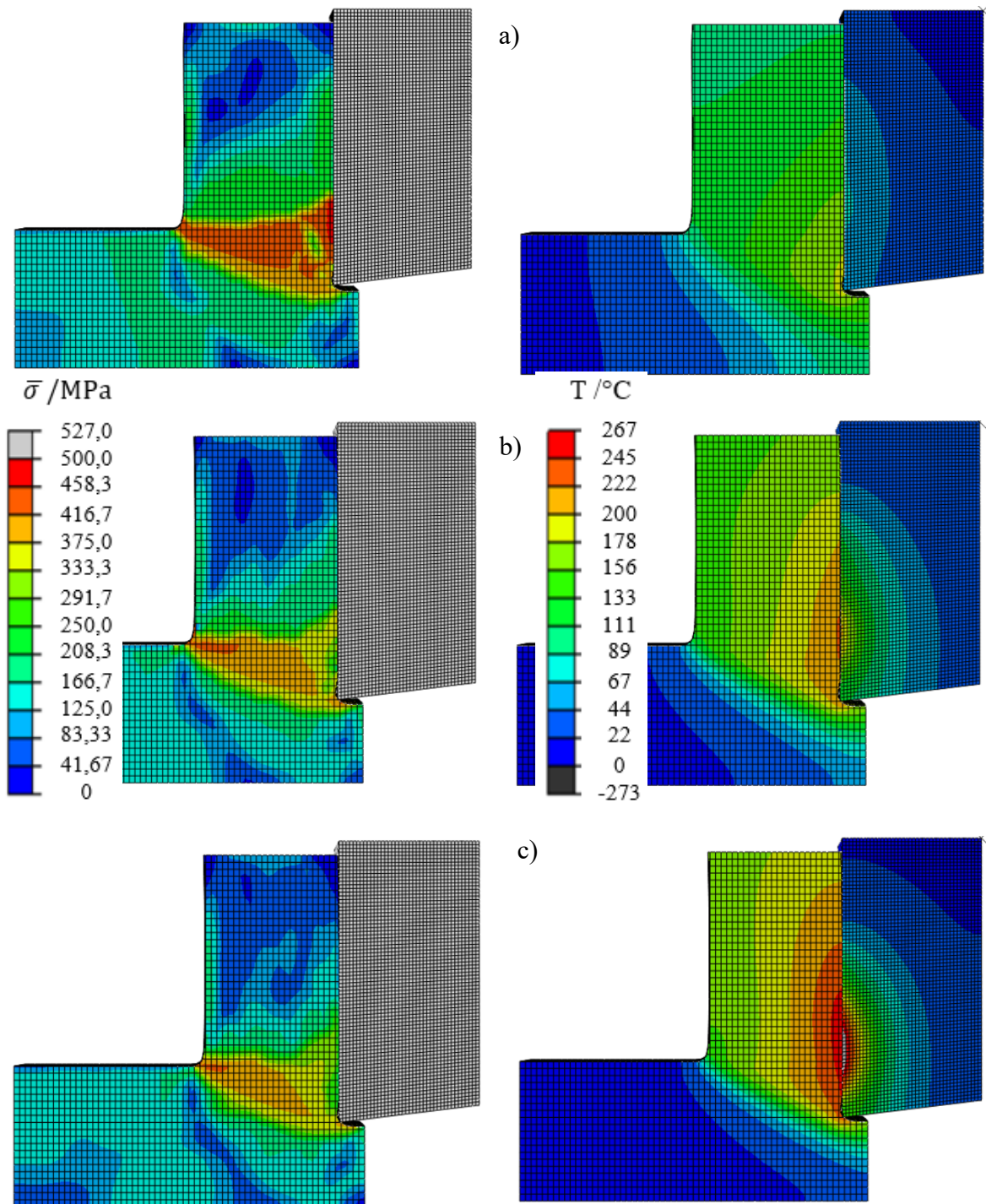


Slika 9.22. Raspodjela ekvivalentnog naprezanje u obratku i odvojenoj čestici te raspodjela temperature u zoni rezanja predviđene numeričkim postupkom za:

a) $v_c=93$ m/min, $f = 0,05$ mm/o

b) $v_c=233$ m/min, $f = 0,05$ mm/o

c) $v_c=373$ m/min, $f = 0,05$ mm/o

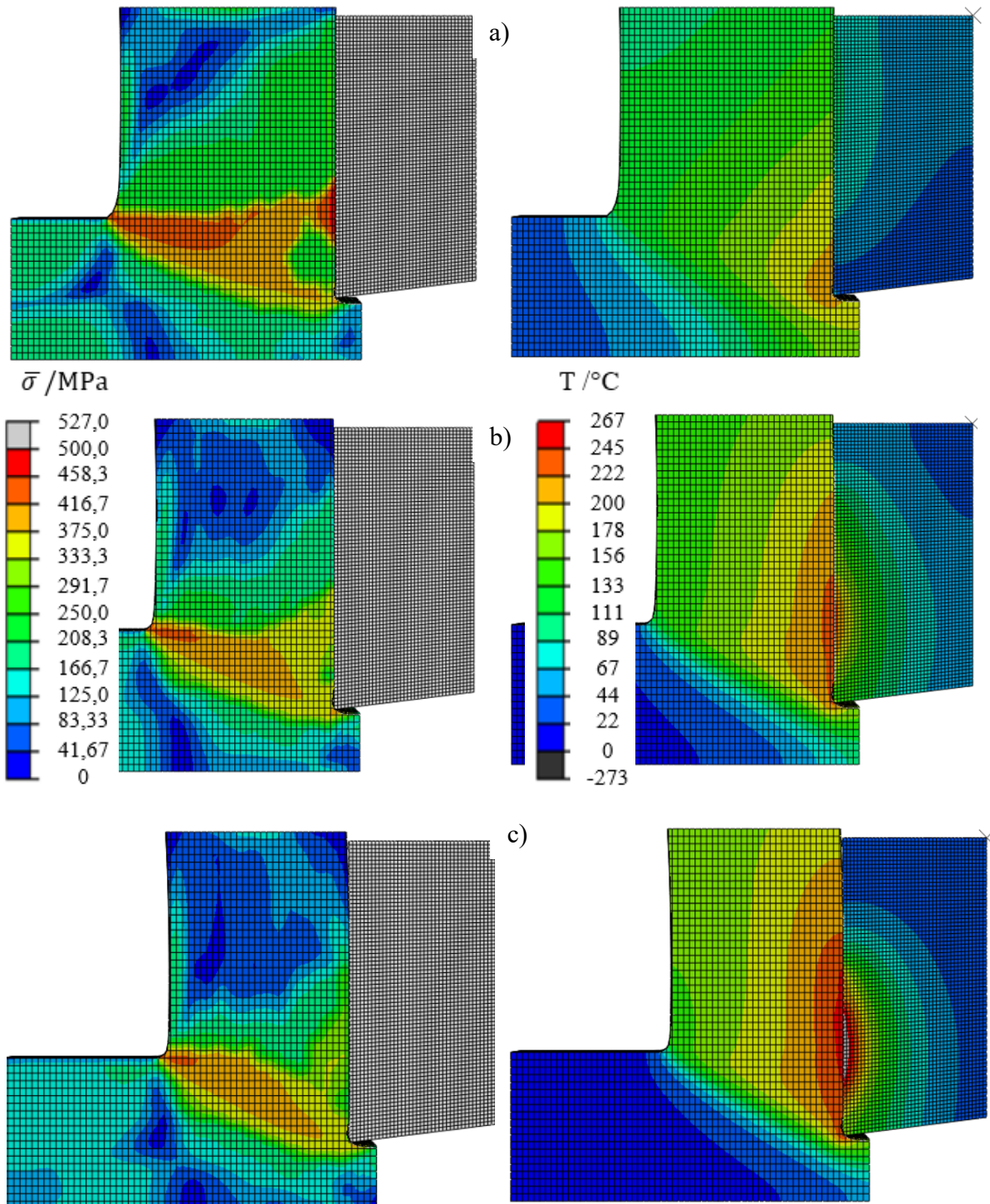


Slika 9.23. Raspodjela ekvivalentnog naprezanje u obratku i odvojenoj čestici te raspodjela temperature u zoni rezanja predviđene numeričkim postupkom za:

a) $v_c=93$ m/min, $f = 0,08$ mm/o

b) $v_c=233$ m/min, $f = 0,08$ mm/o

c) $v_c=373$ m/min, $f = 0,08$ mm/o



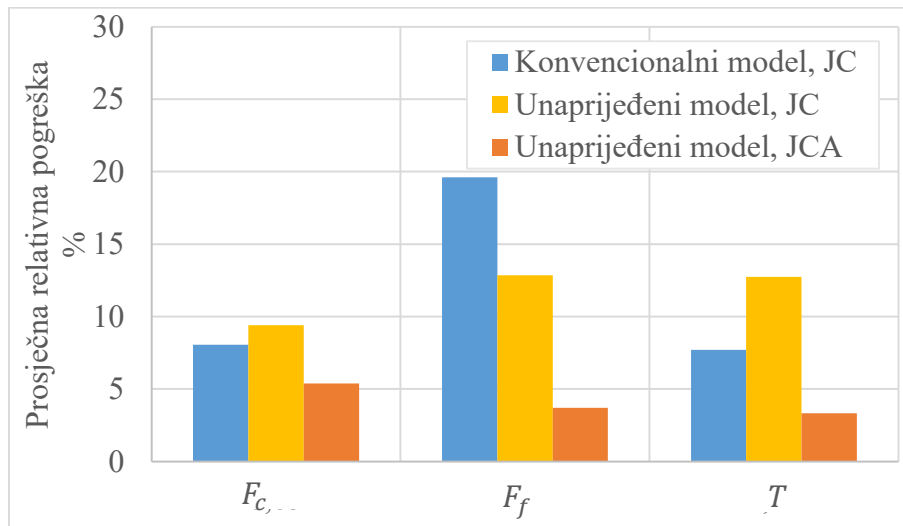
Slika 9.24. Raspodjela ekvivalentnog naprezanje u obratku i odvojenoj čestici te raspodjela temperature u zoni rezanja predviđene numeričkim postupkom za:

a) $v_c=93$ m/min, $f = 0,11$ mm/o

b) $v_c=233$ m/min, $f = 0,11$ mm/o

c) $v_c=373$ m/min, $f = 0,11$ mm/o

Prosječna relativna pogreška za komponente sile rezanja i temperaturu u zoni rezanja (apsolutne vrijednosti) za konvencionalni i unaprijeđeni numerički model prikazana je na Slici 9.25. Primjenom JCA zakona očvršćivanja mogu se pouzdano predvidjeti komponente sile rezanja te temperatura u zoni rezanja. Ostvarena je prihvatljiva relativna pogreška svih izlaznih parametara (manja od 10 %) za široki raspon ulaznih parametara.



Slika 9.25. Usporedba rezultata dobivenih različitim numeričkim modelima

9.6. JCA_TANH zakona očvršćivanja

U samo par radova je primijenjena CEL formulacija za simulaciju obrade odvajanjem čestica aluminijskih legura. U svim radovima [108], [109], [112] je primijenjen neki od modela za inicijaciju i razvoj oštećenja. Nedostaci primjene tih metoda su već naglašeni. Nameće se potreba za razvojem zakona očvršćivanja koji bi sadržavao parametre koji bi opisivali oštećenje u materijalu te tako simulirali realan proces odvajanja čestica. Unaprijeđeni model predstavljen u poglavlju 8.2. se ne može primijeniti ukoliko nije poznata debljina odvojene čestice (zbog rubnih uvjeta).

Trenutne metode eksperimentalnog istraživanja ponašanja materijala omogućuju točan opis naprezanja tečenja uslijed znatno manjih deformacija od onih koje se javljaju u obradi odvajanjem čestica. U eksperimentalnim istraživanjima moguće je maksimalno postići deformaciju do 0,5 i brzinu deformacije oko 1000 s^{-1} [91], [92], [165]. U obratku se tijekom obrade odvajanjem čestica stvaraju deformacije > 1 i brzine deformacije $> 10\,000 \text{ s}^{-1}$. Parametri Johnson-Cookovog zakona očvršćivanja preuzeti iz literature [150] su također kalibrirani na

temelju eksperimentalnih podataka gdje je postignuta stvarna deformacija do 0,3. Calamaz i dr. [166] su predstavili izmijenjeni JC zakon očvršćivanja koji su nazvali TANH zakon očvršćivanja. Pokazali su da je ovaj zakon očvršćivanja nužan za stvaranje rezane odvojene čestice (za leguru Ti-6Al-4V) jer sadrži tangens hiperbolnu (tanh) funkciju koja omogućuje smanjenje naprezanja s porastom deformacije. Do neke kritične vrijednosti plastične deformacije naprezanje tečenja se povećava uslijed porasta plastične deformacije, a nakon kritične vrijednosti naprezanje tečenja se smanjuje uslijed porasta plastične deformacije. Fizikalne pojave koje uzrokuju pad naprezanja nisu u potpunosti jasne, ali pretpostavlja se da je uzrok dinamička rekristalizacija materijala i / ili promjena faktora orijentacije kristalnog zrna [166]–[168]. Za leguru Ti-6Al-4V su predstavljeni i izmijenjeni TANH zakoni očvršćivanja [165], [169]–[171]. Ducobu i dr. [91] su usporedili tri zakona očvršćivanja gdje je primijenjena TANH funkcija za predviđanje sila rezanja za ortogonalno rezanje Ti-6Al-4V legure. Odstupanja u predviđanju posmične sile su i preko 22 %. Primjenom TANH zakona očvršćivanja uspješno je predviđena glavna sila rezanja za Ti-6Al-4V leguru, ali pogreška u predviđanju posmične sile je od 39 % za debljinu neodrezane odvojene čestice 0,28 mm do 176 % za debljinu neodrezane odvojene čestice 0,04 mm [92]. Isti zakon očvršćivanja primijenili su Shuang i dr. [120] za simulaciju ortogonalnog rezanja Ti-6Al-4V legure. Uspješno je predviđena rezana odvojena čestica bez primjene modela oštećenja. Prosječna pogreška u predviđanju glavne sile rezanja je 8,4 % te posmične sile 21,3 %.

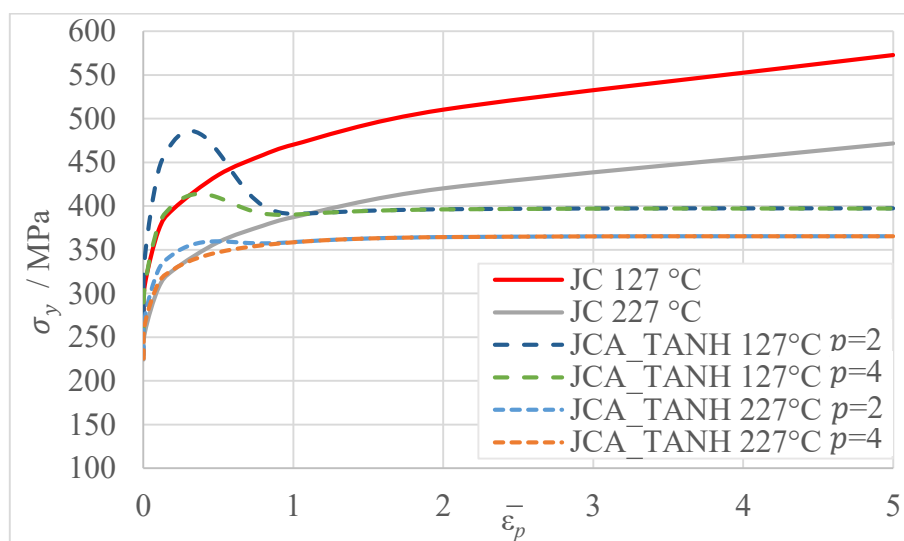
U ovom doktorskom radu cilj je postaviti zakon očvršćivanja pomoću kojeg će se simulirati stvarni proces odvajanja čestica bez primjene modela oštećenja te bez primjene rubnih uvjeta koji definiraju širinu odvojene čestice. Na temelju istraživanja u literaturi te preliminarnih istraživanja predstavlja se novi zakon očvršćivanja koji se temelji na izrazu za Johnson-Cookov zakon očvršćivanja, Arrheniusovoj jednadžbi te sadržava tangens hiperbolnu funkciju. Postavljeni zakon očvršćivanja je nazvan JCA_TANH zakon očvršćivanja te glasi:

$$\sigma_y = \left[A + B \frac{\bar{\epsilon}_p^n}{e^{y\bar{\epsilon}_p^x}} \left(\ln \left(\frac{T}{T_T + T_0 - T} \right) \right)^p \right] \left(1 + \ln \left\{ \left(\frac{Z}{A'} \right)^{1/n_a} + \left[\left(\frac{Z}{A'} \right)^{2/n_a} + 1 \right]^{1/2} \right\} \right) \left(1 - \left(\ln \frac{T}{T_0} \right)^d \right) \tanh^w \bar{\epsilon}_p \quad (9.32.)$$

gdje su A, B i n parametri Johnson-Cookovog zakona očvršćivanja, Z, A' i n_a parametri zakona očvršćivanja temeljenog na Arrheniusovoj jednadžbi te d parametar prilagode. Parametar w

utječe na naprezanje pri relativno manjim deformacijama te parametri x i y utječu na smanjenje naprezanja uslijed povećanja deformacije pri relativno većim deformacijama. Parametar p omogućuje različito omekšavanja materijala za različite temperature. Može se uočiti da je u ovom zakonu obuhvaćen i međusobni utjecaj plastične deformacije i temperature.

Izabrane su dvije proizvoljne vrijednosti parametra p . Na Slici 9.26. prikazane su krivulje JCA_TANH zakona očvršćivanja za različite temperature i vrijednosti parametra p . Može se uočiti da manje vrijednosti parametra p uzrokuju veće omekšavanje materijala s porastom plastične deformacije.



Slika 9.26. Ovisnost naprezanja tečenja o ekvivalentnoj plastičnoj deformaciji za različite zakone očvršćivanja pri razmatranoj vrijednosti $\dot{\epsilon}_p = 50\ 000\ s^{-1}$

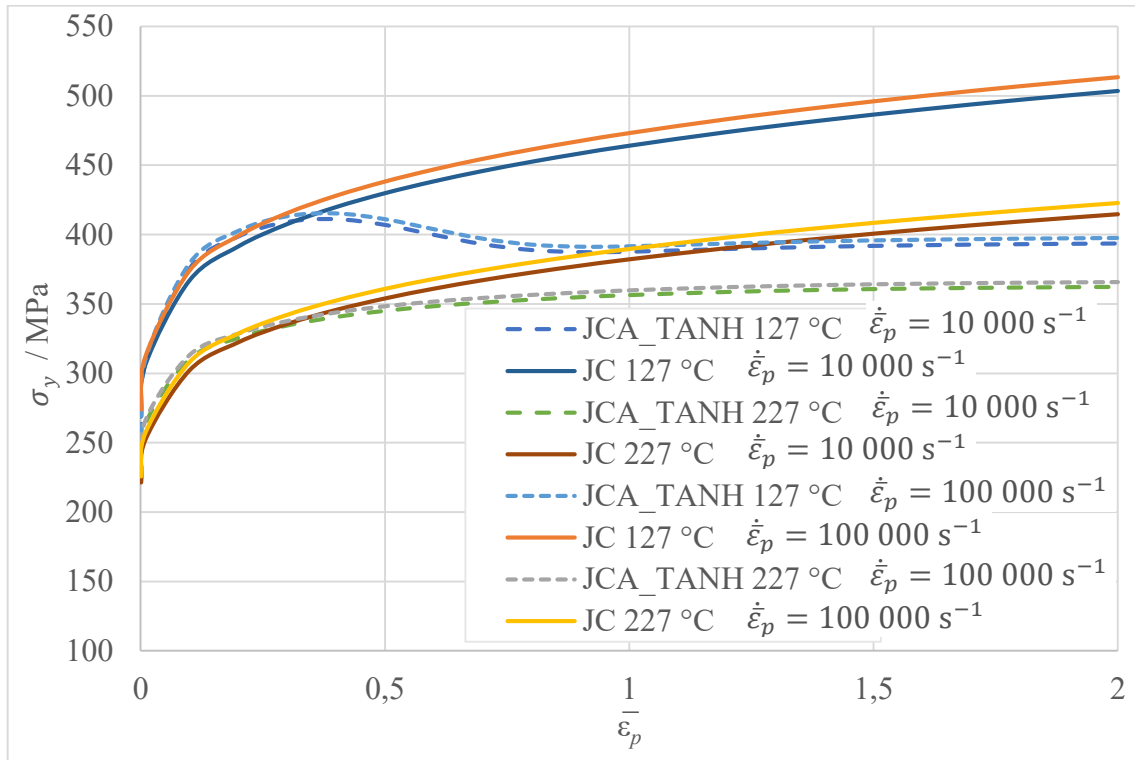
Vrijednosti parametara JCA_TANH zakona očvršćivanja za EN AW 6082 T6 su prikazane u Tablici 9.7. Vrijednost parametara JCA zakon očvršćivanja su nepromijenjeni (Tablica 9.5.). Parametri p, w, x i y su određeni metodom pokušaja i pogreške. Cilj je bio simuliranje procesa odvajanja čestica za različite parametre obrade.

Tablica 9.7. Parametri JCA_TANH zakona očvršćivanja za EN AW 6082 T6

A MPa	B MPa	n	Q J/mol	A' s^{-1}	n_a	d	p	x	y	w
201,55	250,87	0,206	162 595	$7,09 \cdot 10^{20}$	89,28	5	4	3	5	0,07

Usporedba krivulja JC zakona očvršćivanja i krivulja JCA_TANH zakona očvršćivanja za različite temperature i brzine deformacije je prikazana na Slici 9.27. Može se uočiti da su

krivulje za JC i JCA_TANH zakon očvršćivanja slične pri manjim plastičnim deformacijama (do 0,3). Za niže temperature izraženije je omekšavanje materijala porastom deformacije te ono ranije nastupa. Za više temperature omekšavanje materijala nije izraženo, ali nema ni značajnog porasta naprezanja s povećanjem deformacije (nakon 0,5) kao što je slučaj kod JC zakona očvršćivanja.



Slika 9.27. Ovisnost naprezanja tečenja o ekvivalentnoj plastičnoj deformaciji za različite zakone očvršćivanja pri razmatranoj vrijednosti $\dot{\epsilon}_p = 10\,000\text{ s}^{-1}$ i $\dot{\epsilon}_p = 100\,000\text{ s}^{-1}$

JCA_TANH zakon očvršćivanja te njegove parcijalne derivacije su zapisane u programski paket FORTRAN. Parcijalne derivacije JCA_TANH zakona očvršćivanja glase:

$$\frac{\partial \sigma_y}{\partial \bar{\epsilon}_p} = \frac{\left\{ \ln \left[\left(\frac{Z}{A} \right)^{\frac{1}{n_a}} + \left[\left(\frac{Z}{A} \right)^{\frac{2}{n_a}} + 1 \right]^{\frac{1}{2}} \right] + 1 \right\} \left(\left(\ln \frac{T}{T_0} \right)^d - 1 \right) e^{-y \bar{\epsilon}_p^x} \tanh^{w-1} \bar{\epsilon}_p}{\bar{\epsilon}_p} \quad (9.33.)$$

$$\frac{\left\{ -Aw \bar{\epsilon}_p e^{y \bar{\epsilon}_p^x} - Bw \bar{\epsilon}_p^{n+1} \left(\ln \left(\frac{T}{T_T + T_0 - T} \right) \right)^p \right\} \text{sech}^2 \bar{\epsilon}_p + \left[B \left(\ln \left(\frac{T}{T_T + T_0 - T} \right) \right)^p (xy \bar{\epsilon}_p^{x+n} - n \bar{\epsilon}_p^n) \right] \tanh \bar{\epsilon}_p}{\bar{\epsilon}_p}$$

$$\frac{\partial \sigma_y}{\partial \dot{\bar{\varepsilon}}_p} = \frac{\left[A + B \frac{\bar{\varepsilon}_p^n}{e^{y\bar{\varepsilon}_p^x}} \left(\ln \left(\frac{T}{T_T + T_0 - T} \right) \right)^p \right] \left(1 - \left(\ln \frac{T}{T_0} \right)^d \right) \tanh^w \bar{\varepsilon}_p \left(\frac{Z}{A'} \right)^{\frac{1}{n_a}}}{n_a \dot{\bar{\varepsilon}}_p \left[\left(\frac{Z}{A'} \right)^{\frac{2}{n_a}} + 1 \right]^{\frac{1}{2}}} \quad (9.34.)$$

$$\frac{\partial \sigma_y}{\partial T} = \frac{-d \tanh^w \bar{\varepsilon}_p \left(\ln \frac{T}{T_0} \right)^{d-1} \left[A + B \frac{\bar{\varepsilon}_p^n}{e^{y\bar{\varepsilon}_p^x}} \left(\ln \left(\frac{T}{T_T + T_0 - T} \right) \right)^p \right]}{T} \quad (9.35.)$$

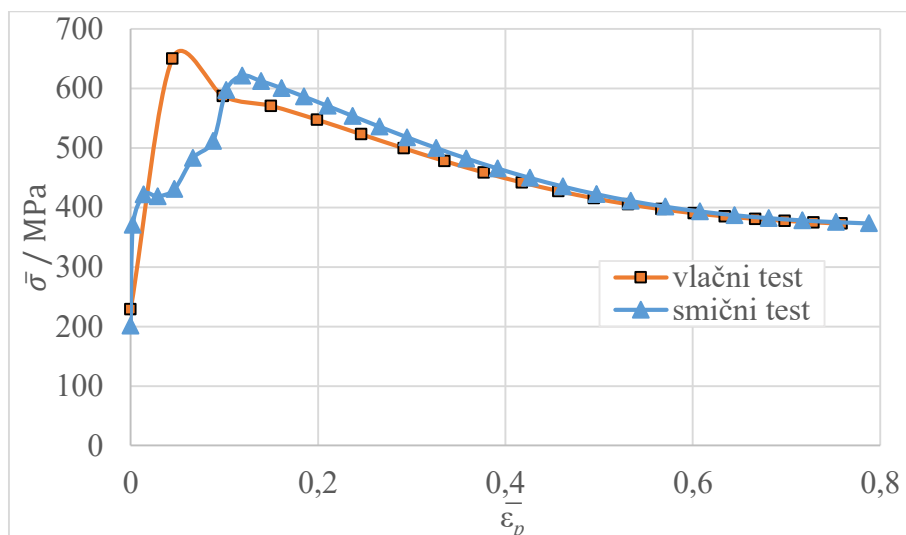
$$\frac{\left\{ \ln \left\{ \left(\frac{Z}{A'} \right)^{\frac{1}{n_a}} + \left[\left(\frac{Z}{A'} \right)^{\frac{2}{n_a}} + 1 \right]^{\frac{1}{2}} \right\} + 1 \right\}}{T} +$$

$$\frac{B p \bar{\varepsilon}_p^n \tanh^w \bar{\varepsilon}_p e^{-y\bar{\varepsilon}_p^x} (T_T + T_0 - T) \left(\frac{T}{(T_T + T_0 - T)^2} + \frac{1}{T_T + T_0 - T} \right) \left(1 - \left(\ln \frac{T}{T_0} \right)^d \right) \left(\ln \left(\frac{T}{T_T + T_0 - T} \right) \right)^{p-1}}{T}$$

$$\frac{\left\{ \ln \left\{ \left(\frac{Z}{A'} \right)^{\frac{1}{n_a}} + \left[\left(\frac{Z}{A'} \right)^{\frac{2}{n_a}} + 1 \right]^{\frac{1}{2}} \right\} + 1 \right\}}{T} +$$

$$\frac{\tanh^w \bar{\varepsilon}_p \left\{ \frac{Q \left(\frac{Z}{A'} \right)^{\frac{2}{n_a}}}{R n_a T^2 \left[\left(\frac{Z}{A'} \right)^{\frac{2}{n_a}} + 1 \right]^{\frac{1}{2}}} - \frac{Q \left(\frac{Z}{A'} \right)^{\frac{1}{n_a}}}{R n_a T^2} \right\} \left(1 - \left(\ln \frac{T}{T_0} \right)^d \right) \left[A + B \frac{\bar{\varepsilon}_p^n}{e^{y\bar{\varepsilon}_p^x}} \left(\ln \left(\frac{T}{T_T + T_0 - T} \right) \right)^p \right]}{\left(\frac{Z}{A'} \right)^{\frac{1}{n_a}} + \left[\left(\frac{Z}{A'} \right)^{\frac{2}{n_a}} + 1 \right]^{\frac{1}{2}}}$$

Točnost izrađenih kodova je ispitana već objašnjenom procedurom opterećivanja jednog konačnog elementa (poglavlje 9.1.). Na Slici 9.28. prikazani su rezultati vlačnog i smičnog testa za modele gdje je primijenjen JCA zakon očvršćivanja. Temperatura elementa na kraju simulacije ($\bar{\varepsilon}_p = 0,759$) za vlačni test je 157 °C dok je temperatura elementa na kraju simulacije ($\bar{\varepsilon}_p = 0,788$) za smični test 148 °C.



