

SVEUČILIŠTE U SPLITU  
FAKULTET ELEKTROTEHNIKE, STROJARSTVA I  
BRODOGRADNJE

POSLIJEDIPLOMSKI DOKTORSKI STUDIJ STROJARSTVA

**KVALIFIKACIJSKI ISPIT**

**NUMERIČKO MODELIRANJE OBRADJE  
ODVAJANJEM ČESTICA**

**Ivana Dumanić**

Split, lipanj 2021.



|   |           |
|---|-----------|
| <b>1. UVOD</b> .....  | <b>1</b>  |
| <b>2. OSNOVE NUMERIČKOG MODELIRANJA U OBRADI ODVAJANJEM ČESTICA</b> .....   | <b>3</b>  |
| <b>2.1. Modeliranje geometrije alata i obratka</b> .....  | <b>9</b>  |
| <b>2.2. Konstitutivni modeli materijala obratka</b> .....   | <b>12</b> |
| <b>2.3. Modeli trenja</b> .....   | <b>15</b> |
| <b>2.4. Nastanak i prijenos topline u procesu obrade odvajanjem čestic.</b>   | <b>17</b> |
| 2.4.1. Alternativne tehnike za hlađenje, ispiranje i podmazivanje.....  | 19        |
| <b>2.5. Kriteriji za nastajanje odvojene čestice</b> .....  | <b>21</b> |
| <b>3. PREDVIĐANJA IZLAZNIH VELIČINA OBRADE ODVAJANJEM ČESTICA U NUMERIČKIM SIMULACIJAMA TEMELJENIM NA METODI KONAČNIH ELEMENATA</b> ..... | <b>23</b> |
| <b>3.1. Sile rezanja</b> .....  | <b>24</b> |
| <b>3.2. Raspodjela temperatura u zoni rezanja</b> .....   | <b>31</b> |
| <b>3.3. Zaostala naprezanja</b> .....   | <b>36</b> |
| <b>3.4. Predviđanja izlaznih veličina primjenom mikrostrukturalnih modela</b> .....   | <b>46</b> |
| <b>4. SPREGNUTA EULER-LAGRANGEOVA (CEL) FORMULACIJA</b> ...   | <b>50</b> |
| <b>5. ZAKLJUČAK</b> .....   | <b>65</b> |
| <b>LITERATURA</b> .....   | <b>67</b> |
| <b>SAŽETAK</b> .....  | <b>85</b> |
| <b>POPIS OZNAKA</b> .....   | <b>86</b> |
| <b>POPIS KRATICA</b> .....  | <b>90</b> |

## 1. UVOD

Obrada odvajanjem čestica je jedan od najčešće korištenih postupaka obrade metala u proizvodnoj industriji pri čemu se višak materijala uklanja mehaničkim djelovanjem reznog alata na predmet obrade. Ovim postupkom mogu se dobiti složeni oblici proizvoda s visokom tolerancijom dimenzija i zahtijevanom kvalitetom obrađene površine. Više od 80 % proizvoda dobivenih nekim drugim postupkom (valjanje, kovanje, lijevanje, itd.) moraju se dodatno obraditi postupkom obrade odvajanjem čestica da bi bili dovršeni [1]. U svim proizvodnim procesima, cilj je dobiti proizvod visoke kvalitete uz minimalne troškove proizvodnje i sa što kraćim vremenom proizvodnje. 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. Izbor navedenih ulaznih parametara procesa obrade odvajanjem čestica još uvijek je zasnovan na iskustvu operatera, preporučenim vrijednostima te skupim i dugotrajnim eksperimentalnim ispitivanjima. S ekonomskog gledišta i s gledišta održive proizvodnje, eksperimentalna ispitivanja nisu 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) [2].

S druge strane, u proizvodnoj industriji, česta je upotreba sredstva za hlađenje, ispiranje i podmazivanje. Međutim, u zadnje vrijeme se nastoji smanjiti upotreba spomenutih sredstava zbog njihovih posljedica na okoliš (nerazgradivost) i samog operatera (otrovni spojevi oštećuju kožu i dišne putove). Dakle, teži se ka primjeni suhe obrade te novih alternativnih tehnika za hlađenje, ispiranje i podmazivanje (kao što je minimalna količina sredstva za podmazivanje, engl. Minimum quantity lubrication - MQL i hlađenje komprimiranim hladnim zrakom - HKHZ).