Slika 9.28. Rezultati simulacija za JCA_TANH zakon očvršćivanja

Nakon što je točnost JCA_TANH zakona očvršćivanja ispitana na jednom konačnom elementu, potrebno je isti primijeniti za simulaciju postupka obrade ortogonalnog rezanja.

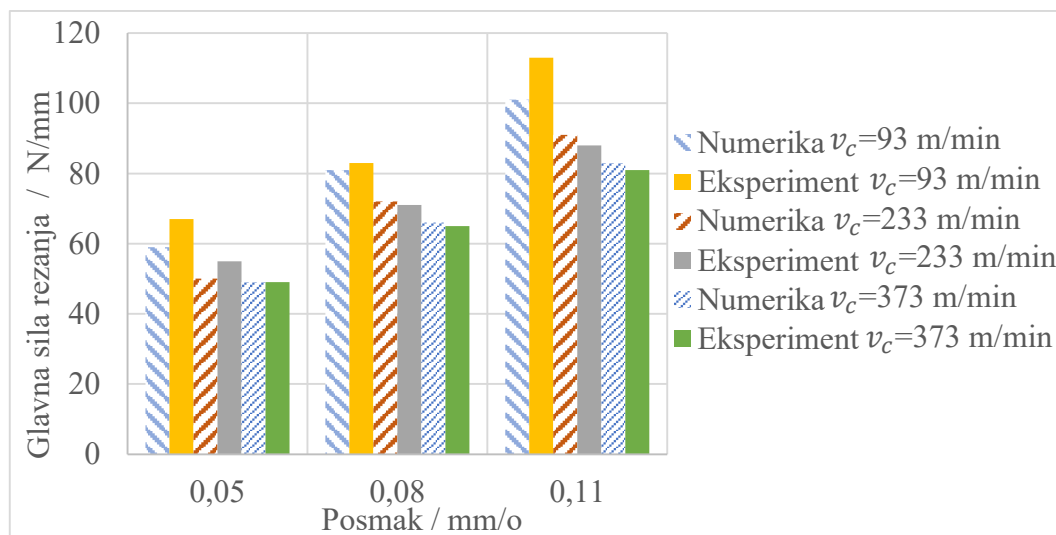
9.7. Numerička analiza: procjena točnosti predviđanja sila rezanja i temperature u zoni rezanja za različite ulazne parametre primjenom JCA_TANH zakona očvršćivanja

Ulazni parametri i numeričke postavke su jednake onima opisanim u poglavlju 8.2. Izmijenjeni su rubni uvjeti odnosno, na gornjoj strani obratka nisu spriječeni pomaci. Za opis ponašanja materijala obratka primijenjen je JCA_TANH zakona očvršćivanja. Vrijednosti parametara ovog zakona očvršćivanja su prikazane u Tablici 9.7. Obzirom da je primijenjen Zorevljev model trenja, metodom pokušaja i pogreške su određene vrijednosti smične granice tečenja obratka za sve kombinacije parametara obrade. Najprikladnije vrijednosti smične granice tečenja obratka su prikazane u Tablici 9.8. Koeficijent prijelaza topline između obratka i okoline te alata i okoline je $150 \text{ kW/m}^2\text{K}$. Rezultati komponenti sile rezanja i temperature odvojene čestice za definirani plan eksperimenata predviđeni numeričkim postupkom su prikazani u Tablici 9.8. U Tablici 9.8. su također prikazane relativne pogreške za promatrane izlazne veličine ortogonalnog rezanja ($F_{c,e}$, $F_{f,e}$, T_e).

Tablica 9.8. Ulazne veličine te rezultati numeričkih simulacija primjenom JCA_TANH zakona očvršćivanja; koeficijent prijelaza topline 150 kW/m²K

Redni broj	v_c m/min	f mm/o	τ_Y MPa	F_c N/mm	$F_{c,e}$ %	F_f N/mm	$F_{f,e}$ %	T °C	T_e %
1	93	0,05	/	59	-11,94	35	-14,63	119	1,71
2	233	0,05	/	50	-9,09	27	-12,90	165	3,13
3	373	0,05	/	49	0,00	26	-7,14	191	-0,52
4	93	0,08	410	81	-2,41	47	0,00	129	8,40
5	233	0,08	380	72	1,41	36	0,00	171	5,56
6	373	0,08	350	66	1,54	31	0,00	191	0,53
7	93	0,11	270	101	-10,62	56	-5,09	139	15,83
8	233	0,11	250	91	3,41	43	4,88	174	2,96
9	373	0,11	230	83	2,47	36	9,09	187	-6,50
Prosječna relativna pogreška / %					4,77		5,97		2,51

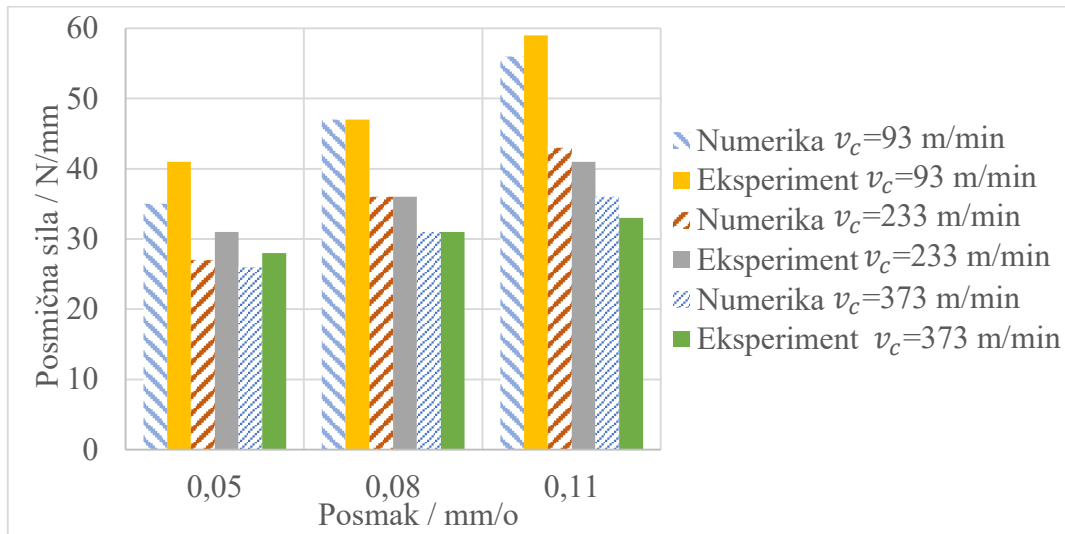
Rezultati numeričkih simulacija su uspoređeni s eksperimentalnim rezultatima za sve kombinacije razmatranih parametara obrade. Usporedba vrijednosti glavnih sila rezanja za ortogonalno rezanje koje su dobivene numeričkom analizom i eksperimentalnim ispitivanjima je prikazana na Slici 9.29.



Slika 9.29. Usporedba vrijednosti glavne sile predviđene numeričkim postupkom i eksperimentalnih vrijednosti

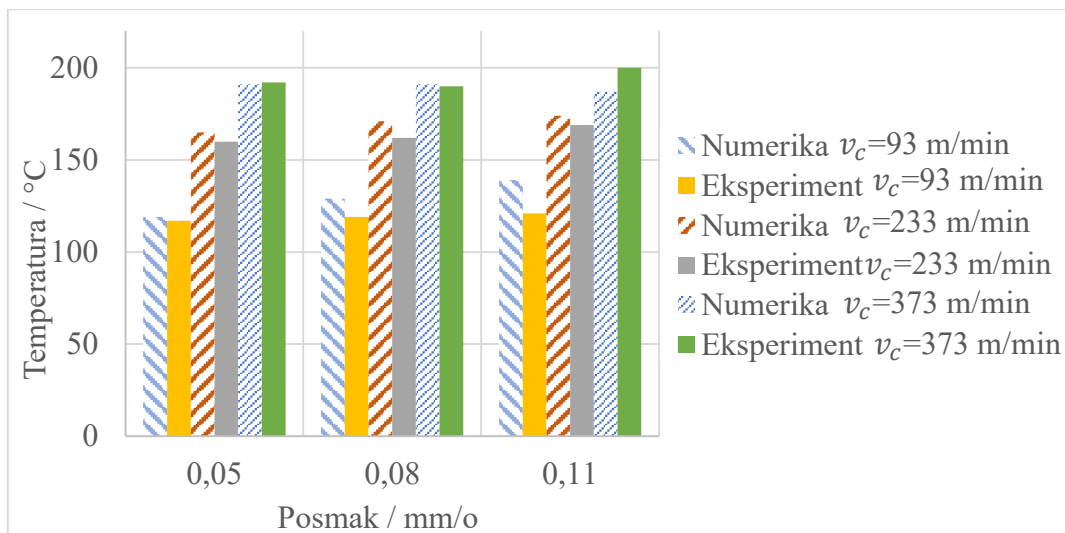
Usporedba vrijednosti posmičnih sila za ortogonalno rezanje koje su dobivene numeričkom analizom i eksperimentalnim ispitivanjima je prikazana na Slici 9.30. Glavna sila rezanja te posmična sila su dobro predviđene za sve kombinacije ulaznih parametara te je relativna

pogreška unutar 15 %. JCA_TANH zakon očvršćivanja pouzdano obuhvaća omekšavanje materijala uslijed povećanja temperature te povećanja plastičnih deformacije.



Slika 9.30. Usporedba vrijednosti posmične sile predviđene numeričkim postupkom i eksperimentalnih vrijednosti

Usporedba temperature u zoni rezanja dobivene numeričkom analizom i eksperimentalnim ispitivanjima je prikazana na Slici 9.31.



Slika 9.31. Usporedba vrijednosti temperature u zoni rezanja predviđene numeričkim postupkom i eksperimentalnih vrijednosti

Primjenom JCA_TANH zakona očvršćivanja utjecaj porasta temperature dovoljan je za smanjenje glavne sile rezanja. Temperatura u zoni rezanja je dobro predviđena za sve kombinacije ulaznih parametara te je relativna pogreška unutar 16 %. U Prilogu C prikazane

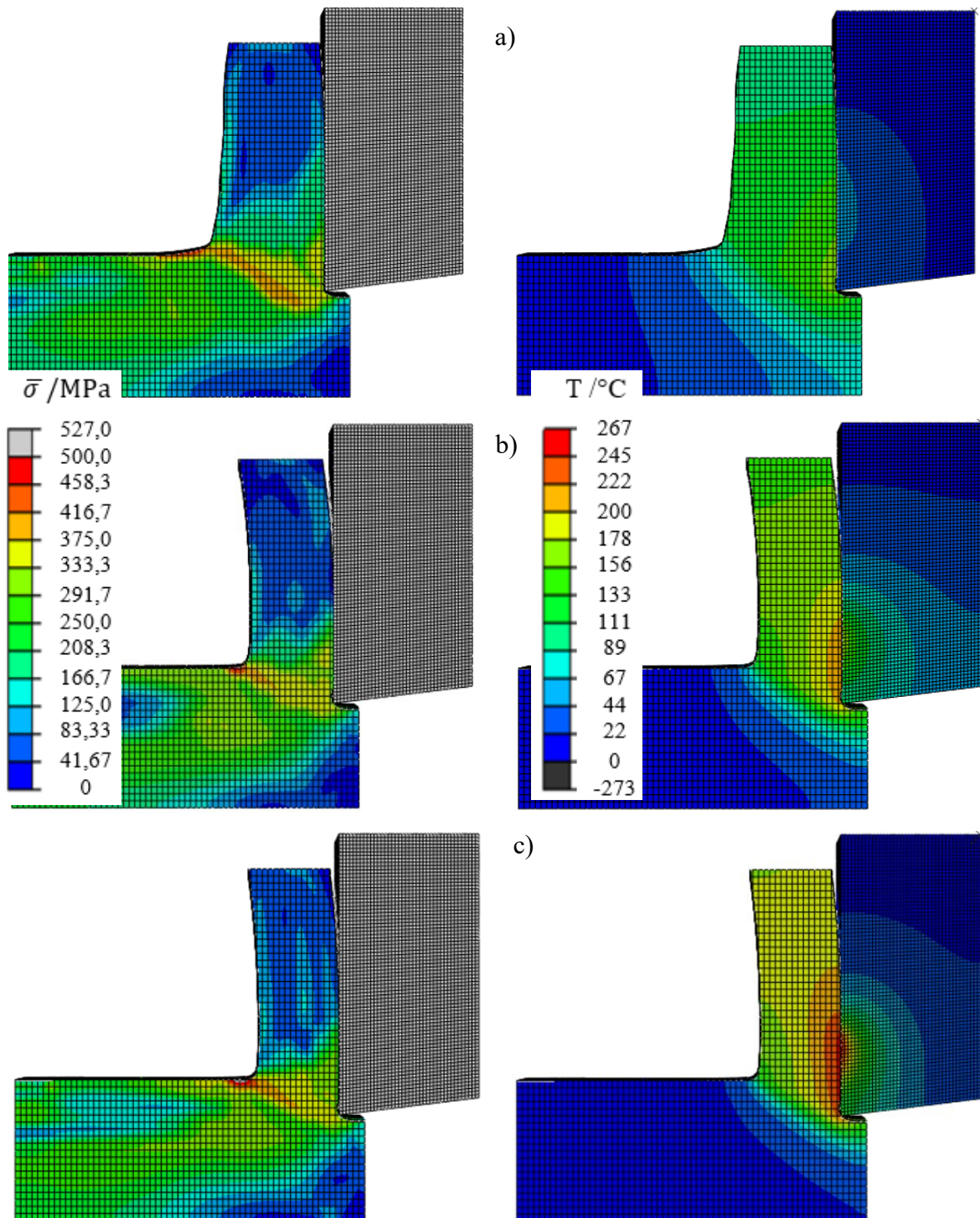
su vrijednosti glavne sile rezanja, posmične sile te temperature u vremenu predviđene numeričkim postupkom gdje je primijenjen JCA_TANH zakon očvršćivanja.

Usporedba eksperimentalnih rezultata i numeričkih predviđanja debljine odvojene čestice za različite parametre obrade je prikazana u Tablici 9.9. Debljina odvojene čestice predviđena numeričkim modelom je manja za sve kombinacije ulaznih parametara te je relativna pogreška unutar 31 %. Primjenom JCA_TANH zakona očvršćivanja su lošije predviđene debljine odvojene čestice u odnosu na konvencionalni model i JC zakon očvršćivanja. Međutim, navedeno nije utjecalo na uspješnost predviđanja sila rezanja te temperature u zoni rezanja.

Tablica 9.9. Parametri obrade i rezultati mjerenja debljine odvojene čestice

v_c m/min	f mm/o	h_1 (eksperiment) mm	h_1 (numerika) mm	Relativna pogreška %
93	0,05	0,180	0,151	-16,11
233	0,05	0,171	0,127	-25,73
373	0,05	0,163	0,116	-28,83
93	0,08	0,232	0,202	-12,93
233	0,08	0,220	0,176	-20,00
373	0,08	0,204	0,142	-30,39
93	0,11	0,308	0,265	-13,96
233	0,11	0,268	0,238	-11,19
373	0,11	0,252	0,178	-29,36

Na Slici 9.32., Slici 9.33. i Slici 9.34 prikazana je raspodjela ekvivalentnog von Mises naprezanja u obratku i odvojenoj čestici te raspodjela temperature u zoni rezanja za sve simulacije gdje je primijenjen JCA_TANH zakon očvršćivanja. Primjenom JCA_TANH zakona očvršćivanja ekvivalentno naprezanje je manje u odnosu kada je primijenjen JCA zakon očvršćivanja (Slika 9.22, Slika 9.23, Slika 9.24.). Navedeno je rezultiralo i manjim predviđenim silama rezanja. Temperature u odvojenoj čestici su neznatno veće primjenom JCA_TANH zakona očvršćivanja (do nekoliko stupnjeva) u odnosu kada je primijenjen JCA zakon očvršćivanja.

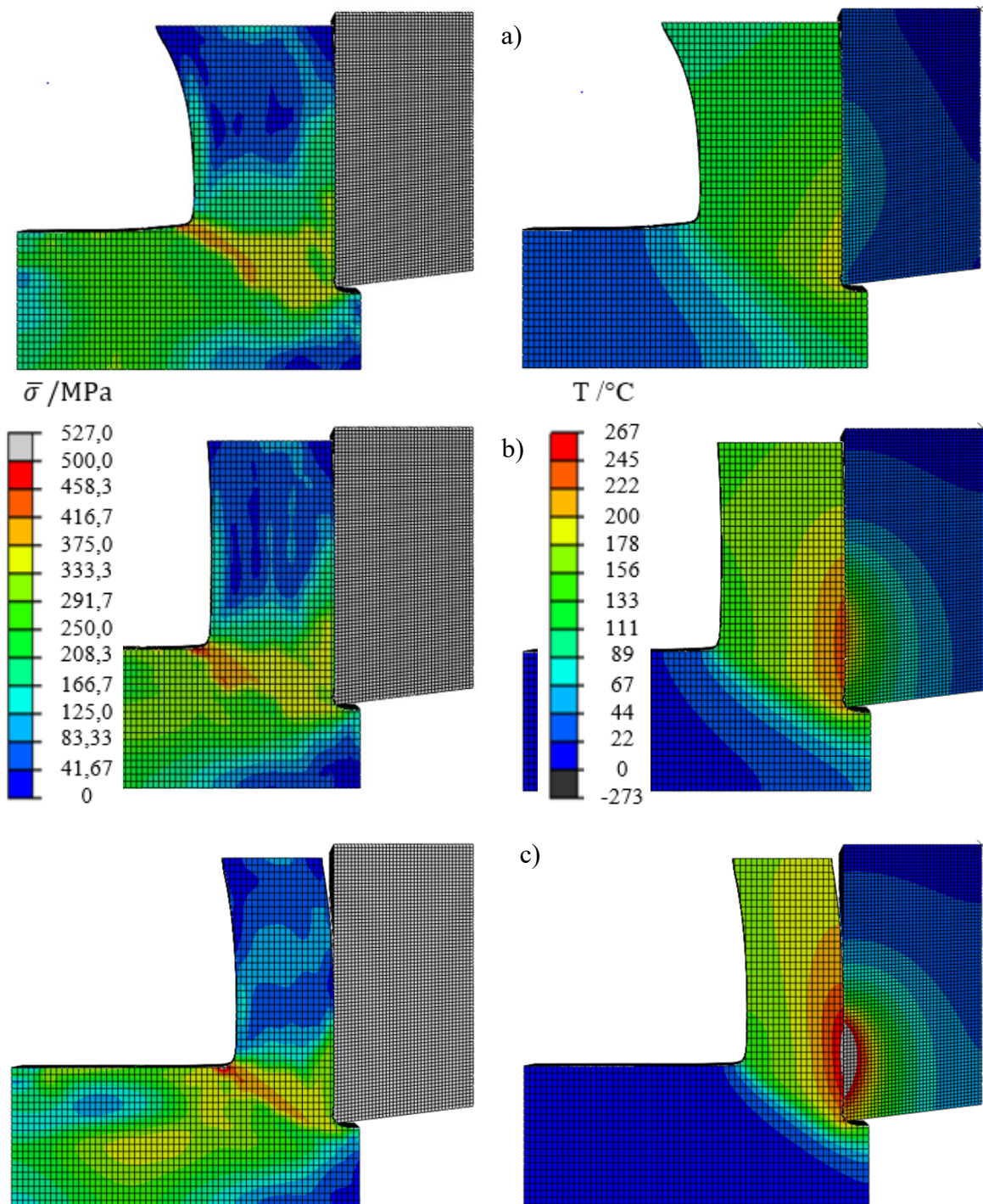


Slika 9.32. Raspodjela ekvivalentnog naprezanje u obratku i odvojenoj čestici te raspodjela temperature u zoni rezanja predviđene numeričkim postupkom za:

a) $v_c=93$ m/min, $f = 0,05$ mm/o

b) $v_c=233$ m/min, $f = 0,05$ mm/o

c) $v_c=373$ m/min, $f = 0,05$ mm/o

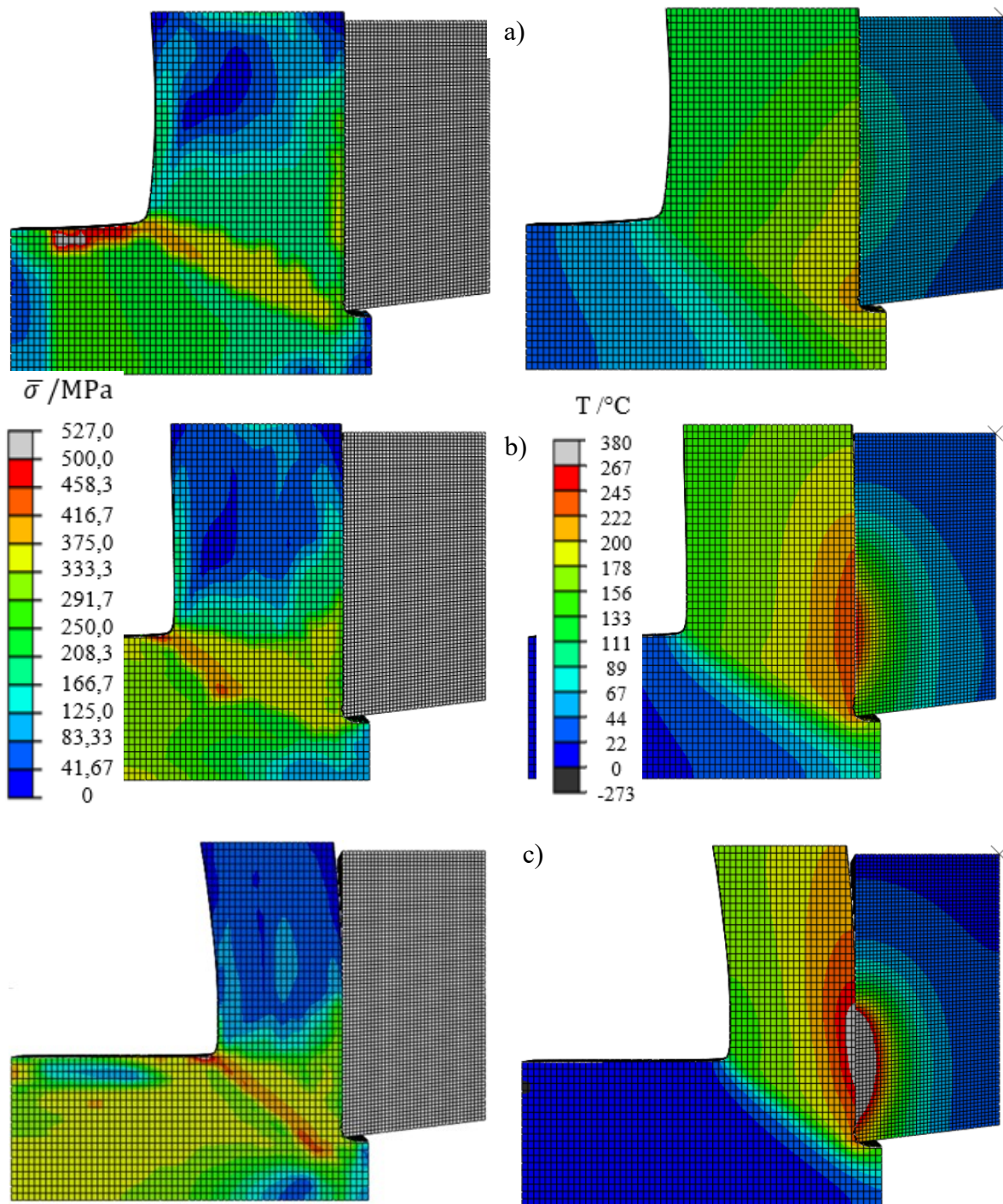


Slika 9.33. Raspodjela ekvivalentnog naprezanje u obratku i odvojenoj čestici te raspodjela temperature u zoni rezanja predviđene numeričkim postupkom za:

a) $v_c = 93 \text{ m/min}$, $f = 0,08 \text{ mm/o}$

b) $v_c = 233 \text{ m/min}$, $f = 0,08 \text{ mm/o}$

c) $v_c = 373 \text{ m/min}$, $f = 0,08 \text{ mm/o}$



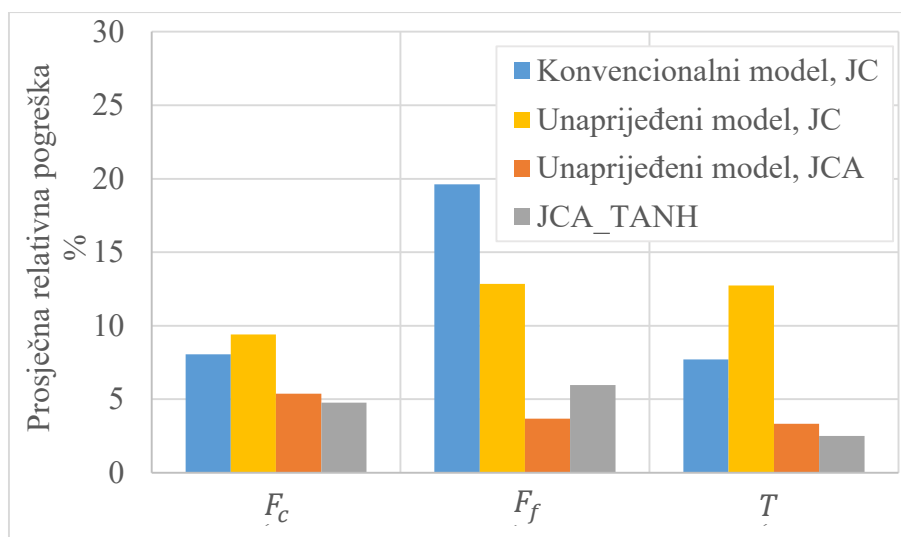
Slika 9.34. Raspodjela ekvivalentnog naprezanje u obratku i odvojenoj čestici te raspodjela temperature u zoni rezanja predviđene numeričkim postupkom za:

a) $v_c = 93$ m/min, $f = 0,11$ mm/o

b) $v_c = 233$ m/min, $f = 0,11$ mm/o

c) $v_c = 373$ m/min, $f = 0,11$ mm/o

Prosječna relativna pogreška za komponente sile rezanja i temperaturu u zoni rezanja (apsolutne vrijednosti) za različite numeričke modele i zakone očvršćivanja prikazana je na Slici 9.35. Najveća odstupanja su u predviđanju posmične sile i to primjenom konvencionalnog modela i Johnson-Cookovog zakona očvršćivanja gdje je pogreška od 2 % do 25 % ovisno o parametrima obrade. Primjenom JCA i JCA_TANH zakona očvršćivanja pogreška u predviđanju posmične sile je značajno smanjena. Oba zakona se mogu smatrati prikladnima jer su dobro opisali ponašanje materijala pri velikim deformacijama, brzinama deformacija i temperaturama. Primjenom JCA zakona očvršćivanja manje su pogreške u predviđanju izlaznih parametara (relativna pogreška do 10 %) u odnosu kada je primijenjen JCA_TANH zakon očvršćivanja (relativna pogreška do 15 %). Međutim, kada se u numeričkim modelima primjenjuje JCA zakona očvršćivanja, potrebno je poznavati debljinu odvojene čestice što za JCA_TANH zakon nije slučaj. Za JCA_TANH zakon je potrebno poznavati veći broj parametara.



Slika 9.35. Usporedba rezultata dobivenih različitim numeričkim modelima

Može se zaključiti da je glavni nedostatak JC zakona taj što ne može ispravno predvidjeti ponašanje materijala pri velikim deformacijama te ne obuhvaća međusobni utjecaj deformacije, brzine deformacije i temperature. Primjenom Arrheniusove jednadžbe, koja uzima u obzir međusobno utjecaj temperature i brzine deformacije, značajno su bolje predviđene komponente sile rezanja i temperatura u zoni rezanja. Primjenom JCA_TANH zakona očvršćivanja, koji uzima u obzir i utjecaj temperature na plastične deformacije te omekšavanje materijala uslijed porasta plastične deformacije, može se modelirati stvarni proces nastajanja odvojene čestice.

Pri malim deformacijama, uvodeći tangens hiperbolnu funkciju utjecaj plastične deformacije na naprezanje tečenja je ostao nepromijenjen. Omekšavanje materijala se pojavljuje pri većim deformacijama. Primjenom ovog zakona su dobro predviđene komponente sile rezanja i temperatura u zoni rezanja.

Također se može zaključiti da za aluminijsku leguru EN AW 6082 T6, omekšavanje zbog povećanja temperature ima veći utjecaj od očvršćivanja zbog povećanja brzine deformacije.

Nakon što su postavljeni ispravni numerički modeli, rezultate numeričkih modela je potrebno statistički obraditi kako bi se provela optimizacija ulaznih parametara. Navedeno je prezentirano u sljedećem poglavlju.

10. STATISTIČKA OBRADA REZULTATA DOBIVENIH NUMERIČKIM MODELIRANJE I OPTIMIZACIJA ULAZNIH PARAMETARA ORTOGONALNOG REZANJA

U nastavku su prezentirani rezultati statističke obrade rezultata dobivenih numeričkim modeliranjem ortogonalnog rezanja. Korišten je softver Design Expert 7.0 te je polazni matematički model polinom drugog reda, jednadžba 6.1. Razmatrani su rezultati numeričkih simulacija gdje su primijenjeni JCA zakon očvršćivanja i JCA_TANH zakon očvršćivanja. Cilj statističke obrade je dobivanje matematičkih modela pomoću kojih će se provesti optimizacija parametara obrade ortogonalnog rezanja. S ciljem eliminacije odnosno smanjenja broja eksperimenata, optimalni parametri obrade dobiveni numeričkim postupkom te dobiveni na temelju eksperimentalnih mjerenja bi trebali biti približno jednaki. Navedeno je potvrđeno na kraju ovog poglavlja.

10.1. JCA zakon očvršćivanja

Rezultati numeričkog modela u kojem je primijenjen JCA zakon očvršćivanja su prikazani u Tablici 9.6. Navedeni rezultati su primijenjeni za statističku obradu koja je prikazana u nastavku.

10.1.1. Matematički modeli komponenti sile ortogonalnog rezanja

Nakon odabira oblika modela provedena je analiza varijance (ANOVA) formiranih modela. U Tablici 10.1. je predstavljena analiza varijance za komponentu sile ortogonalnog rezanja F_c . F -vrijednost modela iznosi 366,40 i ukazuje na značajnost modela. Kako bi u model bili uključeni samo značajni članovi, provedena je spomenuta redukcija modela. Koeficijent determinacije $R^2 = 0,9946$ pokazuje da je model reprezentativan. Razlika između R_{adj}^2 ($R_{adj}^2 = 0,9919$) i R_{pred}^2 ($R_{pred}^2 = 0,9690$) je manja od 0,2, a adekvatna preciznost je veća od traženog minimuma koji iznosi četiri. Matematički model za izračunavanje komponente sile ortogonalnog rezanja F_c ima oblik:

$$F_c = 32,18233 - 0,071998v_c + 841,36905f - 0,892857v_c f + 0,000175v_c^2 \quad (10.1.)$$

10. Statistička obrada rezultata dobivenih numeričkim modeliranjem i optimizacija ulaznih parametara ortogonalnog rezanja

Tablica 10.1. Analiza varijance za glavnu silu rezanja F_c ; rezultati dobiveni numeričkim modeliranjem i primjenom JCA zakona očvršćivanja

	Br. stupnjeva slobode	Suma kvadrata odstupanja	Srednji kvadrat odstupanja	F-vrijednost	Prob>F
Model	4	2710,89	677,72	366,40	<0,0001
v_c	1	450,67	450,67	246,64	<0,0001
f	1	2166,00	2166,00	1171,00	<0,0001
$v_c f$	1	56,25	56,25	30,41	0,0006
v_c^2	1	37,98	37,98	20,53	0,0019
Ostatak	8	14,80	1,85		
Odstupanje od modela	4	14,80	3,70		
Čista pogreška	4	0,00	0,00		
Ukupno	12	2725,69			

U Tablici 10.2. je predstavljena analiza varijance za komponentu sile ortogonalnog rezanja F_f . F-vrijednost modela iznosi 381,09 i ukazuje na značajnost modela zbog čega je model prihvaćen i pogodan za provođenje daljnje analize. Provedena je spomenuta redukcija modela.

Tablica 10.2. Analiza varijance za posmičnu silu F_f ; rezultati dobiveni numeričkim modeliranjem i primjenom JCA zakona očvršćivanja

	Br. stupnjeva slobode	Suma kvadrata odstupanja	Srednji kvadrat odstupanja	F-vrijednost	Prob>F
Model	4	1211,34	302,83	381,09	<0,0001
v_c	1	726,00	726,00	913,62	<0,0001
f	1	253,50	253,50	319,01	<0,0001
$v_c f$	1	121,00	121,00	152,27	<0,0001
v_c^2	1	110,84	110,84	139,48	<0,0001
Ostatak	8	6,36	0,7946		
Odstupanje od modela	4	6,36	1,59		
Čista pogreška	4	0,00	0,00		
Ukupno	12	1217,69			

Koeficijent determinacije $R^2 = 0,9948$ pokazuje da je model reprezentativan. Razlika između R_{adj}^2 ($R_{adj}^2 = 0,9922$) i R_{pred}^2 ($R_{pred}^2 = 0,9660$) je manja od 0,2, a adekvatna preciznost je veća

od traženog minimuma koji iznosi četiri. Matematički model za izračunavanje komponente sile ortogonalnog rezanja F_f ima oblik:

$$F_f = 27,93053 - 0,11307v_c + 521,78571f - 1,30952v_c f + 0,000299v_c^2 \quad (10.2.)$$

10.1.2. Matematički model temperature u zoni rezanja

U Tablici 10.3. je predstavljena analiza varijance za temperaturu u zoni rezanja T . F -vrijednost modela iznosi 2913,59 i ukazuje na značajnost modela. Koeficijent determinacije $R^2 = 0,9995$ pokazuje da je model reprezentativan. Razlika između R_{adj}^2 ($R_{adj}^2 = 0,9992$) i R_{pred}^2 ($R_{pred}^2 = 0,9954$) je manja od 0,2, a adekvatna preciznost je veća od traženog minimuma koji iznosi četiri. Matematički model za izračunavanje temperature u zoni rezanja ima oblik:

$$T = 61,78958 + 0,60993v_c + 118,68090f - 1,42857v_c f - 0,00056v_c^2 + 1685,82375f^2 \quad (10.3.)$$

Tablica 10.3. Analiza varijance za temperaturu u zoni rezanja; rezultati dobiveni numeričkim modeliranjem i primjenom JCA zakona očvršćivanja

	Br. stupnjeva slobode	Suma kvadrata odstupanja	Srednji kvadrat odstupanja	F -vrijednost	$Prob > F$
Model	5	6984,95	1396,99	2913,59	<0,0001
v_c	1	6468,17	6468,17	13490,11	<0,0001
f	1	16,67	16,67	34,76	0,0006
$v_c f$	1	144,00	144,00	300,33	<0,0001
v_c^2	1	333,14	333,14	694,81	<0,0001
f^2	1	6,36	6,36	13,26	0,0083
Ostatak	7	3,36	0,4795		
Odstupanje od modela	3	3,36	1,12		
Čista pogreška	4	0,00	0,00		
Ukupno	12	6988,31			

10.2. JCA_TANH zakon očvršćivanja

Rezultati numeričkog modela u kojem je primijenjen JCA zakon očvršćivanja su prikazane u Tablici 9.8. navedeni rezultati su primijenjeni za statističku obradu koja je prikazana u nastavku.

10.2.1. Matematički modeli komponenti sile ortogonalnog rezanja

U Tablici 10.4. je predstavljena analiza varijance za komponentu sile ortogonalnog rezanja F_c . Kako bi u model bili uključeni samo značajni članovi, provedena je spomenuta redukcija modela. Koeficijent determinacije $R^2 = 0,9974$ pokazuje da je model reprezentativan. Razlika između R_{adj}^2 ($R_{adj}^2 = 0,9961$) i R_{pred}^2 ($R_{pred}^2 = 0,9882$) je manja od 0,2, a adekvatna preciznost je veća od traženog minimuma. Matematički model za izračunavanje komponente sile ortogonalnog rezanja F_c ima oblik:

$$F_c = 27,04118 - 0,05102v_c + 760,95238f - 0,47619v_c f + 0,000081v_c^2 \quad (10.4.)$$

Tablica 10.4. Analiza varijance za glavnu silu rezanja F_c ; rezultati dobiveni numeričkim modeliranjem i primjenom JCA_TANH zakona očvršćivanja

	Br. stupnjeva slobode	Suma kvadrata odstupanja	Srednji kvadrat odstupanja	F-vrijednost	Prob>F
Model	4	2613,89	653,47	759,75	<0,0001
v_c	1	308,17	308,17	358,28	<0,0001
f	1	2281,50	2281,50	1652,54	<0,0001
$v_c f$	1	16,00	16,00	18,60	0,0026
v_c^2	1	8,22	8,22	9,56	0,0149
Ostatak	8	6,88	0,8601		
Odstupanje od modela	4	6,88	1,72		
Čista pogreška	4	0,00	0,00		
Ukupno	12	2620,77			

U Tablici 10.5. je predstavljena analiza varijance za komponentu sile ortogonalnog rezanja F_f . F-vrijednost modela iznosi 1219,00 i ukazuje na značajnost modela zbog čega je model prihvaćen i pogodan za provođenje daljnje analize. Koeficijent determinacije $R^2 = 0,9989$ pokazuje da je model reprezentativan. Razlika između R_{adj}^2 ($R_{adj}^2 = 0,9980$) i R_{pred}^2

($R_{pred}^2 = 0,9885$) je manja od 0,2, a adekvatna preciznost je veća od traženog minimuma.

Matematički model za izračunavanje komponente sile ortogonalnog rezanja F_f ima oblik:

$$F_f = 17,74497 - 0,075386v_c + 569,99247f - 0,654762v_c f + 0,000159v_c^2 - 977,01149f^2 \quad (10.5.)$$

Tablica 10.5. Analiza varijance za posmičnu silu F_f ; rezultati dobiveni numeričkim modeliranjem i primjenom JCA_TANH zakona očvršćivanja

	Br. stupnjeva slobode	Suma kvadrata odstupanja	Srednji kvadrat odstupanja	F-vrijednost	Prob>F
Model	5	763,12	152,62	1219,00	<0,0001
v_c	1	337,50	337,50	2695,57	<0,0001
f	1	368,17	368,17	2940,50	<0,0001
$v_c f$	1	30,25	30,25	241,60	<0,0001
v_c^2	1	26,90	26,90	214,83	<0,0001
f^2	1	2,14	2,14	17,06	0,0044
Ostatak	7	0.8764	0,1252		
Odstupanje od modela	3	0,8764	0,2921		
Čista pogreška	4	0,00	0,00		
Ukupno	12	764,00			

10.2.2. Matematički model temperature u zoni rezanja

U Tablici 10.6. je predstavljena analiza varijance za temperaturu u zoni rezanja T . Koeficijent determinacije $R^2 = 0,9997$ pokazuje da je model reprezentativan. Razlika između R_{adj}^2 ($R_{adj}^2 = 0,9995$) i R_{pred}^2 ($R_{pred}^2 = 0,9971$) je manja od 0,2, a adekvatna preciznost je veća od traženog minimuma. Matematički model za izračunavanje temperature u zoni rezanja ima oblik:

$$T = 43,95809 + 0,586744v_c + 695,50082f - 1,42857v_c f - 0,000549v_c^2 - 1398,46743f^2 \quad (10.6.)$$

Tablica 10.6. Analiza varijance za temperaturu u zoni rezanja; rezultati dobiveni numeričkim modeliranjem i primjenom JCA_TANH zakona očvršćivanja

	Br. stupnjeva slobode	Suma kvadrata odstupanja	Srednji kvadrat odstupanja	F-vrijednost	Prob>F
Model	5	6181,24	1236,25	5705,47	<0,0001
v_c	1	5520,67	5520,67	21013,04	<0,0001
f	1	104,17	104,17	396,48	<0,0001
$v_c f$	1	144,00	144,00	548,10	<0,0001
v_c^2	1	319,68	319,68	1216,80	<0,0001
f^2	1	4,38	4,38	16,65	0,0047
Ostatak	7	1,84	0,2627		
Odstupanje od modela	3	1,84	0,6130		
Čista pogreška	4	0,00	0,00		
Ukupno	12	6183,08			

10.3. Optimizacija ortogonalnog rezanja genetskim algoritmom

Višeciljna optimizacija je izvedena na temelju matematičkih modela predstavljenih u ovom poglavlju. Cilj optimizacije, težinski faktori, ograničenja te parametri genetskog algoritma su jednaki onima kada su primijenjeni eksperimentalni rezultati, poglavlje 6.4. Ciljne vrijednosti odgovaraju najnižim vrijednostima rezultata dobivenih numeričkim modeliranjem te su prikazane u Tablici 10.7.

Tablica 10.7. Ciljne vrijednosti korištene u optimizaciji

	eksperiment	JCA	JCA_TANH
F_c / N/mm	55	54	49
F_f / N/mm	28	28	26
T / °C	117	117	119

Optimalne vrijednosti parametara obrade dobivene genetskim algoritmom i izlazne veličine postupka za optimalne parametre dane su u Tablici 10.8.

Optimalne vrijednosti ulaznih veličina dobivene na temelju rezultata dobivenih numeričkim modelom te na temelju eksperimentalnih rezultata su približno jednake. Optimalni posmak je jednak za sve razmatrane slučajeve. Razlika u optimalnoj brzini rezanja je zanemariva što

ukazuje da se ispravnim numeričkim modelom mogu odrediti optimalni parametri obrade te eliminirati eksperimentalna ispitivanja. Sličnost optimalnih parametara obrade je i očekivana obzirom da se rezultati numeričkih simulacija poklapaju s eksperimentalnim rezultatima. Na ovaj način je potvrđeno da se pouzdanim numeričkim modelom mogu odrediti optimalni ulazni parametri te tako smanjiti ili eliminirati eksperimentalna ispitivanja.

Tablica 10.8. Predviđene vrijednosti izlaznih veličina za optimalne vrijednosti ulaznih veličina

	eksperiment	JCA	JCA_TANH
v_c / m/min	233	215	215
f / mm/o	0,05	0,05	0,05
F_c / N/mm	52	57	53
F_f / N/mm	30	29	28
T / °C	161	162	161
Funkcija cilja	1,141331	1,153531	1,154927

U narednom poglavlju opisana je hibridna metoda koja omogućuje predviđanje sile rezanja za postupak tokarenja (kosog rezanja) na temelju rezultata dobivenih u numeričkim simulacijama ortogonalnog rezanja.

11. PREDVIĐANJE SILE REZANJA ZA POSTUPAK TOKARENJA HIBRIDNOM METODOM

Glavni nedostatak numeričkog modeliranja kosog rezanja je potreba za računalnim resursima odnosno, izrazito je dugo vrijeme trajanja simulacija u odnosu na ortogonalno rezanje. S druge strane, analitički postupak ne zahtijeva puno vremena za opisivanje procesa. Međutim, potrebni su empirijski podaci o određenim specifičnim koeficijentima i veličinama kao što su kut smicanja, kut vanjskog trenja klizanja i smično naprezanje u ravnini smicanja. Stoga je potreban alternativni pristup. Određeni koeficijenti i navedene veličine se mogu dobiti pomoću numeričkog modeliranja ortogonalnog rezanja. Zatim se određenim transformacijama mogu predvidjeti izlazne veličine u različitim postupcima obrade odvajanjem čestica. U poglavlju 2 kratko je objašnjena razlika između ortogonalnog i kosog rezanja. U ovom poglavlju je detaljnije objašnjena razlika u geometriji između dva spomenuta mehanizma rezanja te predviđanje sile rezanja za postupak tokarenja (kosog rezanja) na temelju poznatih veličina dobivenih iz simulacija ortogonalnog rezanja.

11.1. Mehanika ortogonalnog rezanja

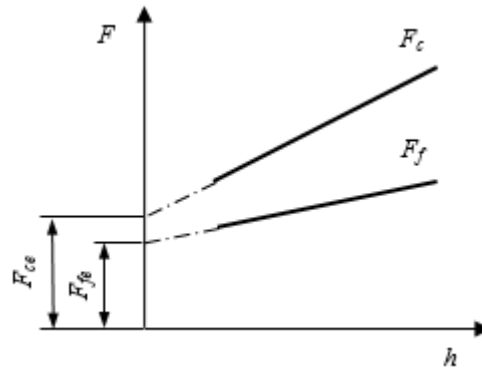
Komponente sile rezanja bi trebale linearno rasti s povećanjem širine rezanja i debljine neodrezane odvojene čestice. Međutim, u testovima ortogonalnog rezanja karakterističan je trend prikazan na Slici 11.1. U dijagramu ovisnosti komponenti sile rezanja (F_c, F_f) o debljini neodrezane odvojene čestice se za slučaj $h = 0$ dobivaju sjecišta na ordinatnoj osi koja odgovaraju komponentama rubne sile. Prema Altintasu [172] rubna sila je pokazatelj efekta veličine zaobljenja duž cijele rezne oštrice alata. Komponente rubne sile (F_{ce}, F_{fe}) se mogu odrediti iz niza eksperimenata pri različitim brzinama rezanja i posmacima [172].

Komponente F_{ce} i F_{fe} su prisutne na prednjoj površini alata te nastaju zbog pojave gnječanja i prodiranja u tercijarnoj zoni smicanja. Uzimajući u obzir i rubnu silu, komponente sile ortogonalnog rezanja se mogu zapisati:

$$F_c = F_{cc} + F_{ce} \quad (11.1)$$

$$F_f = F_{fc} + F_{fe} \quad (11.2)$$

gdje su F_{cc} i F_{fc} komponente sile koja doprinosi stvaranju odvojene čestice.



Slika 11.1. Ovisnost komponenti sile rezanja o debljini neodrezane odvojene čestice [2]

Konstante komponenti rubne sile k_{ce} , k_{fe} se mogu odrediti kao:

$$k_{ce} = \frac{F_{ce}}{b} \quad (11.3.)$$

$$k_{fe} = \frac{F_{fe}}{b} \quad (11.4.)$$

Prema modelu nastajanja odvojene čestice u jednoj ravni smicanja (AB) koji su postavili Time i Merchant, površina smicanja A_{sh} se može odrediti prema izrazu:

$$A_{sh} = \frac{A_0}{\sin\phi} = \frac{bh}{\sin\phi} \quad (11.5.)$$

gdje je:

A_0 - površina presjeka neodrezane odvojene čestice, mm^2

ϕ - kut smicanja, $^\circ$.