Iz navedenog, može se zaključiti da postoji potreba za alternativnim pristupima koji će smanjiti ili u potpunosti zamijeniti eksperimentalna ispitivanja. U posljednjih nekoliko desetljeća, numeričko simuliranje i 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. Zbog njegove složenosti, numerička analiza postupka je izrazito zahtjevna. Pri samoj obradi vrijede različite zakonitosti vezane uz ponašanje materijala, toplinu, trenje, elastične i plastične deformacije, velike brzine deformacije i sl. U većini

istraživanja, vezanih uz analitičko i numeričko modeliranje, se primjenjuje jednostavna konfiguracija poznata kao ortogonalno rezanje gdje vrijedi ravninsko stanje deformacije. Primjenom metode konačnih elemenata u modeliranju procesa obrade odvajanjem čestica mogu se predvidjeti sile rezanja, oblik odvojene čestice, temperature u zoni rezanja, trošenje alata, zaostala naprezanja u izratku, itd. Također, primjenom eksperimentalnih i numeričkih istraživanja, može se dokazati točnost numeričkih modela i zakonitost primijenjenih u modelima. Dakle, odgovarajući numerički model može značajno doprinijeti boljem razumijevanju procesa, tj. predviđanju izlaznih veličina procesa i u konačnici određivanju optimalnih parametara obrade [3].

## 2. OSNOVE NUMERIČKOG MODELIRANJA U OBRADI ODVAJANJEM ČESTICA

Numeričke simulacije se koriste u predviđanju izlaznih karakteristika procesa obrade jer postoje različite fizičke pojave tijekom procesa koje je teško analitički prikazati. U drugu ruku eksperimentalna istraživanja su skupa i zahtijevaju mnogo vremena [4]. Modeliranje postupka obrade odvajanjem čestica može se temeljiti na MKE ili bezmrežnoj metodi. Bezmrežna metoda je primjenjiva za velike deformacije, ali zbog manje točnosti i velikog vremena potrebnog za izvršenje simulacija, ova metoda se rijetko koristi kod simulacije postupaka obrade odvajanjem čestica [5]. 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 vremenskom periodu moguće je analizirati veliki broj numeričkih rezultata što omogućuje uštedu na vremenu, materijalu i novcu. Zbog navedenog, MKE postaje najčešće korištena metoda u analizi obrade odvajanjem čestica u posljednja dva desetljeća [6].

Rješavanje problema metodom konačnih elemenata svodi se na rješavanje sustava algebarskih jednadžbi koje se dobiju pretvaranjem sustava diferencijalnih jednadžbi. Proces modeliranja sastoji se od fizičke diskretizacije kontinuuma na konačne elemente (engl. Finite Elements). Konačni elementi su međusobno povezani čvorovima 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 izračunati za cijeli model. Kao rezultat dobiju se odgovarajuće veličine koje ovise o vrsti problema koji se rješava.

Da bi se odredilo ravnotežno stanje tijela koje odgovara narinutom 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 softverima 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  $t$  ( $\Delta t$  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 implicitnom integracijom. 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 kontakta, konvergencija rezultata ne mora se ni postići [7].

S druge strane, različite formulacije se koriste u simulacijama obrade odvajanjem čestica za definiranje graničnih uvjeta. 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. 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 zajedno s obratkom. Drugim riječima, na kraju svakog koraka koordinate čvorova se ažuriraju. Ako su deformacije velike, što je slučaj u procesu obrade 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 [3]. Određivanje parametara koji opisuju kriterij za nastajanje odvojene čestice je zahtjevno jer ne postoji dovoljno dostupnih podataka iz tog područja [8] 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.

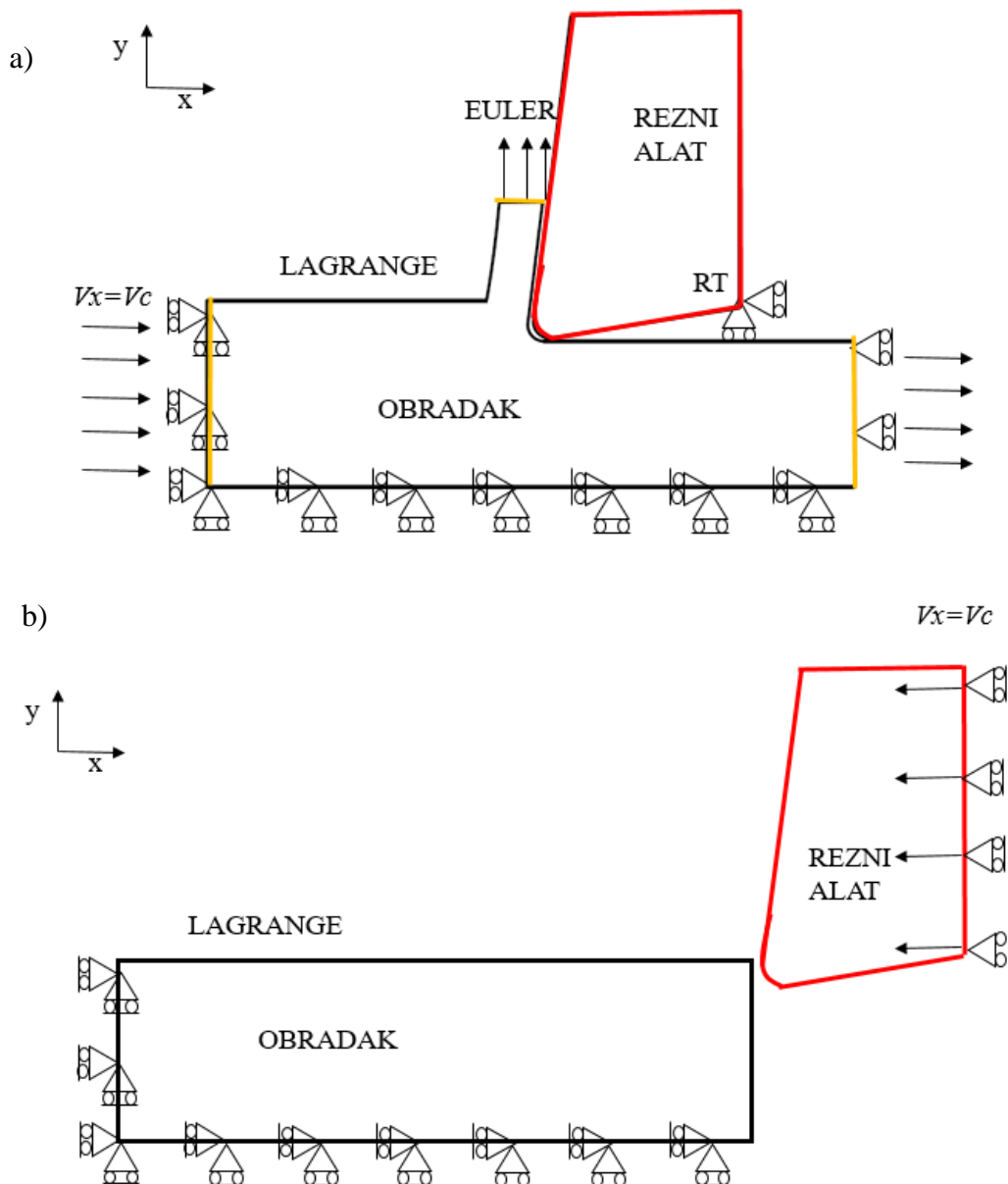
U Eulerovoj formulaciji, mreža konačnih elemenata je fiksirana u prostoru odnosno koordinate čvorova se ne mijenjaju u vremenu. Materijal se giba kroz fiksiranu mrežu te je tako eliminirana distorzija mreže odnosno elemenata. Također, nije potrebno definirati kriterij za nastajanje odvojene čestice. 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 procesa obrade odvajanjem čestica. Debljina odvojene čestice je značajan izlazni parametar koji utječe na ostale parametre u procesu. Njeno unaprijed definiranje onemogućava simulaciju realnog procesa [9].

Kako je već i naglašeno, 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 [10]: 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 2.1a). Drugom metodom moguće je simulirati cijeli postupak obrade odvajanjem čestica bez definiranja geometrije odvojene čestice, ali u većini slučajeva morfologija ne odgovara realnom stanju [11]. Razlika između dvije metode ALE formulacije je prikazana na slici 2.1., a njihove prednosti su te što je smanjena distorzija mreže te nije potrebno definirati kriterij za nastajanje odvojene čestice. Slika 2.1. prikazuje izgled obratka i alata prije početka simulacije za obje ALE konfiguracije.

Da bi se eliminirali navedeni nedostaci ALE formulacije, nedavno 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 [13, 14]. Lagrangeova formulacija se primjenjuje za modeliranje alata dok se Eulerova formulacija primjenjuje za modeliranje obratka, slika 2.2.