Sa Slike 11.2. može se uočiti da se kut smicanja može odrediti prema izrazu:

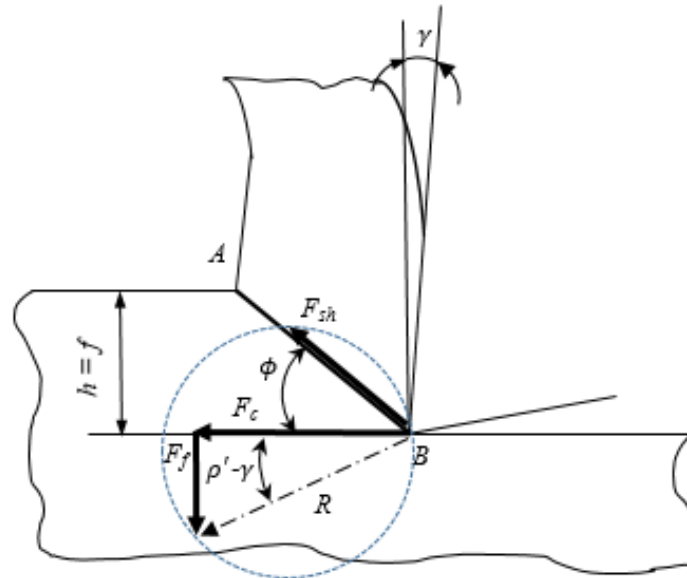
$$\text{tg}\phi = \frac{\cos\gamma}{\xi - \sin\gamma} \quad (11.6.)$$

Kut vanjskog trenja klizanja ρ' se može izračunati prema izrazu:

$$\rho' = \gamma + \text{tg}^{-1} \left(\frac{F_{fc}}{F_{cc}} \right) \quad (11.7.)$$

Pomoću Merchantovog kruga sila na Slici 11.2, smično naprezanje koje djeluje na ravninu smicanja se može izračunati pomoću sile smicanja F_{sh} :

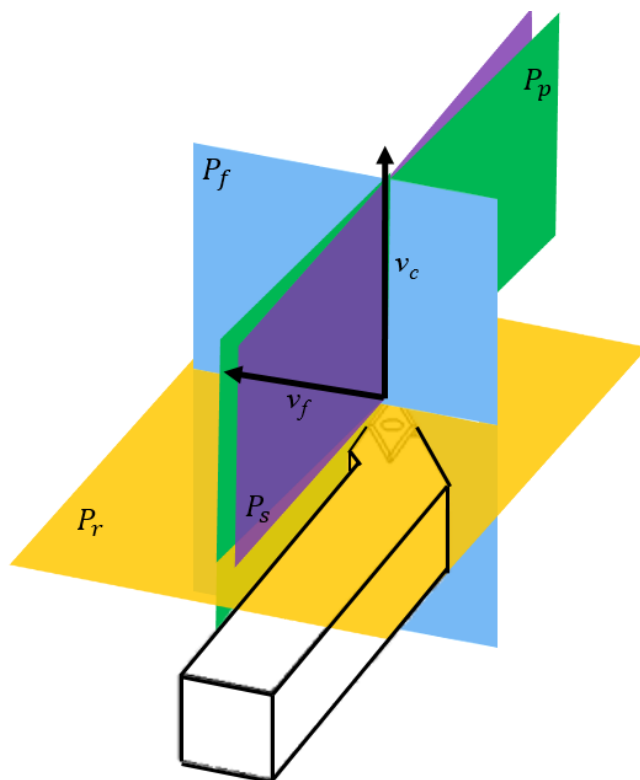
$$\tau_{sh} = \frac{F_{sh}}{A_{sh}} = \frac{(F_{cc} \cos \phi - F_{fc} \sin \phi) \sin \phi}{bh} \quad (11.8.)$$



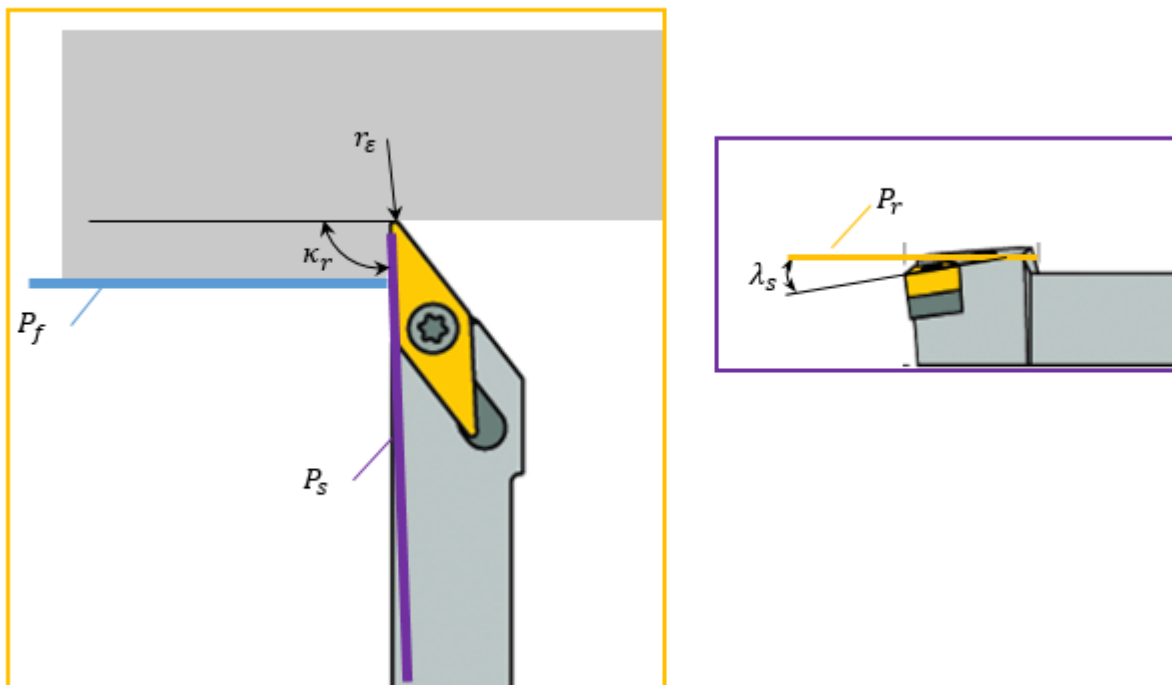
Slika 11.2. Mehanika ortogonalnog rezanja

11.2. Mehanika tokarenja (kosog rezanja)

Primjer kosog rezanja je postupak tokarenja. U ortogonalnom rezanju kut nagiba glavne oštrice je jednak nuli dok za slučaj kosog rezanja vektor brzine rezanja ima kut nagiba glavne oštrice $\lambda_s \neq 0$. Kut nagiba glavne oštrice alata λ_s je kut između glavne oštrice i referentne ravnine P_r i mjeri se u ravnini rezanja P_s , Slika 11.3., Slika 11.4. Kut namještanja glavne oštrice alata ima oznaku κ_r . Obzirom da kod postupka tokarenja radijus zaobljenja vrha rezne oštrice (r_ϵ) utječe na veličine i smjerove djelovanja sila primjenjuje se koncept ekvivalentne rezne oštrice [173]–[175]. Wang i Mathew [175] su razvili matematički model za određivanje ekvivalentne rezne oštrice za alat sa zaobljenim vrhom koji uzima u obzir i kut nagiba glavne oštrice alata. Njihov pristup je primijenjen u okviru ovog istraživanja, ali rezultati nisu bili u skladu s eksperimentalnim podacima. Zbog toga je primijenjeno analitičko modeliranje sila rezanja koje se temelji na podjeli površine presjeka odvojene čestice na dva karakteristična segmenta te na Armaregovim transformacijama kosog rezanja [176]. Ovaj pristup je opisan u nastavku.



Slika 11.3. Ravnine u promatranoj točki glavne oštrice alata [177], [178]



Slika 11.4. Ravnine i kutovi tokarskog noža

Prema Armaregovom modelu kosog rezanja konstante kosog rezanja (K_{cc}, K_{fc}, K_{pc}) iznose:

$$K_{cc} = \frac{\tau_{sh}}{\sin\phi_n} \frac{\cos(\rho_n - \gamma) + \operatorname{tg}\lambda_s \operatorname{tg}\eta_\gamma \sin\rho_n}{\sqrt{\cos^2(\phi_n + \rho_n - \gamma) + \operatorname{tg}^2\eta_\gamma \sin^2\rho_n}} \quad (11.9.)$$

$$K_{fc} = \frac{\tau_{sh}}{\sin\phi_n \cos\lambda_s} \frac{\sin(\rho_n - \gamma)}{\sqrt{\cos^2(\phi_n + \rho_n - \gamma) + \operatorname{tg}^2\eta_\gamma \sin^2\rho_n}} \quad (11.10.)$$

$$K_{pc} = \frac{\tau_{sh}}{\sin\phi_n} \frac{\cos(\rho_n - \gamma) \operatorname{tg}\lambda_s - \operatorname{tg}\eta_\gamma \sin\rho_n}{\sqrt{\cos^2(\phi_n + \rho_n - \gamma) + \operatorname{tg}^2\eta_\gamma \sin^2\rho_n}} \quad (11.11.)$$

gdje je:

ϕ_n - normalni kut smicanja, °

ρ_n - normalni kut trenja, °

η_γ - kut toka odvojene čestice, °.

Eksperimentalni podaci su ukazali da veličine $\phi_n, \rho_n, \tau_{sh}$ ne ovise o kutu nagiba glavne oštrice kada je taj kut manji od 40°. Dakle, ove veličine se mogu odrediti u pokusima ortogonalnog rezanja ($\phi_n \equiv \phi, \rho_n \equiv \rho'$) [2]. Također, prema Stablerovom empirijskom pravilu o toku odvojene čestice, kut toka odvojene čestice je jednak kutu nagiba glavne oštrice ($\eta_\gamma = \lambda_s$) [179].

Komponente rubne sile (F_{ce}, F_{fe}, F_{re}) za koso rezanje iznose:

$$F_{ce} = K_{ce}b = k_{ce} \cos\lambda_s b \quad (11.12.)$$

$$F_{fe} = K_{fe}b = k_{fe} b \quad (11.13.)$$

$$F_{pe} = K_{pe}b = k_{ce} \sin\lambda_s b \quad (11.14.)$$

gdje je:

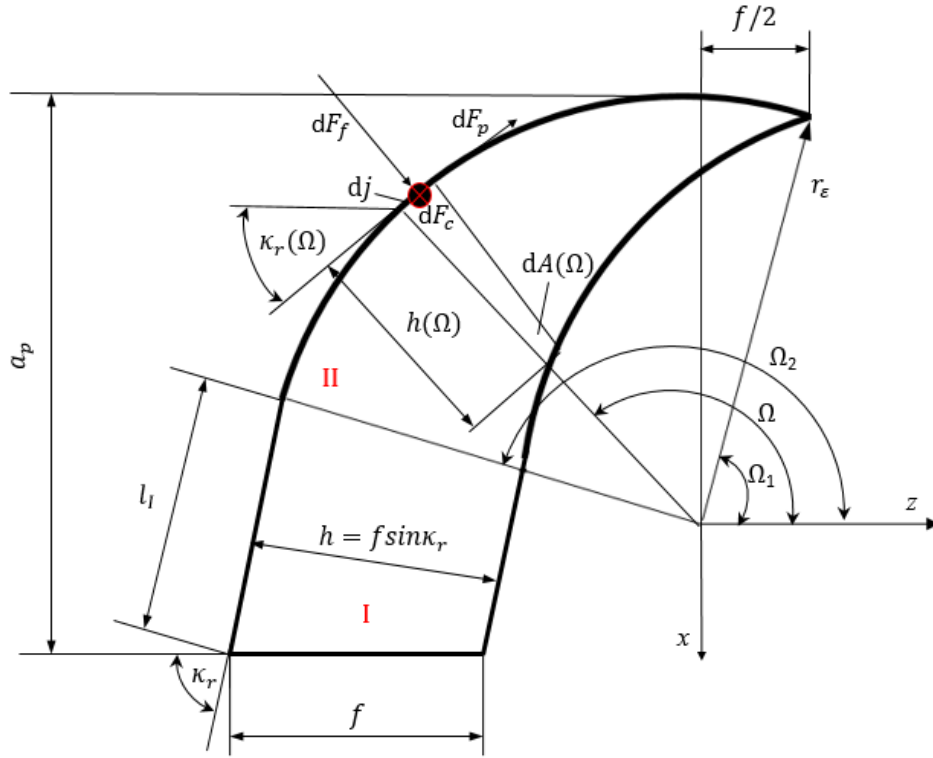
K_{ce} - konstanta glavne komponente rubne sile, N/mm

K_{fe} - konstanta posmične komponente rubne sile, N/mm

K_{pe} - konstanta rubne sile prodiranja, N/mm.

Geometrija poprečnog presjeka neodrezane odvojene čestice u referentnoj ravnini je prikazana na Slici 11.5.

Armaregova transformacija se primjenjuje odvojeno za segment I i II. Segment I obuhvaća ravni dio alata, a segment II obuhvaća zaobljeni vrh alata.



Slika 11.5. Geometrija poprečnog presjeka neodrezane odvojene čestice [2]

U segmentu I se debljina neodrezane odvojene čestice može izračunati prema izrazu:

$$h = f \sin \kappa_r \quad (11.15.)$$

Površina segmenta I se može odrediti prema izrazu:

$$A_I = f [a_p - r_\epsilon (1 - \cos \kappa_r) - 0,25 f \sin(2\kappa_r)] \quad (11.16.)$$

Karakteristična duljina segmenta I se može odrediti prema izrazu:

$$l_I = \frac{1}{\sin \kappa_r} [a_p - r_\epsilon (1 - \cos \kappa_r)] \quad (11.17.)$$

Sile koje djeluju na segment I mogu se odrediti prema izrazima:

$$F_{c,I} = K_{cc} A_I + K_{ce} l_I \quad (11.18.)$$

$$F_{f,I} = K_{fc} A_I + K_{fe} l_I \quad (11.19.)$$

$$F_{p,I} = K_{pc} A_I + K_{pe} l_I \quad (11.20.)$$

Konstante kosog rezanja (K_{cc} , K_{fc} , K_{pc}) i konstante rubne sile (K_{ce} , K_{fe} , K_{pe}) se mogu odrediti Aramaregovim izrazima (11.9.)-(11.14.).

Dinamometrom izmjerene sile u postupku tokarenja su u smjerovima osi x , y i z . Projekcija sila $F_{c,I}$, $F_{f,I}$ i $F_{p,I}$ u tim smjerovima je:

$$F_{x,I} = F_{f,I} \cos \kappa_r - F_{p,I} \sin \kappa_r \quad (11.21.)$$

$$F_{y,I} = F_{c,I} \quad (11.22.)$$

$$F_{z,I} = F_{f,I} \sin \kappa_r + F_{p,I} \cos \kappa_r \quad (11.23.)$$

Obzirom da se u segmentu II debljina neodrezane odvojene čestice kontinuirano povećava, taj segment će se podijeliti na $i = (\Omega_2 - \Omega_1) / \Delta\Omega$ diferencijalnih elemenata. Ω predstavlja kut položaja neodrezane odvojene čestice za razmatrani diferencijalni element te je njegova granična vrijednosti za segment II:

$$\Omega_1 = \cos^{-1} \frac{f}{2r_\varepsilon} \quad (11.24.)$$

$$\Omega_2 = 90^\circ + \kappa_r \quad (11.25.)$$

Debljina neodrezane odvojene čestice se povećava od $h = 0$ do $h = f \sin \kappa_r$. Površina diferencijalnog elementa može se odrediti iz izraza:

$$dA(\Omega) = h(\Omega) dj = h(\Omega) r_\varepsilon d\Omega \quad (11.26.)$$

gdje je:

dj - duljina luka inkrementa, mm

$d\Omega$ - kut inkrementa, °

$h(\Omega)$ - debljine neodrezane odvojene čestice za razmatrani diferencijalni element, mm.

Prema [180] vrijedi:

$$h(\Omega) = r_\varepsilon - f \cos \Omega - \sqrt{r_\varepsilon^2 - f^2 \sin^2 \Omega} \quad (11.27.)$$

Sile koje djeluju na diferencijalni element u segmentu II mogu se odrediti prema izrazima:

$$dF_{c,II} = K_{cc}(\Omega) dA(\Omega) + K_{ce}(\Omega) dj = [K_{cc}(\Omega) h(\Omega) + K_{ce}(\Omega)] r_\varepsilon d\Omega \quad (11.28.)$$

$$dF_{f,II} = K_{fc}(\Omega) dA(\Omega) + K_{fe}(\Omega) dj = [K_{fc}(\Omega) h(\Omega) + K_{fe}(\Omega)] r_\varepsilon d\Omega \quad (11.29.)$$

$$dF_{p,II} = K_{pc}(\Omega) dA(\Omega) + K_{pe}(\Omega) dj = [K_{pc}(\Omega) h(\Omega) + K_{pe}(\Omega)] r_\varepsilon d\Omega \quad (11.30.)$$

U segmentu II potrebno je uvesti kutove u ovisnosti o kutu položaja debljine neodrezane odvojene čestice za razmatrani diferencijalni element [2]:

$$\lambda_s(\Omega) = \text{tg}^{-1}(-\cos\Omega \text{tg}\gamma_p - \sin\Omega \text{tg}\gamma_f) \quad (11.31.)$$

$$\gamma(\Omega) = \text{tg}^{-1}(\cos\lambda_s(\Omega)(\sin\Omega \text{tg}\gamma_p - \cos\Omega \text{tg}\gamma_f)) \quad (11.32.)$$

gdje je:

γ_p - prednji kut u ravnini P_p , °

γ_f - prednji kut u ravnini posmičnog gibanja P_f , °.

Prethodna dva kuta se mogu izračunati:

$$\text{tg}\gamma_f = \frac{\sin\kappa_r \text{tg}\gamma - \cos\kappa_r \sin\lambda_s}{\cos\lambda_s} \quad (11.33.)$$

$$\text{tg}\gamma_p = \frac{\cos\kappa_r \text{tg}\gamma + \sin\kappa_r \sin\lambda_s}{\cos\lambda_s} \quad (11.34.)$$

Ako se jednakosti $\eta_\gamma = \lambda_s(\Omega)$ i $\gamma = \gamma(\Omega)$ uvrste u izraze (11.9.)-(11.14.) mogu se odrediti konstante kosog rezanja te konstante komponenti rubne sile za segment II. Projekcija diferencijalnih sila u smjerovima osi x , y i z za k -ti segment se može odrediti prema izrazima:

$$dF_{xk,II} = dF_{f,II} \sin\Omega - dF_{p,II} \cos\Omega \quad (11.35.)$$

$$dF_{yk,II} = dF_{c,II} \quad (11.36.)$$

$$dF_{zk,II} = -dF_{f,II} \cos\Omega + dF_{p,II} \sin\Omega \quad (11.37.)$$

Ukupne sile koje djeluju na segment II se mogu dobiti zbrajanjem diferencijalnih sila uzduž zakrivljenog dijela vrha alata:

$$F_{x,II} = \sum_{k=1}^i dF_{xk,II} \quad (11.38.)$$

$$F_{y,II} = \sum_{k=1}^i dF_{yk,II} \quad (11.39.)$$

$$F_{z,II} = \sum_{k=1}^i dF_{zk,II} \quad (11.40.)$$

Zbrajanjem komponenti sila u segmentu I i segmentu II se dobije ukupna sila kojom djeluje alat u postupku tokarenja:

$$F_x = F_{x,I} + F_{x,II} \quad (11.41.)$$

$$F_y = F_{y,I} + F_{y,II} \quad (11.42.)$$

$$F_z = F_{z,I} + F_{z,II} \quad (11.43.)$$

11.3. Eksperimentalni rad – tokarenje

U drugom dijelu eksperimentalnih ispitivanja razmatrane su komponente sile rezanja u postupku tokarenja. Druga skupina eksperimenata je provedena kako bi se ti rezultati mogli usporediti s analitičkim predviđanjima. Sredstva i uvjeti eksperimenta su prikazani u poglavlju 5.1. Dubina rezanje za sve eksperimente je $a_p = 3$ mm, kut namještanja glavne oštrice alata je $\kappa_r = 75^\circ$ te kut nagiba glavne oštrice alata je $\lambda_s = 10^\circ$. Ostali parametri su nepromijenjeni. Svaki eksperiment je ponovljen tri puta. Rezultati mjerenja su prikazani u Tablici 11.1.

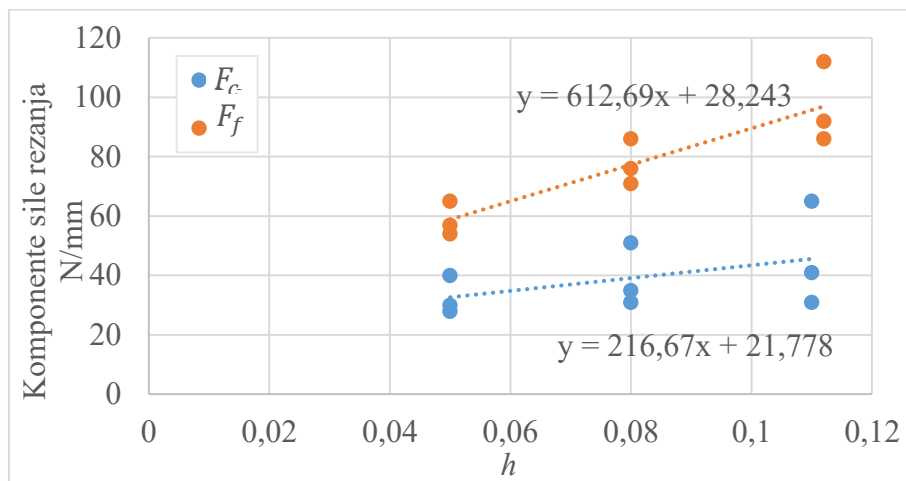
Tablica 11.1. Ulazni parametri i eksperimentalni rezultati u postupku tokarenja

Redni broj	v_c m/min	f mm/o	F_x N	F_y N	F_z N
1	93	0,05	10	216	135
2	233	0,05	9	164	102
3	373	0,05	5	154	87
4	93	0,08	8	273	167
5	233	0,08	2	218	131
6	373	0,08	1	210	109
7	93	0,11	9	394	252
8	233	0,11	8	257	154
9	373	0,11	16	248	124

11.4. Predviđanje sile rezanja za postupak tokarenja

Potrebne veličine iz ortogonalnog rezanja su određene na temelju rezultata numeričkih simulacija. Zatim su te veličine primijenjene u geometrijskim i kinematičkim transformacijskim modelima kako bi se predvidjele izlazne veličine postupka tokarenja. Zbog toga je ova metoda nazvana hibridna metoda.

Sile rezanja i temperatura u zoni rezanja, u usporedbi s eksperimentalnim podacima, su najbolje predviđene numeričkim modelima ortogonalnog rezanja gdje je primijenjen JCA zakon očvršćivanja. Primjenom tih rezultata (Tablica 9.6.), analitičkim postupkom su određene potrebne veličine (ϕ , ρ' , τ_{sh} , k_{ce} , k_{fe}). Dakle, na temelju izraza (11.1.) - (11.4.) određene su konstante rubne sile, $k_{ce} = 28$ N/mm, $k_{fe} = 22$ N/mm, Slika 11.6. Postojanje ove sile, na temelju numeričkih simulacija u kojima je pretpostavljen oštar alat, ukazuje da rubna sila ne nastaje samo zbog zaobljenja rezne oštrice alata već zbog same prirode procesa.



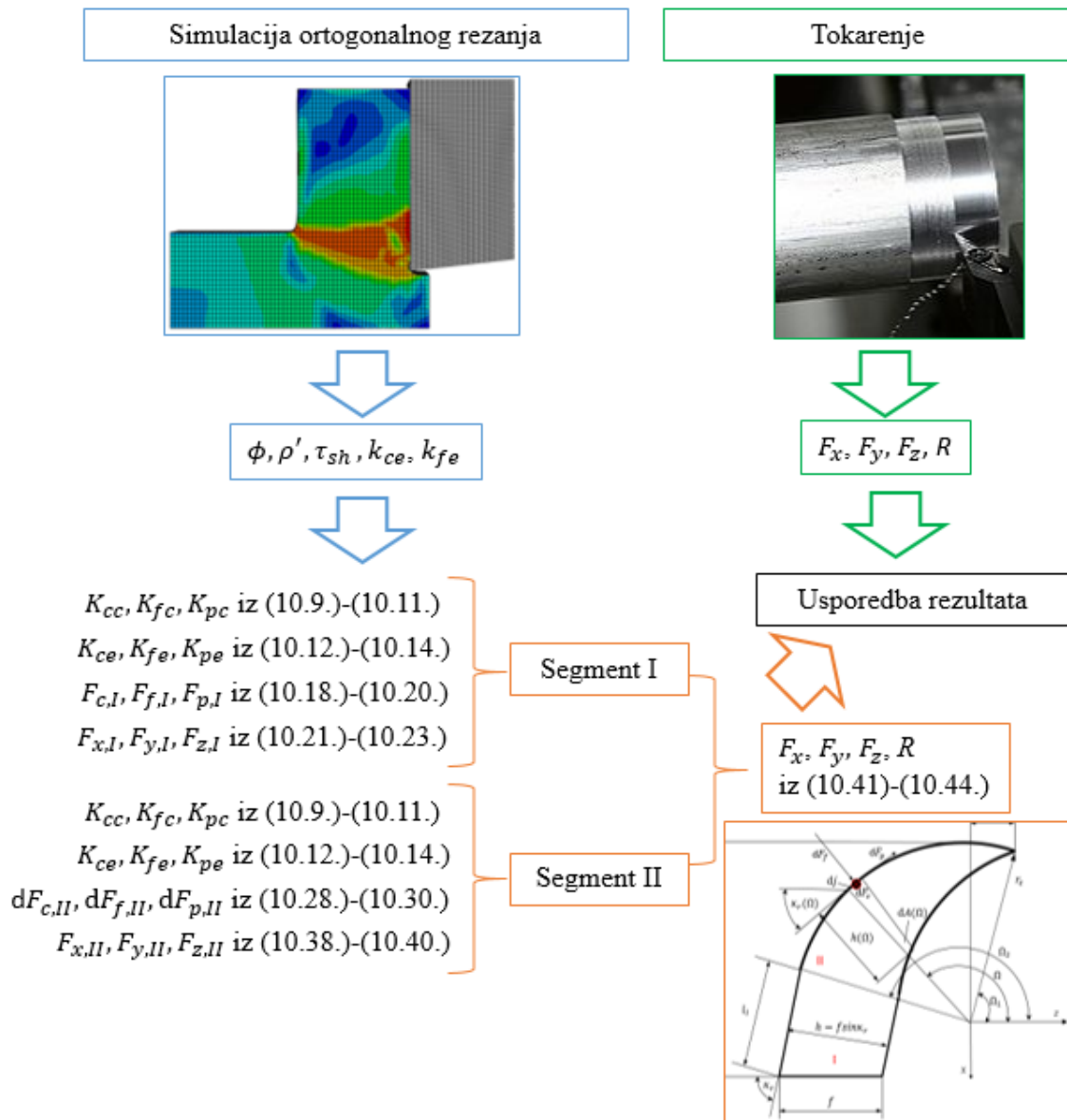
Slika 11.6. Određivanje konstanti rubne sile

Primjenom dobivenih vrijednosti konstanti rubne sile, na temelju izraza (11.1) i (11.2.) određene su komponente sile rezanja koje pridonose nastajanju odvojene čestice. Nakon toga određene su preostale potrebne veličine (izrazi 11.6.-11.8.), Tablica 11.2.

Tablica 11.2. Ulazni parametri i podaci iz ortogonalnog rezanja na temelju rezultata dobivenih numeričkim modeliranjem

Redni broj	v_c m/min	f mm/o	ξ	ϕ °	ρ' °	τ_{sh} MPa
1	93	0,05	3,60	15,52	25,94	165,04
2	233	0,05	3,42	16,30	15,42	143,63
3	373	0,05	3,26	17,05	12,99	135,47
4	93	0,08	2,90	19,03	26,57	184,91
5	233	0,08	2,75	19,98	15,15	173,72
6	373	0,08	2,55	21,41	11,82	167,69
7	93	0,11	2,80	19,65	27,11	197,65
8	233	0,11	2,44	22,86	16,53	179,32
9	373	0,11	2,29	23,59	8,82	180,27

Za zadane parametre rezanja i geometriju alata može se odrediti površina i karakteristična duljina segmenta I (11.15. – 11.17.). Na temelju izraza (11.9.)-(11.11.) mogu se odrediti konstante kosog rezanja K_{cc} , K_{fc} , K_{pc} uz već naveden pretpostavke: $\eta_\gamma = \lambda_s$, $\phi_n \equiv \phi$, $\rho_n \equiv \rho'$. Zatim se pomoću izraza (11.18.)-(11.20.) mogu odrediti sile koje djeluju na segment I te projekcija tih sila u smjerovima osi x , y i z pomoću izraza (11.21.)-(11.23.), Slika 11.7.



Slika 11.7. Određivanje sile rezanja za postupak tokarenja; hibridna metoda

Odabrano je da se segment II podijeli na 100 diferencijalnih elemenata. Prednji kutovi γ_p i γ_f su određeni iz izraza (11.33.) i (11.34.), a $\lambda_s(\Omega)$ i $\gamma(\Omega)$ iz izraza (11.31.) i (11.32.). Uz

pretpostavku da su parametri jednaki $\eta_\gamma = \lambda_s(\Omega)$ i $\gamma = \gamma(\Omega)$ mogu se odrediti konstante kosog rezanja te konstante rubne sile za segment II (11.9.-11.14.). Sile koje djeluju na diferencijalni element u segmentu II mogu se odrediti pomoću izraza (11.28.)-(11.30.). Projekcija tih sila u smjerovima osi x , y i z se može odrediti pomoću izraza (11.35.)-(11.37.). Ukupna sila kojom djeluje alat je određena pomoću izraza (11.41.)-(11.43.). U postupku tokarenja sila rezanja R je rezultanta komponenti sile rezanja u smjeru osi x , y i z te se može izračunati prema izrazu:

$$R = \sqrt{F_x^2 + F_y^2 + F_z^2} \quad (11.44.)$$

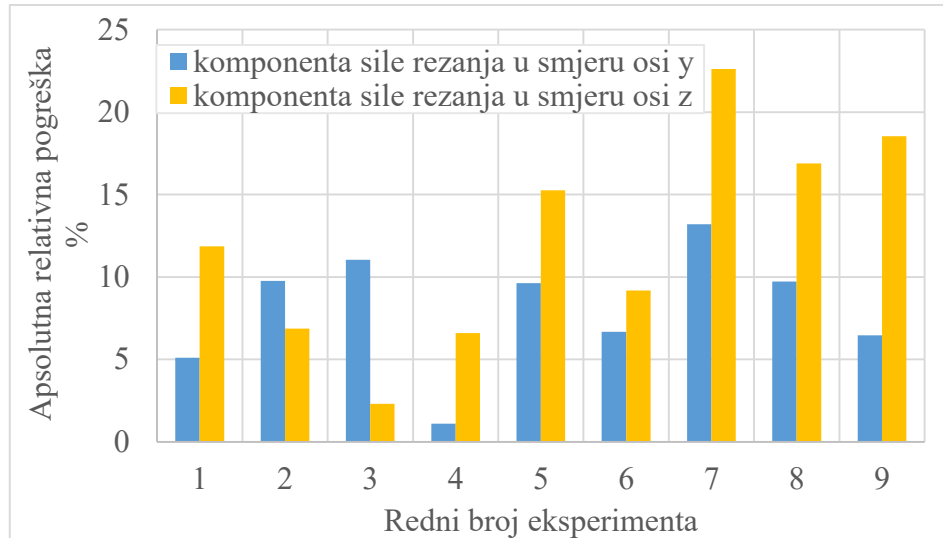
U Tablici 11.3. su prikazani eksperimentalni rezultati komponenti sile rezanja u postupku tokarenja te rezultati dobiveni hibridnom metodom. Također je prikazana relativna pogreška predviđanje sile rezanja R_e hibridnom metodom u odnosu na eksperimentalne rezultate.

Tablica 11.3. Usporedba eksperimentalnih rezultata sile rezanja i predviđanja sile rezanja hibridnom metodom za postupak tokarenja

Redni broj	v_c m/min	f mm/o	Eksperimentalni rezultati				Rezultati dobiveni hibridnom metodom				R_e %
			F_x	F_y	F_z	R	F_x	F_y	F_z	R	
			N	N	N	N	N	N	N	N	
1	93	0,05	10	216	135	254,91	29	205	119	238,80	-6,3
2	233	0,05	9	164	102	193,34	19	180	95	204,42	5,7
3	373	0,05	5	154	87	176,95	18	171	89	193,61	9,4
4	93	0,08	8	273	167	320,13	35	270	156	313,79	-2,0
5	233	0,08	2	218	131	254,34	18	239	111	264,13	3,8
6	373	0,08	1	210	109	236,61	2	224	99	244,91	3,5
7	93	0,11	9	394	252	467,78	41	342	195	395,82	-15,4
8	233	0,11	8	257	154	299,71	18	282	128	310,21	3,5
9	373	0,11	16	248	124	277,74	8	264	101	282,77	1,8

Najveća odstupanja između eksperimentalnih podataka i podataka dobivenim opisanom hibridnom metodom su za komponentu sile rezanja u smjeru osi x . Međutim, ta komponenta je i do nekoliko desetaka puta manja od komponente sile rezanja u smjeru osi y zbog čega je njen doprinos na silu rezanja skoro pa zanemariv. Eksperimentalni rezultati su u skladu s rezultatima dobivenim hibridnom metodom za komponente sile rezanja u smjeru osi y i smjeru osi z . Navedena odstupanja su manja od 19 % za sve eksperimente osim za eksperiment pod rednim brojem sedam, Slika 11.8. Pri $v_c = 93$ m/min i $f = 0,11$ mm/o dolazi do nagomilavanja

trakaste odvojene čestice što utječe na rezultate mjerenja. Sila rezanja (rezultantna) je dobro predviđena za sve kombinacije ulaznih parametara. Navedeno ukazuje na ispravnost primjene hibridne metode za predviđanje sile rezanja u postupku tokarenja.



Slika 11.8. Pogreška u predviđanju komponenti sile rezanja za postupak tokarenja

Numeričkim modeliranjem ortogonalnog rezanja te primjenom geometrijskih i kinematičkih transformacija mogu se eliminirati dugotrajna eksperimentalna ispitivanja. Podatke i zaključke iz ovog rada bilo bi korisno upotrijebiti za predviđanje temperature u zoni rezanja za postupak tokarenja. Također se mogu primijeniti i za predviđanje izlaznih veličina za druge postupke obrade odvajanjem čestica kao što je glodanje.

12. ZAKLJUČAK

U proizvodnji su sve više prisutni zahtjevi za poboljšanjem obrade odvajanjem čestica primjenom numeričkog modeliranja i optimizacije. Postupci obrade odvajanjem čestica su među najsloženijim proizvodnim postupcima za modeliranje i numeričku analizu. Složenost proizlazi iz velikih plastičnih deformacija materijala, iz triboloških uvjeta koji se javljaju na dodiru alata i obratka te zbog interakcije sustava. Također, kontinuirano nastaje odvojena čestica što je posljedica promjene naprežanja u zoni smicanja. Numerički modeli omogućuju razumijevanje pojava tijekom same obrade, ali mogućnost preciznog modeliranja obrade odvajanjem čestica ovisi o dostupnosti točnih zakona očvršćivanja materijala obratka i modela trenja te o ostalim numeričkim postavkama i parametrima koje je potrebno uzeti u obzir. Cilj ovog rada je bio definiranje pouzdanog numeričkog modela ortogonalnog rezanja te razvoj prikladnih matematičkih modela što je iskazano hipotezom:

Konstitutivni model materijala obratka, opis uvjeta dodira između alata i obratka te diskretizacija volumena obratka i alata značajno utječu na rezultate numeričkih simulacija obrade odvajanjem čestica. Numerički model ortogonalnog rezanja temeljen na spregnutoj Euler-Lagrangeovoj formulaciji, koji pretpostavlja generiranje topline zbog trenja i plastičnih deformacija te utjecaj brzine deformacije i temperature na promjenu granice tečenja, omogućit će pouzdano predviđanje sile rezanja i raspodjelu temperature u zoni rezanja.

Višeciljnom optimizacijom matematičkih modela koji opisuju utjecaj parametara obrade na izlazne veličine procesa u postupku ortogonalnog rezanja, mogu se odrediti optimalni parametri tako da se minimiziraju sile rezanja i temperature u zoni rezanja.

Da bi se potvrdila navedena hipoteza, provedena je eksperimentalna i numerička analiza aluminijske legure EN AW 6082 T6. U eksperimentalnoj analizi, izravnim putem (mjerenjima), dobivene su izlazne veličine ortogonalnog rezanja. Eksperimenti su provedeni prema odabranom planu eksperimenata što je omogućilo višekriterijsko modeliranje i optimizaciju ortogonalnog rezanja. Ispitivanjem se dokazao značajan utjecaj brzine rezanja i posmaka na sile rezanja te značajan utjecaj brzine rezanja na temperaturu u zoni rezanja. Obzirom da velike sile uzrokuju ubrzano trošenje alata, pojavu podrhtavanja i povećani utrošak snage, a visoke temperature mogu uzrokovati dimenzijske pogreške obratka, fazne transformacije i ubrzano trošenje alata, optimalni parametri obrade mogu povećati produktivnost, smanjiti troškove, uštedjeti resurse i sl. Dodatna svrha eksperimentalnih

podataka je provjera točnosti rezultata dobivenih numeričkim modelima. Cilj numeričkih modela je ispravno predviđanje važnih izlaznih veličina ortogonalnog rezanja. Poznavanje sila rezanja i temperature, prije same obrade, važno je jer se na temelju njihovih vrijednosti procjenjuje potrebna snaga alatnog stroja, svojstva reznog alata, kvaliteta izratka, itd. Poznavanje ispravno predviđenih izlaznih veličina omogućuje i definiranje optimalnih parametara obrade koji su jednaki onima dobivenim na temelju eksperimentalnih podataka. Dakle, odgovarajući numerički model može značajno doprinijeti boljem razumijevanju procesa, predviđanju izlaznih veličina procesa i u konačnici određivanju optimalnih parametara obrade. Kako bi se postupak ortogonalnog rezanja primijenio i na druge postupke strojne obrade, primijenjeni su geometrijski i kinematičkih transformacijski modeli. Rezultati dobiveni hibridnom metodom su uspoređeni s eksperimentalnim mjerenjima komponenti sile rezanja u postupku tokarenja.

S obzirom na navedeno, iz ove disertacije mogu se sažeti rezultati rada navedeni u nastavku.

Matematičke modele izlaznih veličina postupka u ovisnosti o parametrima obrade dobivene na temelju eksperimentalnih podataka karakteriziraju visok stupanj adekvatnosti i pouzdanosti. Eksperimentalni rezultati sila rezanja i temperature u zoni rezanja rezultirali su pronalaženjem optimalne kombinacije ulaznih parametara. Rezultati višeciljne optimizacije predstavljaju doprinos u planiranju proizvodnog procesa. Obuhvaćena su tri kriterija: minimalna glavna sila rezanja, minimalna posmična sila i minimalna temperatura u zoni rezanja. Postupak optimizacije je proveden uporabom genetskog algoritma.

Uspješno je razvijen toplinsko-mehanički numerički model ortogonalnog rezanja legure EN AW 6082 T6 u kojem je primijenjena spregnuta Euler-Lagrangeova formulacija. Potvrđena je hipoteza da za razvoj numeričkog modela koji će previđati izlazne veličine s dovoljnom točnošću (u odnosu na eksperimentalne rezultate) potrebno je primijeniti ispravan zakon očvršćivanja, ispravno opisati uvjete dodira između alata i obratka te ispravno diskretizirati volumena obratka i alata. Različiti numerički modeli te zakoni očvršćivanja su uspoređeni u pogledu predviđanja sila rezanja i temperature u zoni rezanja. Za navedene zakone očvršćivanja razvijeni su potprogrami (VUHARD). Usporedba numeričkih predviđanja i eksperimentalnih rezultata omogućila je zaključke navedene u nastavku.

- Primjena Zorevljevog modela trenja za opis uvjeta dodira između alata i obratka je omogućila prihvatljive rezultate. Zaključeno je da se uvođenjem smične granice tečenja

koja ovisi o parametrima obrade, mogu postići poboljšanja u predviđanju glavne sile rezanja i posmične sile.

- Kako bi se ispravno predvidjela temperatura u zoni rezanja, potrebno je ispravno definirati koeficijent prijelaza topline između alata, obratka i okoline.
- Obavezna je primjena zakona očvršćivanja koji ispravno opisuje ponašanje materijala pri velikim deformacijama, brzinama deformacija i temperaturama. Johnson-Cookov, Zerilli-Armstrongov te izmijenjeni Zerilli-Armstrongov zakoni očvršćivanja ne mogu dobro opisati ponašanje materijala pri navedenim uvjetima. Na temelju podataka iz literature određene su vrijednosti parametara navedenih zakona očvršćivanja
- Razvijen je zakon očvršćivanja koji se temelji na izrazu za Johnson-Cookov zakon očvršćivanja te Arrheniusovom zakonu. Implementiranje međusobnog utjecaja temperature i brzine deformacije u navedeni zakon očvršćivanja je rezultiralo značajnim poboljšanjem u pogledu predviđanja izlaznih veličina ortogonalnog rezanja.
- Razvijen je novi zakona očvršćivanja za koji nije potrebno poznavati širinu odvojene čestice (JCA_TANH). Primijenjeni zakon očvršćivanja može se koristiti za predviđanje komponenti sile rezanja te temperature u zoni rezanja tijekom ortogonalnog rezanja legure EN AW 6082 T6 s dovoljnom točnošću. JCA_TANH zakon koji pretpostavlja pad naprezanja tečenja s povećanjem deformacije (nakon neke kritične vrijednosti) može realnije opisati proces odvajanjem čestica.
- Svi analizirani zakoni očvršćivanja rezultiraju istim predviđanjima: sile rezanja rastu s porastom posmaka, opadaju s porastom brzine rezanja te temperatura u zoni rezanja značajno raste s porastom brzine rezanja. Međutim, značajna je razlika u predviđanju vrijednosti izlaznih veličina primjenom različitih zakona očvršćivanja.

Također su provedena eksperimentalna ispitivanja postupka tokarenja da bi se dobile vrijednosti komponenti sile rezanja. Hibridna metoda je primijenjena kako bi se numeričkim i analitičkim postupkom predvidjela (rezultantna) sila rezanja za postupak tokarenja na temelju rezultata numeričkih modela ortogonalnog rezanja. Točnost hibridne metode je ocijenjena usporedbom eksperimentalnih rezultata i rezultata dobivenih numeričkim postupkom. Zaključeno je da su dobro previđene glavna sila rezanja i posmična sila dok je sila prodiranja lošije predviđena. Međutim, zbog njene male vrijednosti u odnosu na preostale dvije komponente sile rezanja, (rezultantna) sila rezanja je svejedno dobro predviđena.

Na temelju izloženog mogu se definirati sljedeći znanstveni doprinosi na temelju kojih se mogu postaviti neke smjernice za daljnja istraživanja.

- Definiranje numeričkog modela ortogonalnog rezanja u programu za analizu metodom konačnih elemenata, ABAQUS, koji se temelji na spregnutoj toplinskoj i mehaničkoj analizi. Numerički model pretpostavlja generiranje topline zbog trenja i plastičnih deformacija te utjecaj brzine deformacije i temperature na promjenu granice tečenja i temelji se na spregnutoj Euler-Lagrangeovoj formulaciji.
- Saznanja o ponašanju materijala te uvjetima dodira alata i odvojene čestice za aluminijsku leguru EN AW 6082 T6 u uvjetima visokih temperatura i visokih brzina deformacija.
- Postavljanje zakona očvršćivanja za aluminijsku leguru EN AW 6082 T6 na temelju izraza za Johnson-Cookov zakon očvršćivanja i Arrheniusove jednadžbe (JCA zakon). Predloženi izraz uključuje utjecaj deformacije, brzine deformacije i temperature na granicu tečenja. Implementacija predloženog izraza u program za analizu metodom konačnih elemenata ABAQUS i primjena u predviđanju ortogonalnog rezanja.
- Implementacija tangens hiperbolne funkcije u cilju poboljšanja JCA zakona očvršćivanja. Implementacija predloženog izraza u program za analizu metodom konačnih elemenata ABAQUS i primjena u predviđanju ortogonalnog rezanja.
- Procjena točnosti razvijenih numeričkih modela za aluminijsku leguru EN AW 6082 T6.
- Određivanje utjecaja ulaznih parametara na sile rezanja i temperaturu u zoni rezanja. Definiranje matematičkih modela koji opisuju utjecaj ulaznih parametara ortogonalnog rezanja na sile rezanja te temperaturu u zoni rezanja statističkom analizom. Određivanje optimalnih parametara obrade s ciljem smanjenja sila rezanja i temperature u zoni rezanja.
- Procjena sile rezanja za postupak tokarenja na temelju rezultata dobivenih numeričkim modeliranjem te transformacijskim modelima. Procjena točnosti razvijenog postupka za aluminijsku leguru EN AW 6082 T6.

Na temelju istraživanja i zaključaka predstavljenih u ovom radu smjernice za buduća istraživanja se mogu podijeliti u nekoliko različitih pravaca. Neke od ideja za daljnja istraživanja koja bi bila korisna za znanstvenu zajednicu, ali i industriju na temu obrade odvajanjem čestica aluminijskih legura su navedena u nastavku.

- Metodologija na kojoj se temelji ovaj rad može poslužiti kao osnova za analizu obrade odvajanjem čestica neke druge (toplinsko obrađene) legure iz serije 6xxx ili serije 5xxx.

- Važno je obuhvatiti i različite parametre obrade, više naprednih geometrija i presvlaka alata te trošenje alata. Također, postoji veliki prostor za istraživanje kada se razmatra numeričko modeliranje obrade odvajanjem čestica uz primjenu sredstava za hlađenje, ispiranje i podmazivanje.
- Korisno bi bilo unaprijediti predstavljeni JCA_TANH zakon očvršćivanja kako bi se omogućilo pouzdano predviđanje debljine odvojene čestice.
- Hibridna metoda je primijenjena za predviđanje sile rezanja za postupak tokarenja. Podatke i zaključke iz ovog rada bilo bi korisno upotrijebiti za predviđanje temperature u zoni rezanja za postupak tokarenja. Također se mogu primijeniti i za predviđanje izlaznih veličina za druge postupke obrade odvajanjem čestica, npr. glodanje.

Razvoj numeričkih modela, čija je točnost ispitana na temelju eksperimentalnih podataka, omogućuje bolje razumijevanje procesa odvajanja čestica, određivanje optimalnih ulaznih veličina što u konačnici može rezultirati redukcijom dugotrajnih i skupih eksperimentalnih istraživanja.

LITERATURA

- [1] J. Kopac, Achievements of sustainable manufacturing by machining, *Journal of Achievements in Materials and Manufacturing Engineering*, 34, 2, 180–187, 2009.
- [2] G. Cukor, Obrada metala rezanjem, Tehnički fakultet, Sveučilište u Rijeci, 2014.
- [3] D. Bajić, Tehnologija 2, predavanja, Fakultet elektrotehnike, strojarstva i brodogradnje, Sveučilište u Splitu, 2022.
- [4] P. J. Arrazola, T. Özel, D. Umbrello, M. Davies, I. S. Jawahir, Recent advances in modelling of metal machining processes, *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 62, 2, 695–718, 2013.
- [5] M. Daoud, On the characterization of Johnson-Cook constants: numerical and experimental study of high speed machining aerospace alloys, doktorski rad, École de technologie supérieure, Kanada, 2016.
- [6] B. Nedić, M. Lazić, Proizvodne tehnologije, predavanja, Mašinski fakultet Kragujevac, 2007.
- [7] A. Mitrović, Modeliranje procesa obrade rezanjem, doktorski rad, Fakultet tehničkih znanosti, Novi Sad, 2016.
- [8] N. Munjas, Računalna termoplastičnost u uvjetima velikih deformacija temeljena na višerazinskim metodama, doktorski rad, Tehnički fakultet, Sveučilište u Rijeci, 2015.
- [9] G. I. Taylor, H. Quinney, The Latent Energy Remaining in a Metal after Cold Working, *Proceedings of the Royal Society A*, 1934.
- [10] P. Håkansson, M. Wallin, M. Ristinmaa, Prediction of stored energy in polycrystalline materials during cyclic loading, *International Journal of Solids and Structures*, 45, 6, 1570–1586, ožujak, 2008.
- [11] Dassault systemes, 6.13 Documentation (Abaqus), *Abaqus User's Guide*, 2013.
- [12] J. R. Caudill, Enhanced Surface Integrity With Thermally Stable Residual Stress Fields And Nanostructures In Cryogenic Processing Of Titanium Alloy Ti-6al-4v, doktorski rad, University of Kentucky, 2019.
- [13] D. Pevec, Numeričko modeliranje dinamičkih procesa deformiranja tankih bakrenih limova, diplomski rad, Fakultet strojarstva i brodogradnje, Sveučilište u Zagrebu, 2016.
- [14] I. Alfirević, *Uvod u tenzore i mehaniku kontinuuma*. Golden marketing, Zagreb, 2003.
- [15] M. Džoja, Konstitutivno modeliranje promjene plastične anizotropije limova, doktorski rad, Fakultet elektrotehnike, strojarstva i brodogradnje, Sveučilište u Splitu, 2021.
- [16] I. Dumanić, Utjecaj promjene Lankfordova parametra na predviđanja dubokog vučenja, diplomski rad, Fakultet elektrotehnike, strojarstva i brodogradnje, Sveučilište u Splitu, 2017.
- [17] U. S. Dixit, P. M., Dixit, *Modeling of Metal Forming and Machining Processes by Finite Element and Soft Computing Methods*. Springer, 2008.
- [18] N. Kim, *Introduction to Nonlinear Finite Element Analysis*. New York: Springer, 2015.

- [19] G. R. Johnson, W. H. Cook, A Constitutive modeling and data for metals subjected to large strain rates and high temperatures, *Proceedings of 7th international symposium on ballistics*, 541–547, 1983.
- [20] F. J. Zerilli, R. W. Armstrong, Dislocation-mechanics-based constitutive relations for material dynamics calculations, *Journal of Applied Physics*, 61, 5, 1816–1825, 1987.
- [21] C. Zener, J. H. Hollomon, Effect of Strain Rate Upon Plastic Flow of Steel Contributed Original Research, *Journal of Applied Physics*, 22, 1944.
- [22] Z. Zhou, H. Gong, J. You, S. Liu, J. He, Research on compression deformation behavior of aging AA6082 aluminum alloy based on strain compensation constitutive equation and PSO-BP network model, *Materials Today Communications*, 28, lipanj, 2021.
- [23] T. Ozel, I. Llanos, J. Soriano, P. J. Arrazola, 3D finite element modelling of chip formation process for machining inconel 718: Comparison of FE software predictions, *Machining Science and Technology*, 15, 1, 21–46, 2011.
- [24] N. Kugalur-Palanisamy, E. Riviere-Lorphèvre, P. J. Arrazola, F. Ducobu, Comparison of Johnson-Cook and modified Johnson-Cook material constitutive models and their influence on finite element modelling of Ti6Al4V orthogonal cutting process, *AIP Conference Proceedings*, 2113, 1, 80009, srpanj, 2019.
- [25] N. Kugalur-Palanisamy, E. Rivière-Lorphèvre, F. Ducobu, P. J. Arrazola, Influence of the choice of the parameters on constitutive models and their effects on the results of Ti6Al4V orthogonal cutting simulation, *Procedia Manufacturing*, 47, 2019, 458–465, 2020.
- [26] M. M. Gurusamy, B. C. Rao, On the performance of modified Zerilli-Armstrong constitutive model in simulating the metal-cutting process, *Journal of Manufacturing Processes*, 28, 253–265, 2017.
- [27] U. M. R. Paturi, S. K. R. Narala, R. S. Pundir, Constitutive flow stress formulation, model validation and FE cutting simulation for AA7075-T6 aluminum alloy, *Materials Science and Engineering A*, 605, 176–185, 2014.
- [28] B. Rončević, Analiza kontaktnog problema sa smanjenjem kontaktne površine. Sveučilište u Rijeci, doktorski rad, Tehnički fakultet, 2012.
- [29] S. Pervaiz, Numerical and Experimental Investigations of The Machinability of Ti6Al4V, Energy Efficiency and Sustainability Cooling/Lubrication Strategies, doktorski rad, KTH Royal Institute of Technology, 2015.
- [30] C. Shet, X. Deng, Residual stresses and strains in orthogonal metal cutting, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 43, 6, 573–587, svibanj, 2003.
- [31] H. Y. Wu, W. B. Lee, C. F. Cheung, S. To, Y. P. Chen, Computer simulation of single-point diamond turning using finite element method, *Journal of Materials Processing Technology*, 167, 2–3, 549–554, kolovoz, 2005.
- [32] K. C. Ee, O. W. Dillon, I. S. Jawahir, Finite element modeling of residual stresses in machining induced by cutting using a tool with finite edge radius, *International Journal of Mechanical Sciences*, 47, 10, 1611–1628, listopad, 2005.
- [33] Y. B. Guo, C. R. Liu, FEM analysis of mechanical state on sequentially machined surfaces, *Machining Science and Technology*, 6, 1, 21–41, 2002.