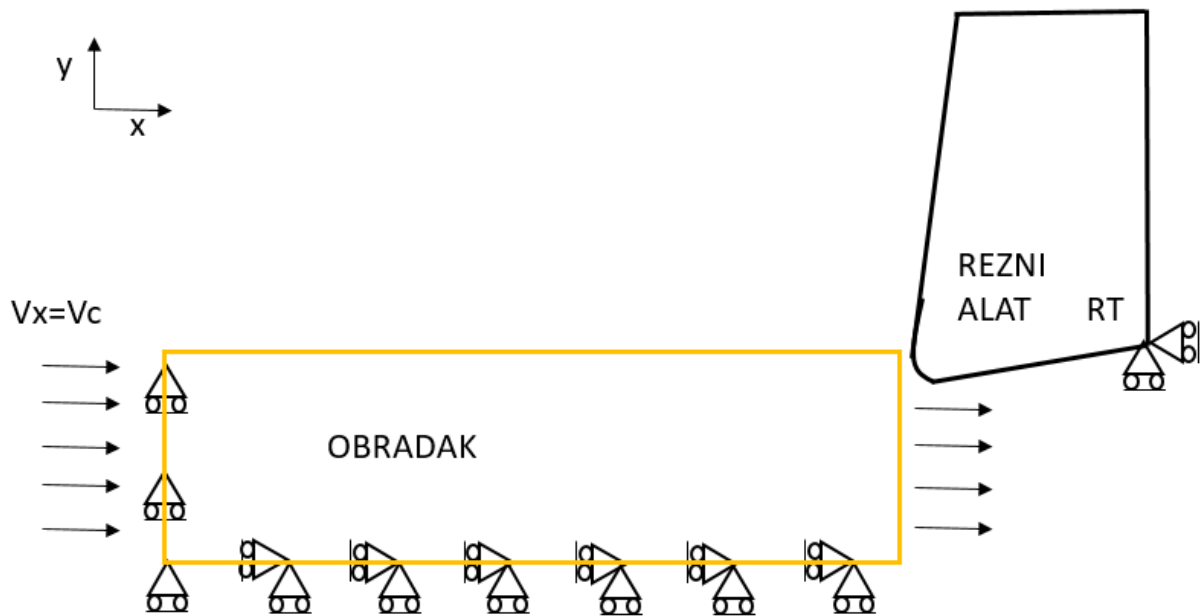




Slika 2.1. ALE formulacija s: a) Eulerovim i Lagrangeovim granicama i b) Lagrangeovim granicama [12]

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, njegov EVF je jednak 1, a ako se u elementu ne nalazi materijal tada je njegov EVF jednak 0. U elementima čija vrijednost EVF je između 0 i 1, granica materijala ne odgovara granici elementa kako je i

prikazano na slici 2.3. U većini slučajeva, inicijalno Lagrangeovo tijelo se smješta unutar Eulerova tijela. Lagrangeovi i Eulerovi elementi i čvorovi mogu se preklapati, ali inicijalno Lagrangeovi dijelovi moraju biti postavljeni unutar Eulerovog dijela na području elementa gdje je EVF jednak 0. Prednosti ove formulacije su što je eliminirana distorzije mreže, nije potrebno definirati kriterij za nastajanje odvojene čestice te nije potrebno definirati geometriju odvojene čestice.



Slika 2.2. CEL formulacija

Kako je već i naglašeno, sve više istraživanja uključuje modeliranje i simulacije procesa obrade odvajanjem čestica u softverskim paketima koji se temelje na MKE. Vrlo važno je izabrati odgovarajući softver za simulacije kako bi se izvršile kvalitetne analize. DEFORM 2D / 3D, Abaqus / Explicit i AdvantEdge su najčešće primjenjivani softveri za simulaciju procesa obrade odvajanjem čestica. Ostali softverski paketi koji se također koriste za simulaciju procesa su Ms. Marc, Ansys LS-DYNA, Forge, SuperForm, itd.[16].