- [34] S. Hall, E. Loukaides, S. T. Newman, A. Shokrani, Computational and experimental investigation of cutting tool geometry in machining titanium Ti-6Al-4V, *Procedia CIRP*, 86, 139–144, 2020.
- [35] A. Ramesh, C. S. Sumesh, P. M. Abhilash, S. Rakesh, Finite element modelling of orthogonal machining of hard to machine materials, *International Journal of Machining and Machinability of Materials*, 17, 6, 543–568, 2015.
- [36] W. Saleem, M. Asad, M. Zain-ul-abdein, H. Ijaz, T. Mabrouki, Numerical investigations of optimum turning parameters—AA2024-T351 aluminum alloy, *Machining Science and Technology*, 20, 4, 634–654, 2016.
- [37] M. Sadeghifar, R. Sedaghati, W. Jomaa, V. Songmene, A comprehensive review of finite element modeling of orthogonal machining process : chip formation and surface integrity predictions, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 3747–3791, 2018.
- [38] C. Constantin, S. M. Croitoru, G. Constantin, E. Străjescu, FEM tools for cutting process modelling and simulation, *UPB Scientific Bulletin, Series D: Mechanical Engineering*, 74, 4, 149–162, 2012.
- [39] I. Dumanić, S. Jozić, D. Bajić, Simulation of Real Image Microstructural Model of Semi-solid Aluminium Alloy Using a Coupled Eulerian–Lagrangian Approach, *International Journal of Metalcasting*, 16, 3, 1292–1302, 2022.
- [40] E. Begović, Analiza uticaja mehaničkih karakteristika čelika na graničnu vrijednost brzine rezanja pri prijelazu iz konvencionalnog u visokobrzinsko područje obrade, doktorski rad, Mašinski fakultet, Sveučilište u Zenici, 2008.
- [41] J. Proudian, Simulating Residual Stress in Machining ; From Post Process Measurement To Pre-Process Predictions, diplomski rad, KTH Royal Institute of Technology, 2012.
- [42] T. Özel, E. Zeren, Finite element modeling the influence of edge roundness on the stress and temperature fields induced by high-speed machining, *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 35, 3–4, 255–267, 2007.
- [43] F. Ducobu, E. Rivière-Lorphèvre, E. Filippi, Numerical contribution to the comprehension of saw-toothed Ti6Al4V chip formation in orthogonal cutting, *International Journal of Mechanical Sciences*, 81, 77–87, travanj, 2014.
- [44] Y. Zhang, J. C. Outeiro, T. Mabrouki, On the selection of Johnson-Cook constitutive model parameters for Ti-6Al-4V using three types of numerical models of orthogonal cutting, *Procedia CIRP*, 31, 112–117, 2015.
- [45] F. Ducobu, E. Rivière-Lorphèvre, E. Filippi, Application of the Coupled Eulerian-Lagrangian (CEL) method to the modeling of orthogonal cutting, *European Journal of Mechanics, A/Solids*, 59, 58–66, svibanj, 2016.
- [46] L. Zhang, Z. Cai, L. Wang, R. Zhang, H. Liu, Coupled Eulerian-Lagrangian finite element method for simulating soil-tool interaction, *Biosystems Engineering*, 175, 96–105, 2018.
- [47] M. Movahhedy, M. S. Gadala, Y. Altintas, Simulation of the orthogonal metal cutting process using an arbitrary Lagrangian-Eulerian finite-element method, *Journal of Materials Processing Technology*, 103, 2, 267–275, 2000.

- [48] F. Klocke, B. Döbbeler, B. Peng, T. Lakner, FE-simulation of the Cutting Process under Consideration of Cutting Fluid, *Procedia CIRP*, 58, 341–346, prosinac, 2017.
- [49] B. Peng, T. Bergs, F. Klocke, B. Döbbeler, An advanced FE-modeling approach to improve the prediction in machining difficult-to-cut material, *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 103, 5–8, 2183–2196, 2019.
- [50] T. Bergs, M. Hardt, D. Schraknepper, Determination of Johnson-Cook material model parameters for AISI 1045 from orthogonal cutting tests using the Downhill-Simplex algorithm, *Procedia Manufacturing*, 48, 541–552, 2020.
- [51] A. Vovk, J. Sölter, B. Karpuschewski, Finite element simulations of the material loads and residual stresses in milling utilizing the CEL method, *Procedia CIRP*, 87, 539–544, 2020.
- [52] I. Al-Zkeri, J. Rech, T. Altan, H. Hamdi, F. Valiorgue, Optimization of the cutting edge geometry of coated carbide tools in dry turning of steels using a finite element analysis, *Machining Science and Technology*, 13, 1, 36–51, 2009.
- [53] Y. R. Ginting, B. Boswell, W. K. Biswas, M. N. Islam, Environmental Generation of Cold Air for Machining, *Procedia CIRP*, 40, 648–652, 2016.
- [54] H. Bil, S. E. Kiliç, A. E. Tekkaya, A comparison of orthogonal cutting data from experiments with three different finite element models, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 44, 9, 933–944, 2004.
- [55] L. Filice, F. Micari, S. Rizzuti, D. Umbrello, A critical analysis on the friction modelling in orthogonal machining, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 47, 3–4, 709–714, 2007.
- [56] M. Binder, F. Klocke, B. Doebbler, An advanced numerical approach on tool wear simulation for tool and process design in metal cutting, *Simulation Modelling Practice and Theory*, 70, 65–82, 2017.
- [57] P. Preś, W. Skoczyński, K. Jaśkiewicz, Research and modeling workpiece edge formation process during orthogonal cutting, *Archives of Civil and Mechanical Engineering*, 4, 1–14, 2014.
- [58] M. Asad, T. Mabrouki, A. A. Memon, S. M. A. Shah, M. A. Khan, Three-dimensional finite element modeling of rough to finish down-cut milling of an aluminum alloy, *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture*, 227, 1, 75–83, 2013.
- [59] D. Umbrello, S. Caruso, S. Imbrogno, Finite element modelling of microstructural changes in dry and cryogenic machining changes in dry and cryogenic machining AISI 52100, *Materials Science and Technology*, 32, 11, 1062–1070, siječanj, 2016.
- [60] H. Wu, N. H. Duong, J. Ma, S. Lei, CEL FEM investigation of effects of microgrooved cutting tools in high speed machining of AISI 1045 steel, *12th International Manufacturing Science and Engineering Conference*, 1–12, Los Angeles, CA, USA, lipanj, 2017.
- [61] M. Agmell, V. Bushlya, R. M'Saoubi, O. Gutnichenko, O. Zaporozhets, S. V. Laakso, J. E. Ståhl, Investigation of mechanical and thermal loads in pcBN tooling during machining of Inconel 718, *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 107, 3–4, 1451–1462, 2020.

- [62] Z. Pan, S. Y. Liang, H. Garmestani, D. S. Shih, Prediction of machining-induced phase transformation and grain growth of Ti-6Al-4V alloy, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 859–866, 2016.
- [63] M. Daoud, J. F. Chatelain, A. Bouzid, Effect of rake angle on Johnson-Cook material constants and their impact on cutting process parameters of Al2024-T3 alloy machining simulation, *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 81, 9–12, 1987–1997, 2015.
- [64] M. Daoud, J. F. Chatelain, A. Bouzid, Effect of rake angle-based Johnson-Cook material constants on the prediction of residual stresses and temperatures induced in Al2024-T3 machining, *International Journal of Mechanical Sciences*, 122, 392–404, 2017.
- [65] Y. Liu, D. Xu, M. Agmell, R. M. Saoubi, A. Ahadi, J. E. Stahl, J. Zhou, Numerical and experimental investigation of tool geometry effect on residual stresses in orthogonal machining of Inconel 718, *Simulation Modelling Practice and Theory*, 106, srpanj, 2021.
- [66] N. Ben Moussa, H. Sidhom, C. Braham, Numerical and experimental analysis of residual stress and plastic strain distributions in machined stainless steel, *International Journal of Mechanical Sciences*, 64, 1, 82–93, 2012.
- [67] V. Schulze, H. Autenrieth, M. Deuchert, H. Weule, Investigation of surface near residual stress states after micro-cutting by finite element simulation, *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 59, 1, 117–120, 2010.
- [68] M. Mohammadpour, M. R. Razfar, R. Jalili Saffar, Numerical investigating the effect of machining parameters on residual stresses in orthogonal cutting, *Simulation Modelling Practice and Theory*, 18, 3, 378–389, 2010.
- [69] A. Muñoz-Sánchez, J. A. Canteli, J. L. Cantero, M. H. Miguélez, Numerical analysis of the tool wear effect in the machining induced residual stresses, *Simulation Modelling Practice and Theory*, 19, 2, 872–886, 2011.
- [70] I. Dumanić, S. Jozić, D. Bajić, M. Sučić, Experimental investigation and multi-objective optimization of controllable parameters in turning process using Taguchi Method and Grey Relational Analysis, in *Mechanical Technologies and Structural Materials*, 13–23, Split, rujan, 2018.
- [71] S. Jozić, I. Dumanić, D. Bajić, Experimental analysis and optimization of controllable parameters in turning of EN AW-2011 alloy; dry machining and alternative cooling techniques, *Facta Universitatis, Series: Mechanical Engineering*, 18, 1, 13–29, 2020.
- [72] R. Li, A. J. Shih, Finite element modeling of 3D turning of titanium, *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 29, 3–4, 253–261, 2006.
- [73] A. Tzotzis, C. García-Hernández, J. L. Huertas-Talón, P. Kyratsis, FEM based mathematical modelling of thrust force during drilling of Al7075-T6, *Mechanics and Industry*, 21, 4, 2020.
- [74] R. S. Parihar, R. K. Sahu, G. Srinivasu, Finite Element Analysis of Cutting Forces Generated in Turning Process using Deform 3D Software, *Materials Today: Proceedings*, 4, 8, 8432–8438, 2017.
- [75] T. Özel, M. Sima, A. K. Srivastava, B. Kaftanoglu, Investigations on the effects of multi-layered coated inserts in machining Ti-6Al-4V alloy with experiments and finite element

- simulations, *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 59, 1, 77–82, 2010.
- [76] M. E. Korkmaz, M. Günay, Finite Element Modelling of Cutting Forces and Power Consumption in Turning of AISI 420 Martensitic Stainless Steel, *Arabian Journal for Science and Engineering*, 43, 9, 4863–4870, 2018.
- [77] M. Benhassine, E. Rivière-Lorphèvre, P. J. Arrazola, P. Gobin, A. Granjon, O. Aizpuru, F. Ducobu, Finite-element simulations of Al7075-T6 orthogonal cutting: Effect of part geometry and mesh on chip morphology and formation mechanism, *AIP Conference Proceedings*, 2113, 080003:1-080003:6, 2019.
- [78] J. P. Davim, P. Reis, C. Maranhão, M. J. Jackson, G. Cabral, J. Grácio, Finite element simulation and experimental analysis of orthogonal cutting of an aluminium alloy using polycrystalline diamond tools, *International Journal of Materials and Product Technology*, 37, 1–2, 46–59, 2010.
- [79] M. Daoud, W. Jomaa, J. F. Chatelain, A. Bouzid, A machining-based methodology to identify material constitutive law for finite element simulation, *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 77, 9–12, 2019–2033, 2015.
- [80] F. Jiang, J. Li, J. Sun, S. Zhang, Z. Wang, L. Yan, Al7050-T7451 turning simulation based on the modified power-law material model, *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 48, 9–12, 871–880, 2010.
- [81] T. Mabrouki, F. Girardin, M. Asad, J. F. Rigal, Numerical and experimental study of dry cutting for an aeronautic aluminium alloy (A2024-T351), *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 48, 11, 1187–1197, 2008.
- [82] H. Bil, Simulation of orthogonal metalcutting by finite element analysis, diplomski rad, Graduate school of Natural and Applied Sciences of the Middle East Technical University, 2003.
- [83] A. I. Ismail, G. U. N. Tajalla, Machining Simulation of Ti-6Al-4V Alloy Using Finite Element Method (FEM), *ICEVT 2019 - Proceeding: 6th International Conference on Electric Vehicular Technology 2019*, 119–123, 2019.
- [84] A. Singh, B. R. R. M. Chouksey, V. Pare, Finite Element Simulation of the Machining Process with Different Tool Geometries, using Lagrangian Mesh and Johnson-Cook Material Model, *Journal of Materials Science & Surface Engineering*, 5, 6, 647–652, 2017.
- [85] A. K. Parida, P. V. Rao, S. Ghosh, Influence of cutting speed and nose radius in the machining of Al-6061: FEM and experimental validation, *Materials Today: Proceedings*, 27, 2569–2573, 2019.
- [86] A. Qasim, S. Nisar, A. Shah, M. S. Khalid, M. A. Sheikh, Optimization of process parameters for machining of AISI-1045 steel using Taguchi design and ANOVA, *Simulation Modelling Practice and Theory*, 59, 36–51, 2015.
- [87] R. E. Munoz, Finite Element Modelling (Including Material Grain Refinement Prediction) when Turning Advanced Aerospace Alloys, doktorski rad, University of Birmingham, 2014.
- [88] S. V. A. Laakso, Development of Material Models and Acquisition of Model Parameters for Metal Cutting Simulations, doktorski rad, School of Engineering Engineering Design and Production Production Engineering, Aalto University, 2015.

- [89] S. V. Laakso, E. Niemi, Using FEM simulations of cutting for evaluating the performance of different Johnson-Cook parameter sets acquired with inverse methods, *Robotics and Computer-Integrated Manufacturing*, 47, 95–101, listopad, 2017.
- [90] S. V. A. Laakso, E. Niemi, Modified Johnson-Cook flow stress model with thermal softening damping for finite element modeling of cutting, *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture*, 230, 2, 241–253, 2016.
- [91] F. Ducobu, P. J. Arrazola, E. Rivière-Lorphèvre, E. Filippi, On the selection of an empirical material constitutive model for the finite element modeling of Ti6Al4V orthogonal cutting, including the segmented chip formation, *International Journal of Material Forming*, 14, 3, 361–374, 2021.
- [92] F. Ducobu, E. Rivière-Lorphèvre, E. Filippi, Material constitutive model and chip separation criterion influence on the modeling of Ti6Al4V machining with experimental validation in strictly orthogonal cutting condition, *International Journal of Mechanical Sciences*, 107, 136–149, 2016.
- [93] S. M. Ebrahimi, A. Araee, M. Hadad, Investigation of the effects of constitutive law on numerical analysis of turning processes to predict the chip morphology, tool temperature, and cutting force, *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 105, 10, 4245–4264, 2019.
- [94] W. Jomaa, V. Songmene, P. Bocher, An Hybrid Approach Based on Machining and Dynamic Tests Data for the Identification of Material Constitutive Equations, *Journal of Materials Engineering and Performance*, 25, 3, 1010–1027, 2016.
- [95] C. Bonnet, F. Valiorgue, J. Rech, H. Hamdi, Improvement of the numerical modeling in orthogonal dry cutting of an AISI 316L stainless steel by the introduction of a new friction model, *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology*, 1, 2, 114–118, 2008.
- [96] A. J. Haglund, H. A. Kishawy, R. J. Rogers, An exploration of friction models for the chip-tool interface using an Arbitrary Lagrangian-Eulerian finite element model, *Wear*, 265, 3–4, 452–460, 2008.
- [97] B. Haddag, S. Atlati, M. Nouari, A. Moufki, Dry machining aeronautical aluminum alloy AA2024-T351: Analysis of cutting forces, chip segmentation and built-up edge formation, *Metals*, 6, 9, 2016.
- [98] A. M. Rosli, A. S. Jamaludin, M. Nizar, M. Razali, H. Akira, Bold Approach in Finite Element Simulation on Minimum Quantity Lubrication Effect during Machining, *Journal of Modern Manufacturing Systems and Technology*, 02, 33–41, ožujak, 2019.
- [99] M. R. Vaziri, M. Salimi, M. Mashayekhi, Evaluation of chip formation simulation models for material separation in the presence of damage models, *Simulation Modelling Practice and Theory*, 19, 2, 718–733, 2011.
- [100] M. Harzallah, T. Pottier, R. Gilblas, Y. Landon, M. Mousseigne, J. Senatore, Thermomechanical coupling investigation in Ti-6Al-4V orthogonal cutting: Experimental and numerical confrontation, *International Journal of Mechanical Sciences*, 169, 105322, 2020.
- [101] J. C. Outeiro, A. M. Dias, J. L. Lebrun, V. P. Astakhov, Machining residual stresses in

- AlSi316L steel and their correlation with the cutting parameters, *Machining Science and Technology*, 6, 2, 251–270, kolovoz, 2006.
- [102] B. S. Sahib, K. S. Nassrullah, Experimental and Numerical Investigation of Temperature Distribution in the Cutting Zone with Different Coated Tools in Orthogonal Turning Operations, *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*, 671, 1, 2020.
- [103] I. Uzun, K. Aslantas, Numerical simulation of orthogonal machining process using multilayer and single-layer coated tools, *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 54, 9–12, 899–910, 2011.
- [104] A. K. Parida, P. V. Rao, S. Ghosh, Numerical analysis and experimental investigation in the machining of AISI 316 steel, *Sadhana*, 45, 1, 2020.
- [105] L. Tang, J. Huang, L. Xie, Finite element modeling and simulation in dry hard orthogonal cutting AISI D2 tool steel with CBN cutting tool, *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 53, 9–12, 1167–1181, 2011.
- [106] C. Maranhão, J. P. Davim, M. J. Jackson, G. Cabral, J. Grácio, FEM machining analysis: Influence of rake angle in cutting of aluminium alloys using Polycrystalline Diamond cutting tools, *International Journal of Materials and Product Technology*, 37, 1–2, 199–213, 2010.
- [107] M. Barge, H. Hamdi, J. Rech, J. M. Bergheau, Numerical modelling of orthogonal cutting: Influence of numerical parameters, *Journal of Materials Processing Technology*, 164–165, 1148–1153, 2005.
- [108] F. Ducobu, E. Rivière-Lorphèvre, M. Galindo-Fernandez, S. Ayvar-Soberanis, P. J. Arrazola, H. Ghadbeigi, Coupled Eulerian-Lagrangian (CEL) simulation for modelling of chip formation in AA2024-T3, *Procedia CIRP*, 82, 142–147, siječanj, 2019.
- [109] P. Kanellos, N. E. Karkalos, A. P. Markopoulos, P. Kanellos, N. E. Karkalos, A. P. Markopoulos, Numerical Simulation of Machining Using a Coupled FEM-CFD Approach, *Procedia Manufacturing*, 41, 795–802, 2020.
- [110] C. Courbon, V. Sajn, D. Kramar, J. Rech, F. Kosel, J. Kopac, Investigation of machining performance in high pressure jet assisted turning of Inconel 718 : A numerical model, *Journal of Materials Processing Tech.*, 211, 11, 1834–1851, 2011.
- [111] N. Banerje, A. Sharma, Development of a friction model and its application in finite element analysis of minimum quantity lubrication machining of Ti-6Al-4V, *Journal of Materials Processing Technology*, 238, 181–194, prosinac, 2016.
- [112] H. Hegab, H. A. Kishawy, U. Umer, A. Mohany, A model for machining with nano-additives based minimum quantity lubrication, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology volume*, 102, 2013–2028, siječanj, 2019.
- [113] Y. Kaynak, A. Gharibi, M. Ozkutuk, Experimental and numerical study of chip formation in orthogonal cutting of Ti-5553 alloy : the influence of cryogenic , MQL , and high pressure coolant supply, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 94, 1411–1428, 2018.
- [114] M. Agmell, V. Bushlya, S. V. A. Laakso, A. Ahadi, J. E. Ståhl, Development of a simulation model to study tool loads in pcBN when machining AISI 316L, *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 96, 5–8, 2853–2865, 2018.

- [115] L. Jiao, X. Wang, Y. Qian, Z. Liang, Z. Liu, Modelling and analysis for the temperature field of the machined surface in the face milling of aluminium alloy, *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 81, 9–12, 1797–1808, 2015.
- [116] S. Pervaiz, I. Deiab, E. Wahba, A. Rashid, M. Nicolescu, A numerical and experimental study to investigate convective heat transfer and associated cutting temperature distribution in single point turning, *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 94, 1–4, 897–910, 2018.
- [117] F. Akbar, P. T. Mativenga, M. A. Sheikh, An experimental and coupled thermo-mechanical finite element study of heat partition effects in machining, *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 46, 5–8, 491–507, 2010.
- [118] A. M. Abdelhafeez, S. L. Soo, D. Aspinwall, A. Dowson, D. Arnold, A Coupled Eulerian Lagrangian Finite Element Model of Drilling Titanium and Aluminium Alloys, *SAE International Journal of Aerospace*, 9, 1, 198–207, 2016.
- [119] M. Saez-De-Buruaga, J. A. Esnaola, P. Aristimuno, D. Soler, T. Björk, P. J. Arrazola, A Coupled Eulerian Lagrangian Model to Predict Fundamental Process Variables and Wear Rate on Ferrite-pearlite Steels, *Procedia CIRP*, 58, 251–256, 2017.
- [120] F. Shuang, X. Chen, W. Ma, Numerical analysis of chip formation mechanisms in orthogonal cutting of Ti6Al4V alloy based on a CEL model, *International Journal of Material Forming*, 11, 2, 185–198, 2018.
- [121] M. Abouridouane, G. Laschet, V. Kripak, J. Dierdori, U. Prah, G. Wirtz, T. Bergs, Microstructure-based approach to predict the machinability of the ferritic-pearlitic by cutting operations approach to predict the machinability of C60 by cutting operations, *Procedia CIRP*, 82, 107–112, 2019.
- [122] Y. Gao, J. H. Ko, H. P. Lee, 3D coupled Eulerian-Lagrangian finite element analysis of end milling, *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 98, 1–4, 849–857, 2018.
- [123] Y. Gao, J. H. Ko, H. P. Lee, Meso-scale tool breakage prediction based on finite element stress analysis for shoulder milling of hardened steel, *Journal of Manufacturing Processes*, 55, 31–40, srpanj, 2020.
- [124] A. Afsharhanaei, P. Parenti, M. Annoni, Coupled Eulerian-Lagrangian technique for microcutting FE-modelling of AISI1045 steel, *International Journal of Machining and Machinability of Materials*, 21, 3, 169–186, 2019.
- [125] S. Berezvai, T. G. Molnar, A. Kossa, D. Bachrathy, G. Stepan, Numerical and experimental investigation of contact length during orthogonal cutting, *Materials Today: Proceedings*, 12, 329–334, 2019.
- [126] C. Dimopoulos, N. E. Karkalos, J. Kundrák, A. P. Markopoulos, Combination of an improved 3d geometry and coupled eulerian-lagrangian formulation for turning simulation, *Materials Science Forum*, 994, 240–247, 2020.
- [127] F. Ducobu, P. J. Arrazola, E. Rivière-Lorphèvre, G. O. De Zarate, A. Madariaga, E. Filippi, The CEL Method as an Alternative to the Current Modelling Approaches for Ti6Al4V Orthogonal Cutting Simulation, *Procedia CIRP*, 58, 245–250, 2017.
- [128] F. Ducobu, E. Rivière-Lorphèvre, E. Filippi, On the importance of the choice of the parameters of the Johnson-Cook constitutive model and their influence on the results of

- a Ti6Al4V orthogonal cutting model, *International Journal of Mechanical Sciences*, 122, 143–155, 2017.
- [129] F. Ducobu, E. Rivière-Lorphèvre, E. Filippi, Mesh influence in orthogonal cutting modelling with the Coupled Eulerian-Lagrangian (CEL) method, *European Journal of Mechanics, A/Solids*, 65, 324–335, 2017.
- [130] F. Ducobu, E. Rivière-Lorphèvre, E. Filippi, Finite element modelling of 3D orthogonal cutting experimental tests with the Coupled Eulerian-Lagrangian (CEL) formulation, *Finite Elements in Analysis and Design*, 134, 15, 27–40, listopad, 2017.
- [131] Y. Liu, A. Hrechuk, M. Agmell, A. Ahadi, J. E. Stahl, J. Zhou, FE analysis on the association between tool edge radius and thermal-mechanical load in machining Inconel 718, *Procedia CIRP*, 102, 91–96, 2021.
- [132] D. Xu, L. Ding, Y. Liu, J. Zhou, Z. Liao, Investigation of the influence of tool rake angles on machining of inconel 718, *Journal of Manufacturing and Materials Processing*, 5, 3, 2021.
- [133] D. Schraknepper, B. Peng, T. Bergs, Advanced calculation of the stress distribution in milling tools during cutting under consideration of residual stresses and tool wear, *Procedia CIRP*, 102, 2019, 19–24, 2021.
- [134] G. Liu, D. Zhang, C. Yao, A modified constitutive model coupled with microstructure evolution incremental model for machining of titanium alloy Ti–6Al–4V, *Journal of Materials Processing Technology*, 297, 117262, lipanj, 2021.
- [135] X. Xu, J. Outeiro, J. Zhang, B. Xu, W. Zhao, V. Astakhov, Machining simulation of Ti6Al4V using coupled Eulerian-Lagrangian approach and a constitutive model considering the state of stress, *Simulation Modelling Practice and Theory*, 110, 102312, ožujak, 2021.
- [136] J. Priest, H. Ghadbeigi, S. Avar-Soberanis, S. Gerardis, 3D finite element modelling of drilling: The effect of modelling method, *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology*, 35, 158–168, 2021.
- [137] H. Khochtali, I. BenBelgacem, F. Zemzemi, W. Bensalem, Comparison of Coupled Eulerian–Lagrangian and Coupled Smoothed Particle Hydrodynamics–Lagrangian in Fluid–Structure Interaction Applied to Metal Cutting, *Arabian Journal for Science and Engineering*, 46, 12, 11923–11936, 2021.
- [138] C. Zhang, H. Choi, Study of segmented chip formation in cutting of high-strength lightweight alloys, *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 112, 9–10, 2683–2703, 2021.
- [139] B. Zhou, W. Zhang, Z. Gao, G. Luo, Machining-Induced Work Hardening Behavior of Inconel 718 Considering Edge Geometries, *Materials*, 15, 2, siječanj, 2022.
- [140] L. Chaabani, R. Piquard, R. Abnay, M. Fontaine, A. Gilbin, P. Picart, S. Thibaud, A. D’acunto, D. Dudzinski, Study of the Influence of Cutting Edge on Micro Cutting of Hardened Steel Using FE and SPH Modeling, *Micromachines*, 13, 7, 2022.
- [141] Y. Liu, J. Weng, R. M’saoubi, A. Ahadi, J. Zhou, Evolution of residual stress when turning a fillet radius in stainless steel, *Journal of Manufacturing Processes*, 85, 2022, 216–226, svibanj, 2023.