Softverski paket AdvantEdge specijaliziran je za modeliranje i simulacije procesa obrade odvajanjem čestica. Problem rješava eksplicitno te je moguće provesti detaljnu termomehaničku analizu procesa. Također, ovaj softver sadrži opsežnu bazu standardnih alata te modela materijala. Omogućeno je jednostavno modeliranje i definiranje postavki simulacije. Pored toga, moguće je kreirati vlastitu geometriju alata i obratka te vlastiti model materijala. Da bi se postigla točnost simulacija, omogućeno je adaptivno generiranje mreže. 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).

|      |      |      |
|------|------|------|
| 0.0  | 0.0  | 0.0  |
| 0.0  | 0.18 | 0.53 |
| 0.49 | 0.99 | 1.0  |

*Slika 2.3. Prikaz EVF vrijednosti i odgovarajućih granica materijala [15]*

S druge strane DEFORM 2D / 3D rješava probleme samo implicitno zbog čega za izvršenje složenih simulacija je potrebno mnogo vremena. Baza podataka o standardnim alatima i modelima materijala je nešto manja u usporedbi s AdvantEdge softverskim paketom. Također je moguće kreirati vlastitu geometriju alata i obratka te vlastiti model materijala. Također je omogućeno adaptivno generiranje mreže.

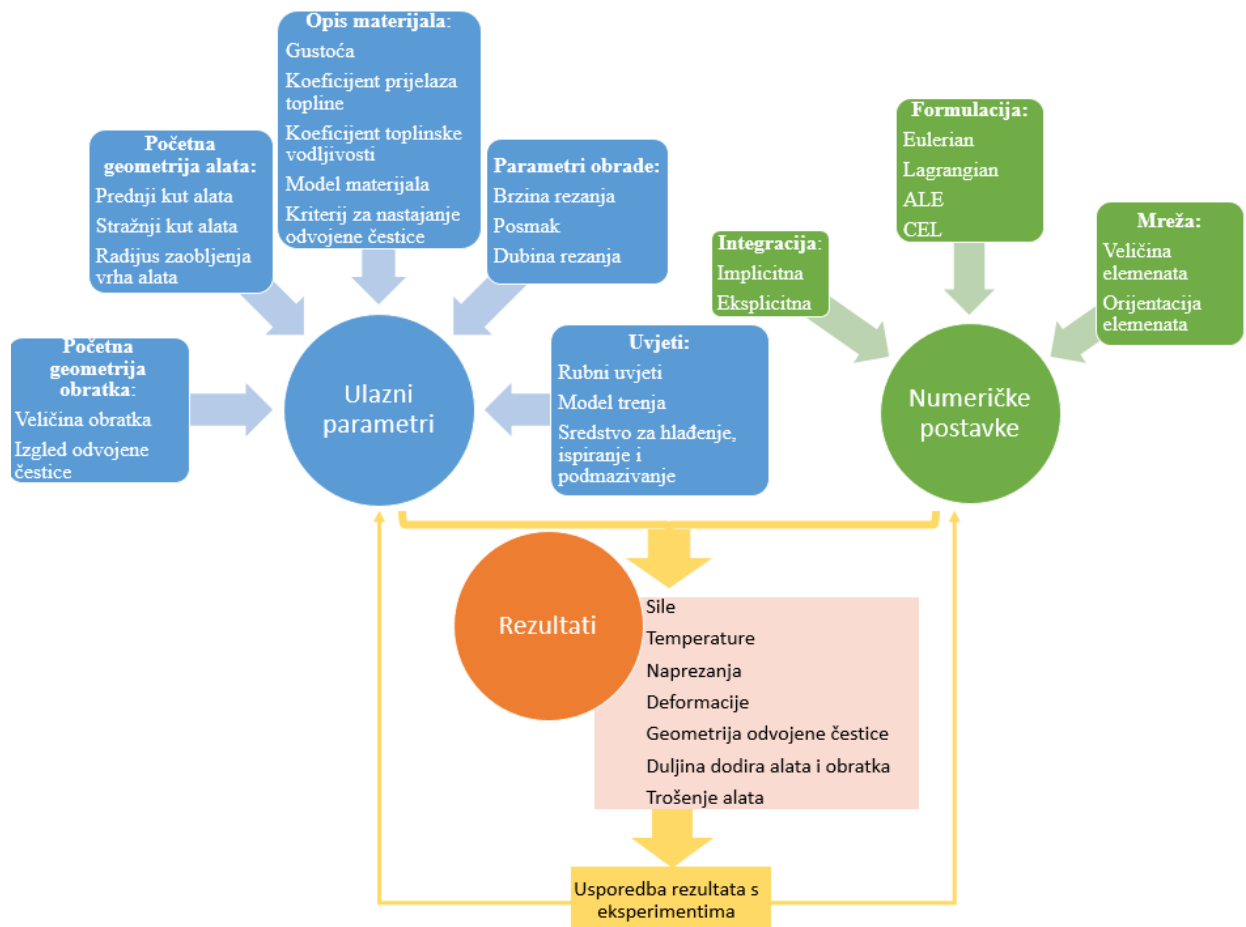
U softveru Abaqus / Explicit vrijeme potrebno za definiranje parametara modela tj. simulacije je nešto duže s obzirom na to da ne sadržava bazu podataka o standardnim geometrijama alata i modelima materijala. Definiranje modela zahtjeva i visoko kvalificiranog korisnika koji mora sam definirati alat, obradak, parametre obrade, rubne uvjete i geometriju mreže. S druge strane, korisnik je izrazito fleksibilan u pogledu definiranja postavki modela te je omogućeno modeliranje procesa s visokom razinom detalja rezultata simulacije [17].