- [142] I. Duplančić, N. Krnić, *Materijali* 3. 2009.
- [143] W. Moćko, J. Janiszewski, J. Radziejewska, M. Grazka, Analysis of deformation history and damage initiation for 6082-T6 aluminium alloy loaded at classic and symmetric Taylor impact test conditions, *International Journal of Impact Engineering*, 75, 203–213, 2015.
- [144] L. Alco Metals, *Aluminium Alloy 6082 - T6~T651 Plate*. 2013.
- [145] I. Pavlič, *Statistička teorija i primjena*. Zagreb: Tehnička knjiga, 1970.
- [146] S. Jozić, Višeparametarsko modeliranje i optimiranje tvrdog glodanja, doktorski rad, Fakultet elektrotehnike, strojarstva i brodogradnje, Sveučilište u Splitu, 2012.
- [147] B. Bauer, Optimiranje parametara laserskog zavarivanja čelika za poboljšavanje, doktorski rad, Fakultet strojarstva i brodogradnje, Sveučilište u Zagrebu, 2006.
- [148] A. H. Adibi-Sedeh, V. Madhavan, B. Bahr, Extension of Oxley's analysis of machining to use different materials models, *Journal of Manufacturing Science and Engineering, Transactions of the ASME*, 125, 4, 656–666, 2003.
- [149] X. Chen, Y. Peng, S. Peng, S. Yao, C. Chen, P. Xu, Flow and fracture behavior of aluminum alloy 6082-T6 at different tensile strain rates and triaxialities, *PLoS ONE*, 12, 7, 1–28, 2017.
- [150] M. Rodríguez-Millán, A. Vaz-Romero, A. Rusinek, J. A. Rodríguez-Martínez, A. Arias, Experimental Study on the Perforation Process of 5754-H111 and 6082-T6 Aluminium Plates Subjected to Normal Impact by Conical, Hemispherical and Blunt Projectiles, *Experimental Mechanics*, 54, 5, 729–742, 2014.
- [151] Y. Karpat, Temperature dependent flow softening of titanium alloy Ti6Al4V: An investigation using finite element simulation of machining, *Journal of Materials Processing Technology*, 211, 4, 737–749, 2011.
- [152] E. Ozlu, E. Budak, A. Molinari, Analytical and experimental investigation of rake contact and friction behavior in metal cutting, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 49, 11, 865–875, 2009.
- [153] M. K. Medaska, L. Nowag, S. Y. Liang, Simultaneous measurement of the thermal and tribological effects of cutting fluid, *Machining Science and Technology*, 3, 2, 221–237, 1999.
- [154] I. Dumanić, S. Jozić, P. Bagavac, D. Bajić, Orthogonal cutting simulation of EN AW 6082 T6 alloy using a coupled Eulerian-Lagrangian approach, *Heliyon*, ožujak, 2023.
- [155] G. Li, M. Liu, S. Zhao, Reduced computational time in 3D finite element simulation of high speed milling of 6061-T6 aluminum alloy, *Machining Science and Technology*, 25, 4, 558–584, 2021.
- [156] M. Rodriguez-Millan, D. Garcia-Gonzalez, A. Rusinek, A. Arias, Influence of stress state on the mechanical impact and deformation behaviors of aluminum alloys, *Metals*, 8, 7, 2018.
- [157] S. A. Iqbal, P. T. Mativenga, M. A. Sheikh, An investigative study of the interface heat transfer coefficient for finite element modelling of high-speed machining, *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering*

- Manufacture*, 222, 11, 1405–1416, 2008.
- [158] S. P. F. C. Jaspers, J. H. Dautzenberg, Material behaviour in conditions similar to metal cutting: Flow stress in the primary shear zone, *Journal of Materials Processing Technology*, 122, 2–3, 322–330, 2002.
- [159] T. Li, B. Zhao, X. Lu, H. Xu, D. Zou, A Comparative Study on Johnson Cook, Modified Zerilli–Armstrong, and Arrhenius-Type Constitutive Models to Predict Compression Flow Behavior of SnSbCu Alloy, *Materials*, 2019.
- [160] P. L. Wang, H. T. Jiang, R. J. Zhang, S. Y. Huang, Study of hot deformation behavior of 6082 aluminum alloy, *Materials Science Forum*, 877, 340–346, 2017.
- [161] S. S. Panicker, K. S. Prasad, S. Basak, S. K. Panda, Constitutive Behavior and Deep Drawability of Three Aluminum Alloys Under Different Temperatures and Deformation Speeds, *Journal of Materials Engineering and Performance*, 26, 8, 3954–3969, 2017.
- [162] I. Schindler, P. Kawulok, V. Očenášek, P. Opěla, S. Ruzs, R. Kawulok, Flow stress and hot deformation activation energy of 6082 aluminium alloy influenced by initial structural state, *Metals*, 9, 12, 2019.
- [163] X. Qian, N. Parson, X. G. Chen, Effects of Mn addition and related Mn-containing dispersoids on the hot deformation behavior of 6082 aluminum alloys, *Materials Science and Engineering A*, 764, 9, 138253, rujan, 2019.
- [164] Q. Zhang, X. Huang, R. Guo, D. Chen, Thermal Creep Behavior and Creep Crystallization of Al-Mg-Si Aluminum Alloys, *Materials*, 15, 22, 2022.
- [165] N. K. Palanisamy, E. R. Lorphèvre, P. J. Arrazola, F. Ducobu, Influence of constitutive models and the choice of the parameters on fe simulation of ti6al4v orthogonal cutting process for different uncut chip thicknesses, *Journal of Manufacturing and Materials Processing*, 5, 2, 2021.
- [166] M. Calamaz, D. Coupard, F. Girot, A new material model for 2D numerical simulation of serrated chip formation when machining titanium alloy Ti-6Al-4V, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 48, 3–4, 275–288, 2008.
- [167] M. E. Kassner, R. Ermagan, Strain softening of aluminum in shear at elevated temperature, *Materials Science Forum*, 941 MSF, 1490–1494, listopad, 2018.
- [168] M. E. Kassner, R. Ermagan, Strain softening of aluminum in shear at elevated temperature: Influence of Dislocation Climb, *Trans Tech Publications Ltd*, 941, 1490–1494, 2018.
- [169] M. Sima, T. Özel, Modified material constitutive models for serrated chip formation simulations and experimental validation in machining of titanium alloy Ti-6Al-4V, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 50, 11, 943–960, 2010.
- [170] M. Calamaz, D. Coupard, F. Girot, Numerical simulation of titanium alloy dry machining with a strain softening constitutive law, *Machining Science and Technology*, 14, 2, 244–257, 2010.
- [171] X. Hou, Z. Liu, B. Wang, W. Lv, X. Liang, Y. Hua, Stress-strain curves and modified material constitutive model for Ti-6Al-4V over the wide ranges of strain rate and temperature, *Materials*, 11, 6, 2018.

-
- [172] Y. Altintas, *Manufacturing automation: metal cutting mechanics, machine tool vibrations, and CNC design*. Cambridge, UK: Cambridge University Press, 2000.
- [173] L. V. Colwell, Predicting the angle of chip flow for single point cutting tools, *Journal of Engineering for Industry*, 76, 199–204, 1954.
- [174] P. L. B. . Young, H. T., Mathew, P., Oxley, Allowing for nose radius effects in predicting the chip flow direction and cutting forces in bar turning, *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part C: Journal of Mechanical Engineering Science*, 201, 213–226, 1987.
- [175] J. Wang, P. Mathew, Development of a general tool model for turning operations based on a variable flow stress theory, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 35, 1, 71–90, siječanj, 1995.
- [176] E. J. A. Armarego, The Unified-Generalized Mechanics of Cutting Approach – A Step Towards a House of Predictive Performance Models for Machining Operations, *Machining Science and Technology*, 4, 319–362, 2000.
- [177] ISO: International Organization for Standardization – Standard 3002/1-1982 Basic Quantities in Cutting and Grinding – Part I & II, 1982.
- [178] ISO: International Organization for Standardization – Standard 13399-1:2006 Cutting Tool Data Representation and Exchange – Part I, 2006.
- [179] G. V. Stabler, The Chip Flow Law and Its Consequences, *5th Internatioanl MTDR Conference*, 5, 243–251, srpanj, 1964.
- [180] J. Wang, Development of a chip flow model for turning operations, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 41, 9, 1265–1274, srpanj, 2001.

PRILOZI

PRILOG A

U nastavku je prikazan potprogram VUHARD napisan u programskom paketu FORTRAN za Johnson-Cookov zakon očvršćivanja. Potprogram mora sadržavati funkciju koja predstavlja Johnson-Cookov zakon očvršćivanja (izraz (3.49.)) te parcijalne derivacije naprezanja tečenja po ekvivalentnoj plastičnoj deformaciji, ekvivalentnoj brzini plastične deformacije i temperaturi (izrazi (9.1.), (9.2.), (9.3.)).

Da bi se potprogram mogao ispravno povezati, potrebno je u glavnom programu (.inp dokument) ispravnim redoslijedom definirati parametre određenog zakona očvršćivanja te početne uvjete:

```
*Material, name=MATERIAL-JC_vuh
*Conductivity
180.,
*Density
2.7e-09,
*Elastic
70000., 0.33
*Expansion
2.4e-05,
*Inelastic Heat Fraction
0.9,
*Plastic, hardening=USER, properties=8
201.5, 250.87, 0.206, 0.00977, 1.31, 0.001, 298., 855.
*Specific Heat
9.2e+08,
**
** PREDEFINED FIELDS
**
** Name: Field-1 Type: Temperature
*Initial Conditions, type=TEMPERATURE
SET-11, 293.
```

```

C
C Funkcija - Johnson-Cook zakon ocvrscivanja
C
C     function JC (
C Parameteri
C     1  epsp, depsp, T,
C Konstante JC zakona ocvrscivanja
C     2  A, B, C, n, m, depsp0, T0, Tm )
C     include 'vaba_param.inc'
C ocvrscivanje uslijed plasticnih deformacija - prva zagrada
C     prvi_dio = A + B * epsp**n
C utjecaj brzine deformacije
C     if (depsp .gt. depsp0) then
C         drugi_dio= 1.0 + C * log (depsp/depsp0)
C     else
C         drugi_dio= 1.0
C     end if
C utjecaj temperature if T0 < temperatura < Tm
C     treci_dio = 1.0
C     if (T > T0) then
C         if (T < Tm) then
C             treci_dio = 1.0 - ((temp - T0) / (Tm - T0))**m
C         else
C             treci_dio = 0.0
C         end if
C     end if
C JC ukupno
C     JC = prvi_dio * drugi_dio* treci_dio
C     return
C     end
C
C
C Derivacija JC / epsp
C
C     function JC_epsp (
C     1  epsp, depsp, T,
C     2  A, B, C, n, m, depsp0, T0, Tm )
C     include 'vaba_param.inc'
C ocvrscivanje uslijed plasticnih deformacija - prva zagrada
C     prvi_dio = n * B * (epsp**(n - 1.0))
C utjecaj brzine deformacije
C     if (depsp .gt. depsp0) then
C         prvi_dio = prvi_dio * (1.0 + C * log (depsp/depsp0))
C     end if
C utjecaj temperature if T0 < temperatura < Tm
C     treci_dio = 1.0
C     if (T > T0) then
C         if (T < Tm) then
C             treci_dio = 1.0 - ((T - T0) / (Tm - T0))**m
C         else
C             treci_dio = 0.0
C         end if
C     end if
C     JC_epsp = prvi_dio * treci_dio
C     return
C     end

```

```

C
C
C Derivacija JC / epsp
C
function JC_Depsp (
1 epsp, depsp, T,
2 A, B, C, n, m, depsp0, T0, Tm )
  include 'vaba_param.inc'
C oscvrscivanje uslijed plasticnih deformacija - prva zagrada
  prvi_dio = 0.0
C utjecaj brzine deformacije
  if (depsp .gt. depsp0) then
    prvi_dio = (A + B * epsp**n) * C / depsp
  end if
C utjecaj temperature if T0 < temperatura < Tm
  treci_dio = 1.0
  if (T > T0) then
    if (T < Tm) then
      treci_dio = 1.0 - ((T - T0) / (Tm - T0))**m
    else
      treci_dio = 0.0
    end if
  end if
  JC_Depsp = prvi_dio * treci_dio
  return
end

C
C
C Derivacija JC / T
C
function JC_T(
1 epsp, depsp, T,
2 A, B, C, n, m, depsp0, T0, Tm )
  include 'vaba_param.inc'
C oscvrscivanje uslijed plasticnih deformacija - prva zagrada
  prvi_dio = A + B * epsp**n
C utjecaj brzine deformacije
  if (depsp .gt. depsp0) then
    drugi_dio= 1.0 + C * log (depsp/depsp0)
  else
    drugi_dio= 1.0
  end if
C utjecaj temperature if T0 < temperatura < Tm
  treci_dio = 0.0
  if (T > T0 .and. T < Tm) then
    treci_dio = -m*(((T - T0)/(Tm - T0))**(m))
1 / (T - T0)
  end if
  JC_T= prvi_dio * drugi_dio* treci_dio
  return
end

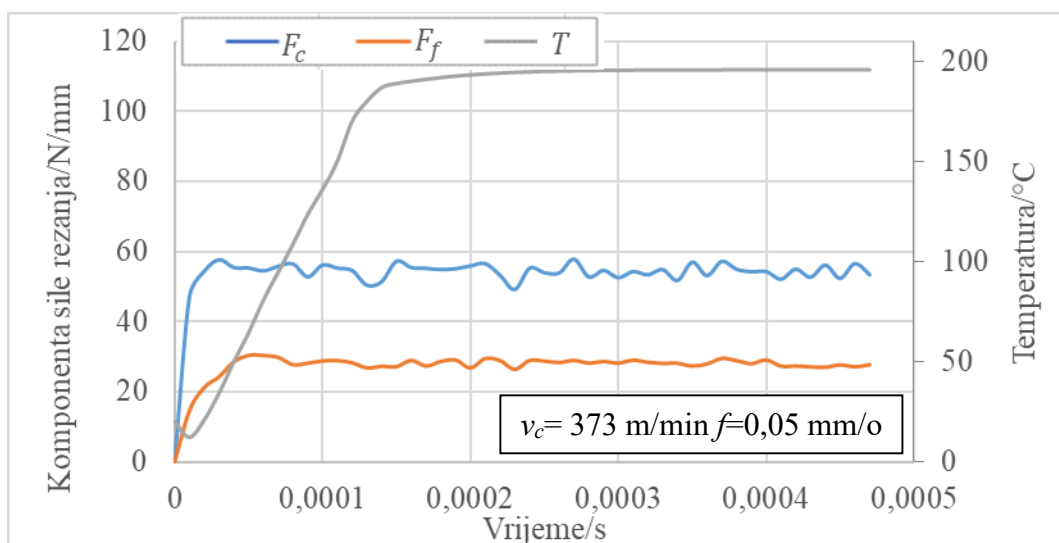
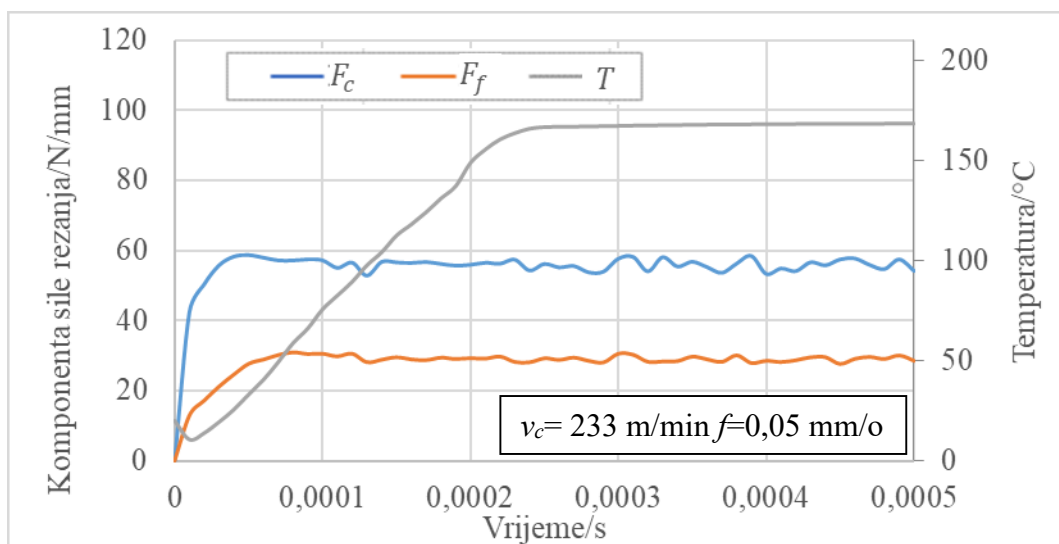
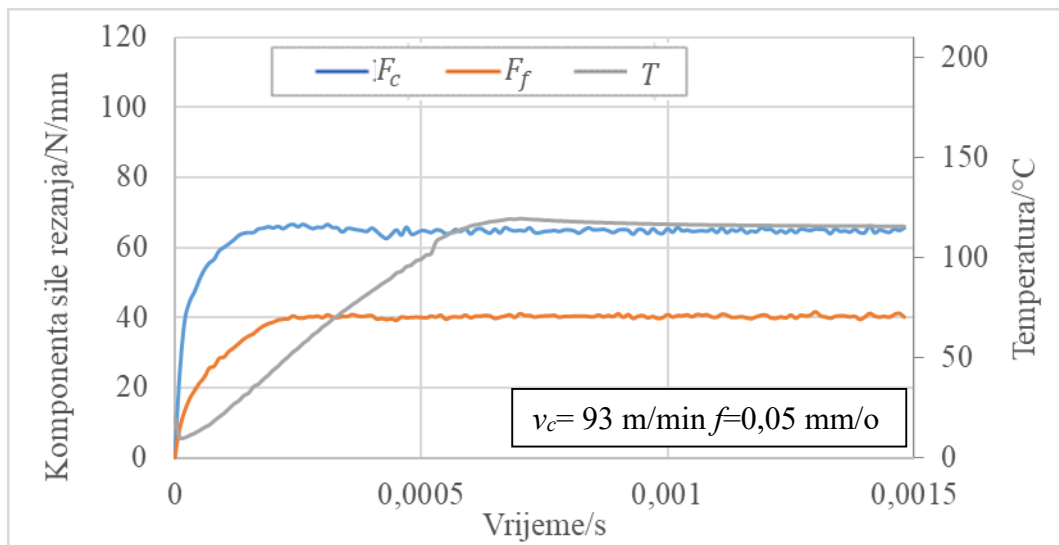
```

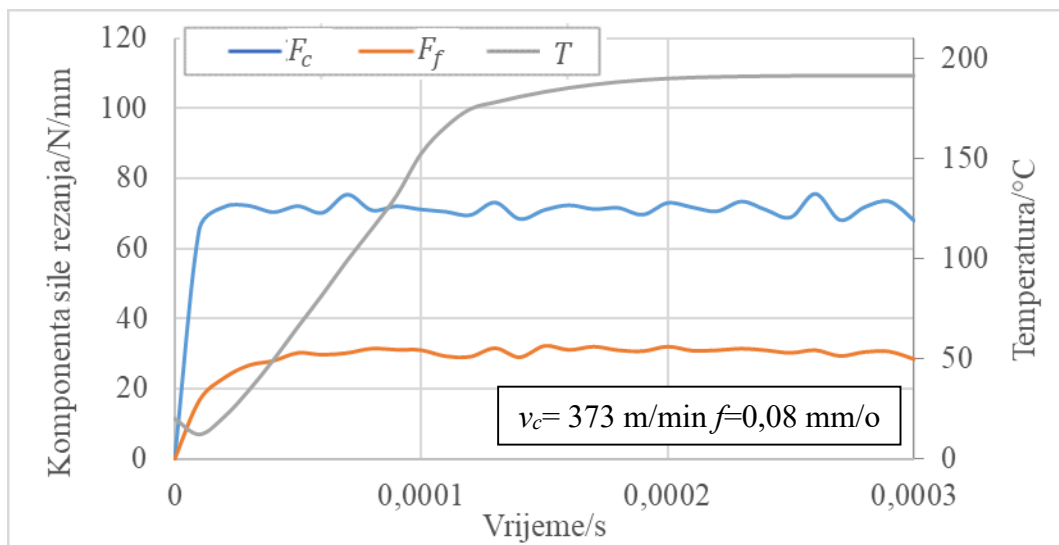
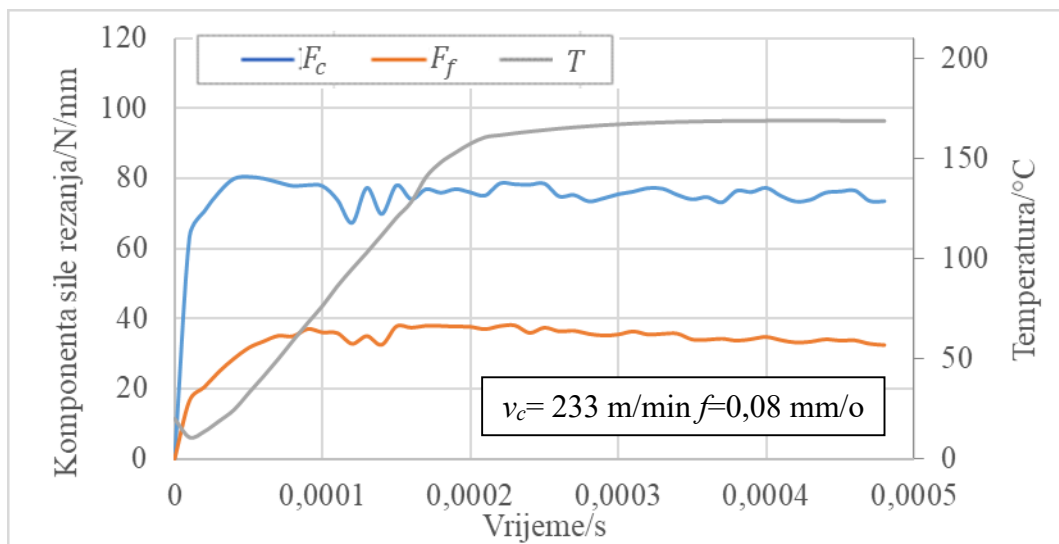
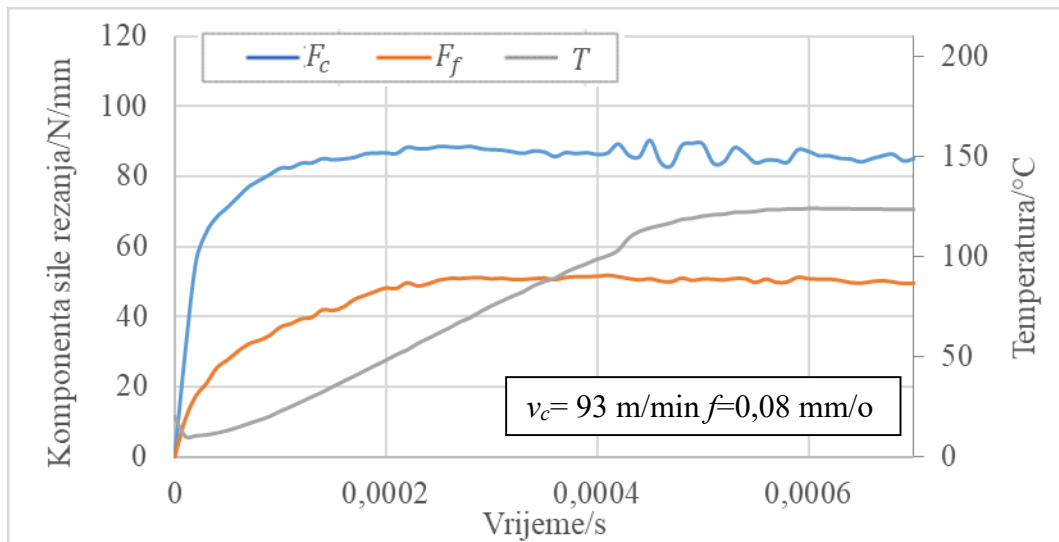
```
C VUHARD_glavno
C
C      subroutine vuhard (
1      nblock,
2      nElement, nIntPt, nLayer, nSecPt,
3      lAnneal, stepTime, totalTime, dt, cmname,
4      nstatev, nfieldv, nprops,
5      props, tempOld, tempNew, fieldOld, fieldNew,
6      stateOld,
7      eqps, eqpsRate,
8      yield, dyieldDtemp, dyieldDeqps,
9      stateNew )
C
C      include 'vaba_param.inc'
C
C      dimension nElement(nblock),
1      props(nprops),
2      tempOld(nblock),
3      fieldOld(nblock,nfieldv),
4      stateOld(nblock,nstatev),
5      tempNew(nblock),
6      fieldNew(nblock,nfieldv),
7      eqps(nblock),
8      eqpsRate(nblock),
9      yield(nblock),
1     dyieldDtemp(nblock),
2     dyieldDeqps(nblock,2),
3     stateNew(nblock,nstatev)
C
C      character*80 cmname
C
C      A = props(1)
C      B = props(2)
C      n = props(3)
C      C = props(4)
C      m = props(5)
C      dejsp0 = props(6)
C      T0 = props(7)
C      Tm = props(8)
C
C
```

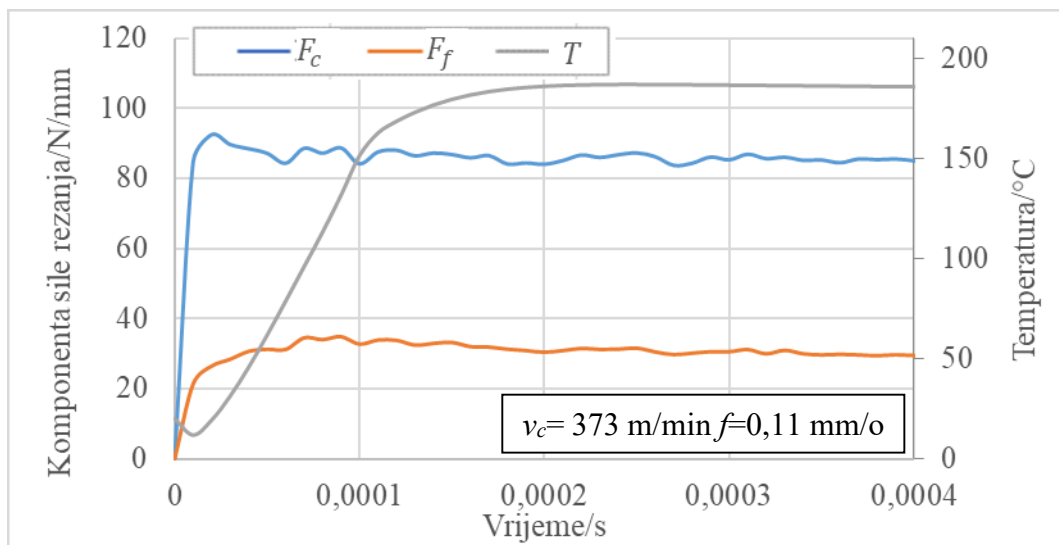
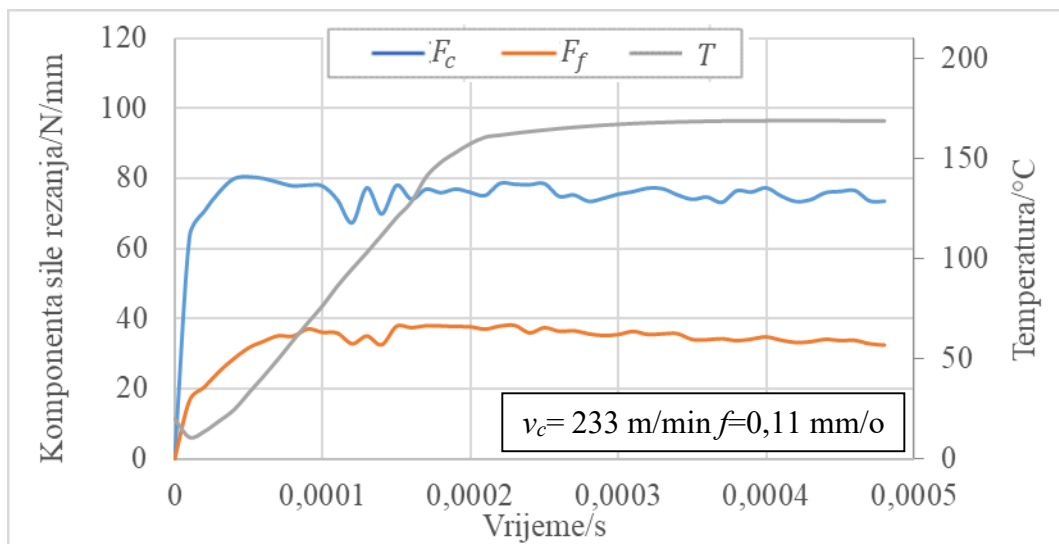
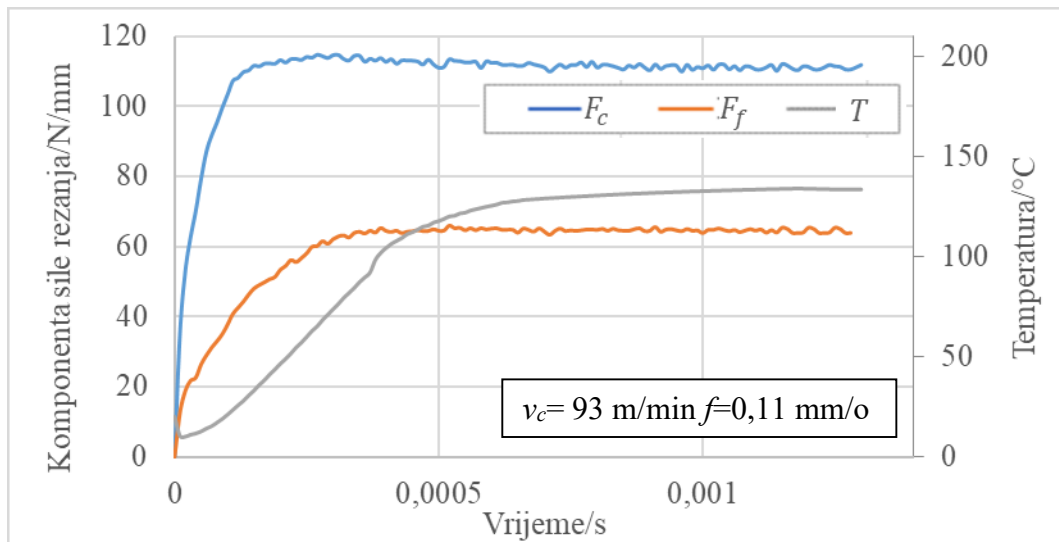
```
do k = 1, nblock
  epsp = eqps(k)
  depsp = eqpsRate(k)
  T = tempNew(k)
C JC
  Yield(k) = JC(epsp, depsp, T,
  1 A, B, C, n, m, depsp0, T0, Tm)
C JC/ epsp
  dyieldDeqps(k,1) = JC_epsp(epsp, depsp, T,
  1 A, B, C, n, m, depsp0, T0, Tm)
C JC / depsp
  dyieldDeqps(k,2) = JC_Depsp(epsp, depsp, T,
  1 A, B, C, n, m, depsp0, T0, Tm)
C JC/ T
  dyieldDtemp(k) = JC_T(epsp, depsp, T,
  1 A, B, C, n, m, depsp0, T0, Tm)
end do
C
  return
end
```


PRILOG B

U nastavku su prikazani rezultati dobiveni numeričkim modeliranjem ortogonalnog rezanja te primjenom JCA zakona očvršćivanja.

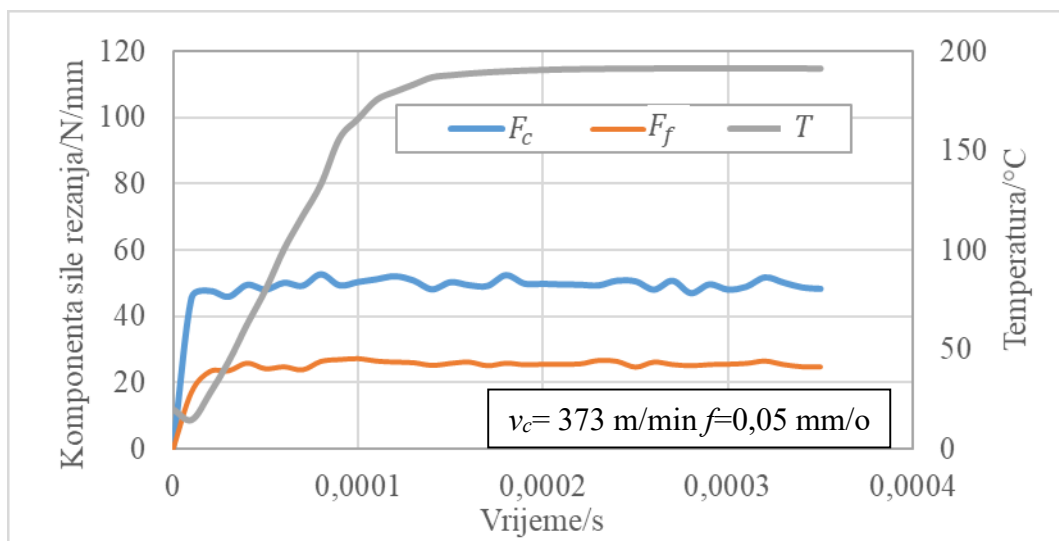
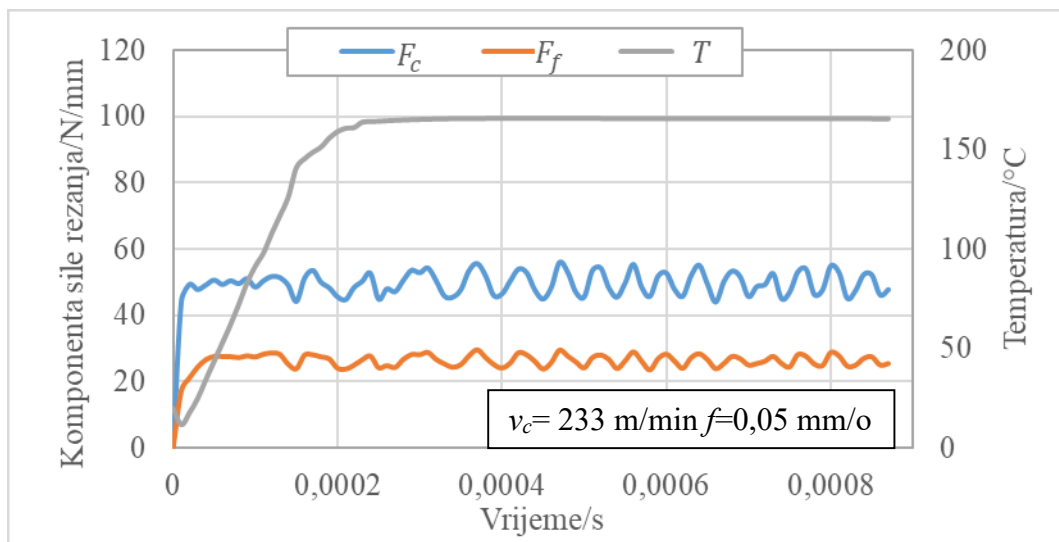
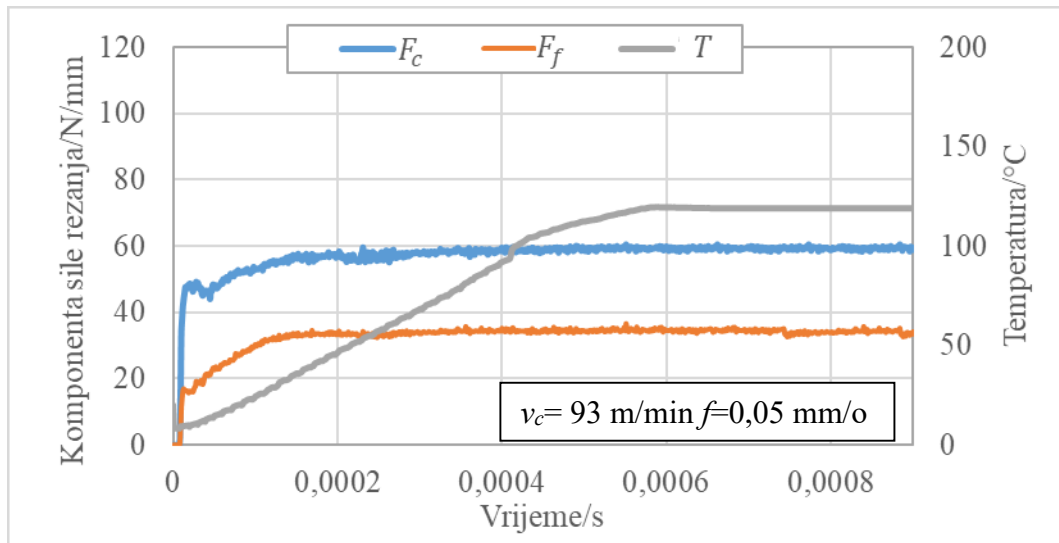


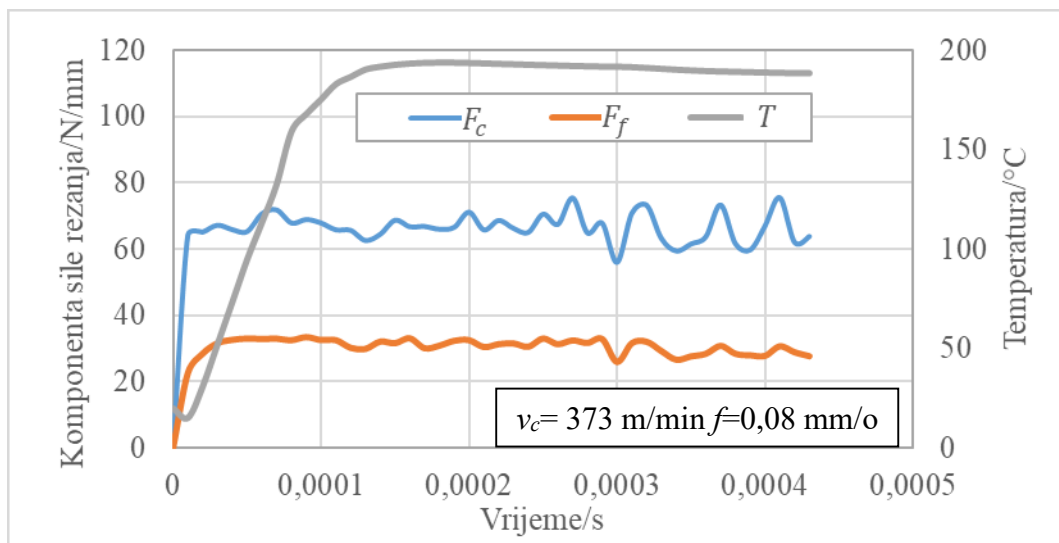
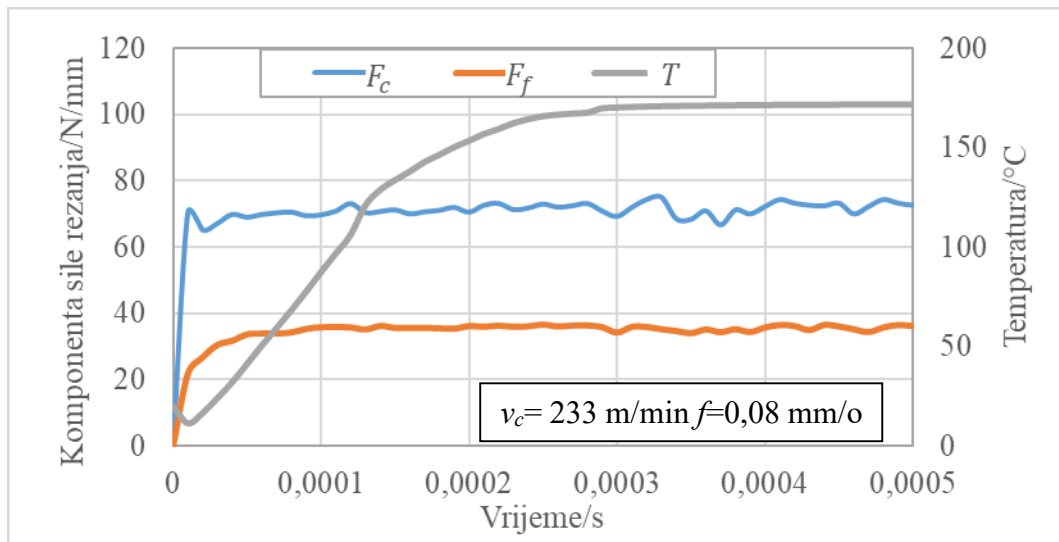
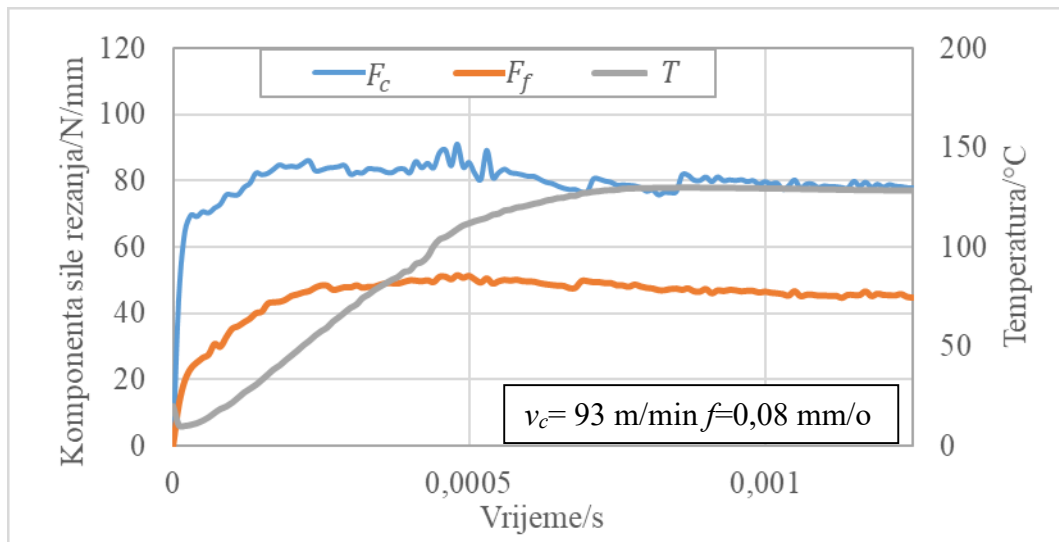


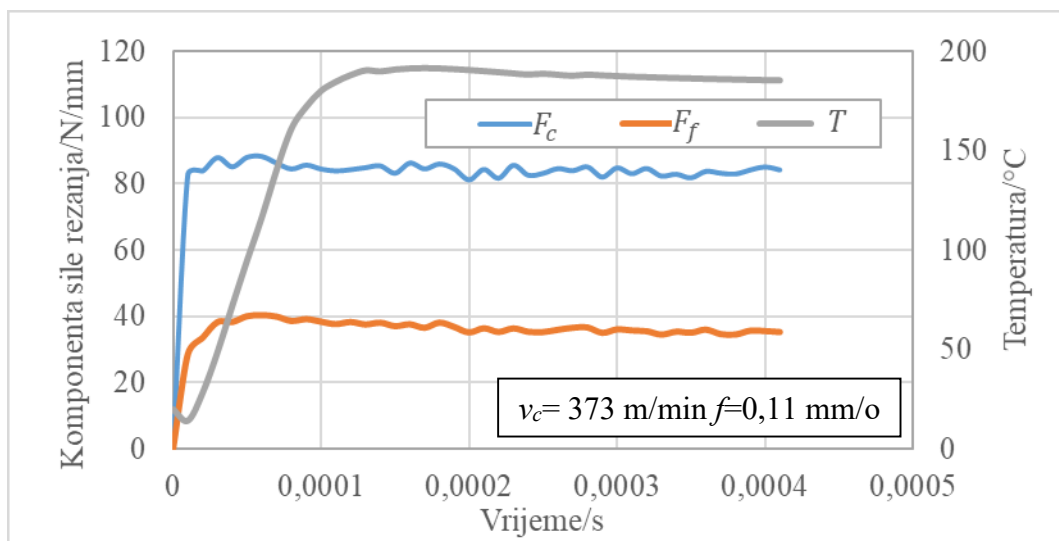
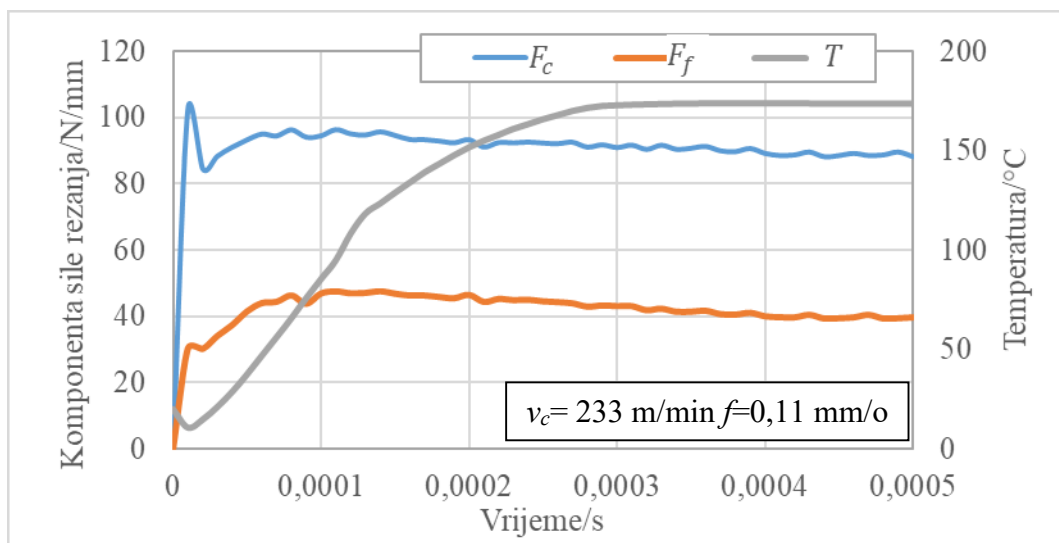
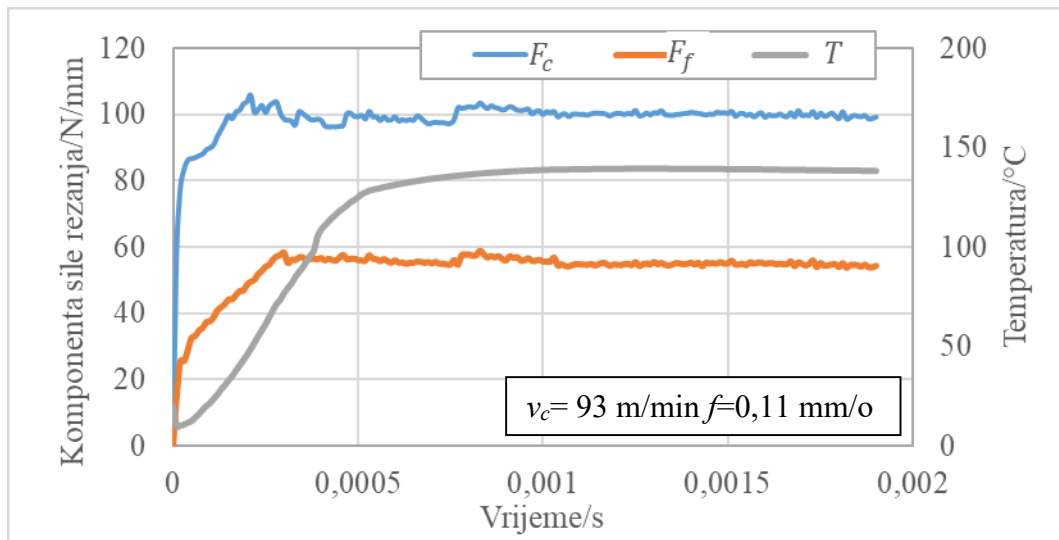


PRILOG C

U nastavku su prikazani rezultati dobiveni numeričkim modeliranjem ortogonalnog rezanja te primjenom JCA_TANH zakona očvršćivanja.







Životopis

Ivana Dumanić Labetić

Ivana Dumanić Labetić rođena je 16.08.1993.g. u Splitu. Osnovnu i srednju školu pohađala je i završila u Splitu. Akademске godine 2012./2013. upisuje studij strojarstva na Fakultetu elektrotehnike, strojarstva i brodogradnje u Splitu. U srpnju 2015. godine stječe zvanje *sveučilišna prvostupnica inženjerka strojarstva*. Iste godine upisuje diplomski studij strojarstva i u srpnju 2017. godine stječe zvanje *magistra inženjerka strojarstva*. Tijekom studiranja primala je stipendiju za izvrsnost i za deficitarna zanimanja. Poslijediplomski doktorski studij strojarstva na Fakultetu elektrotehnike, strojarstva i brodogradnje u Splitu pod mentorstvom izv. prof. dr. sc. Sonje Jozić upisuje u listopadu 2017.g. Iste godine zapošljava se na Fakultetu elektrotehnike, strojarstva i brodogradnje kao asistent na Zavodu za proizvodno strojarstvo, Katedri za tehnologije. U nastavnim aktivnostima sudjeluje izvodeći laboratorijske vježbe iz kolegija: Materijali 2, Tehnologija 1, Tehnologija 2, Obradni strojevi, Obradni strojevi i sustavi, Obrada odvajanjem i alatni strojevi te Osnove CNC programiranja. Također održava i konstrukcijske vježbe iz kolegija Proizvodnja podržana računalom i Programiranje CNC strojeva. Sudjelovala je u pripremi materijala za nastavu na stručnim, preddiplomskim i diplomskim studijima iz kolegija: Tehnologija 1, Tehnologija 2, Obradni strojevi i sustavi, Osnove CNC programiranja te Programiranje CNC strojeva.

Znanstveno-istraživački projekti na kojima sudjeluje su: Grupa za suvremene metode oblikovanja i Recikliranje aluminijevih legura u čvrstom i polučvrstom stanju ALURECSS.

Od 2018. g. član je u organizacijskom odboru međunarodne konferencije Mechanical Technologies and Structural Materials (MTSM). Aktivno se služi engleskim jezikom. U listopadu 2019. godine odlazi u posjet na Universidade de Aveiro u Portugal u sklopu ERAMUS+ programa.

Znanstveno-istraživački rad rezultirao je objavom devet radova u znanstvenim časopisima (šest radova A kategorije i tri rada B kategorije), devet radova u zbornicima skupova s međunarodnom recenzijom (C kategorija) i dva stručna rada.

Curriculum Vitae

Ivana Dumanić Labetić

Ivana Dumanić Labetić was born on August 16, 1993. in Split. She attended and finished primary and secondary school in Split. In the academic year 2012./2013. she enrolled in the undergraduate university study in Mechanical Engineering at the Faculty of Electrical Engineering, Mechanical Engineering and Naval Architecture in Split. In July 2015, she obtained the title of Bachelor of Science in Mechanical Engineering. The same year, she enrolled in the graduate university study in Mechanical engineering and in July 2017, she obtained the title of Master of Mechanical Engineering. During studies, she was receiving a student scholarship for excellence. In October 2017, she enrolled postgraduate doctoral studies in Mechanical engineering at the Faculty of Electrical Engineering, Mechanical Engineering and Naval Architecture in Split under the mentorship of Associate Professor PhD. Sonja Jozić. The same year, she was employed at the Faculty of Electrical Engineering, Mechanical Engineering and Shipbuilding as an assistant at the Department of Mechanical Engineering Technology, Department of Technologies. She has been participating in teaching activities by performing laboratory exercises from the courses: Materials 2, Technology 1, Technology 2, Machine tools, Machine tools and systems, Machining and machine tools and Fundamentals of CNC Machine Programming. She has also been engaged in construction exercises from the courses Computer Supported Production and CNC Machine Programming. She participated in the preparation of teaching materials for professional, undergraduate and graduate studies in the courses: Technology 1, Technology 2, Machine tools and systems, Basics of CNC Machine Programming and Programming of CNC machines.

She has been engaged in scientific research projects: Group for modern methods of forming and Recycling of aluminum alloys in solid and semi-solid state ALURECSS.

Since 2018, she has been a member of the organizing committee of the International Conference of Mechanical Engineering Technologies and Construction Materials (MTSM). She is fluent in English. In October 2019, she went to the Universidade de Aveiro in Portugal as part of the ERAMUS+ program.

The scientific research work resulted in the publication of nine papers in scientific journals (six papers of A category and three papers of B category), nine papers in conference proceedings with international peer-review (C category) and two professional papers.