Također je važno naglasiti značajan utjecaj veličine elementa na rezultate simulacija. Primjene malih elemenata 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 [18]. Također, prema Movahhedy [18] 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 izvršenje simulacije. Odabir odgovarajuće veličine elementa

je kritičan parametar u simulacijama te se mora odabrati kao kompromis potrebne točnosti rezultata i ekonomske isplativosti.

Može se zaključiti da softveri temeljeni na MKE imaju određene prednosti, ali i određene nedostatke. Nedostatci mogu stvarati značajne prepreke u pogledu modeliranja procesa obrade odvajanjem čestica te simulacije ovih procesa zahtijevaju posebnu pažnju.

Objašnjene numeričke postavke su prikazane na slici 2.4. Također, slika 2.4. prikazuje ulazne parametre te rezultate numeričkih analiza koji su detaljnije objašnjeni u nastavku.



Slika 2.4. Ulazni parametri, numeričke postavke i rezultati numeričkih simulacija

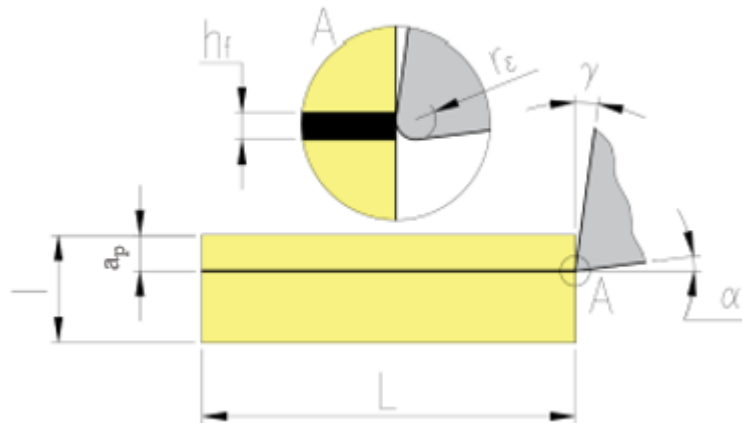
## 2.1. Modeliranje geometrije alata i obratka

U većini simulacija obrade odvajanjem čestica temeljenim na metodi konačnih elemenata se pretpostavlja ortogonalno rezanja. Vrijeme potrebno za izvršenje simulacija kod 3D modela može biti dugo zbog geometrijske složenosti i numeričkih zahtjeva koji se javljaju prilikom simulacije tokarenja, glodanja, bušenja, itd. Zbog toga, znanstvenici u zamjenu za složene 3D

modele koriste jednostavnije 2D / 3D modele i pretpostavku o ravninskom stanju deformacije kako bi objasnili mehanizam rezanja. Kod ortogonalnog rezanja oštrica alata je okomita na smjer brzine rezanja. Također da bi se ostvarilo ravninsko stanje deformacija u području dodira alata i obratka primjenjuju se sljedeće pretpostavke [19 - 21]:

- 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,
- dubina rezanja je najmanje pet puta manja od širine rezanja,
- nepromjenjivi su parametri obrade: brzina rezanja, dubina rezanja i posmak,
- stalan je presjek odvojene čestice.

Za modeliranje ortogonalnog rezanja, obradak se definira pomoću sljedećih parametara: dubina rezanja ( $a_p$ ), debljina sloja gdje dolazi do odvajanja odvojene čestice i obratka ( $h_f$ ) - (samo za određene formulacije), duljina obrade ( $L$ ), visina obratka ( $l$ ). Alat se definira pomoću prednjeg kuta ( $\gamma$ ), stražnjeg kuta ( $\alpha$ ) te radijusa zaobljenja vrha rezne oštrice ( $r_\epsilon$ ), slika 2.5.

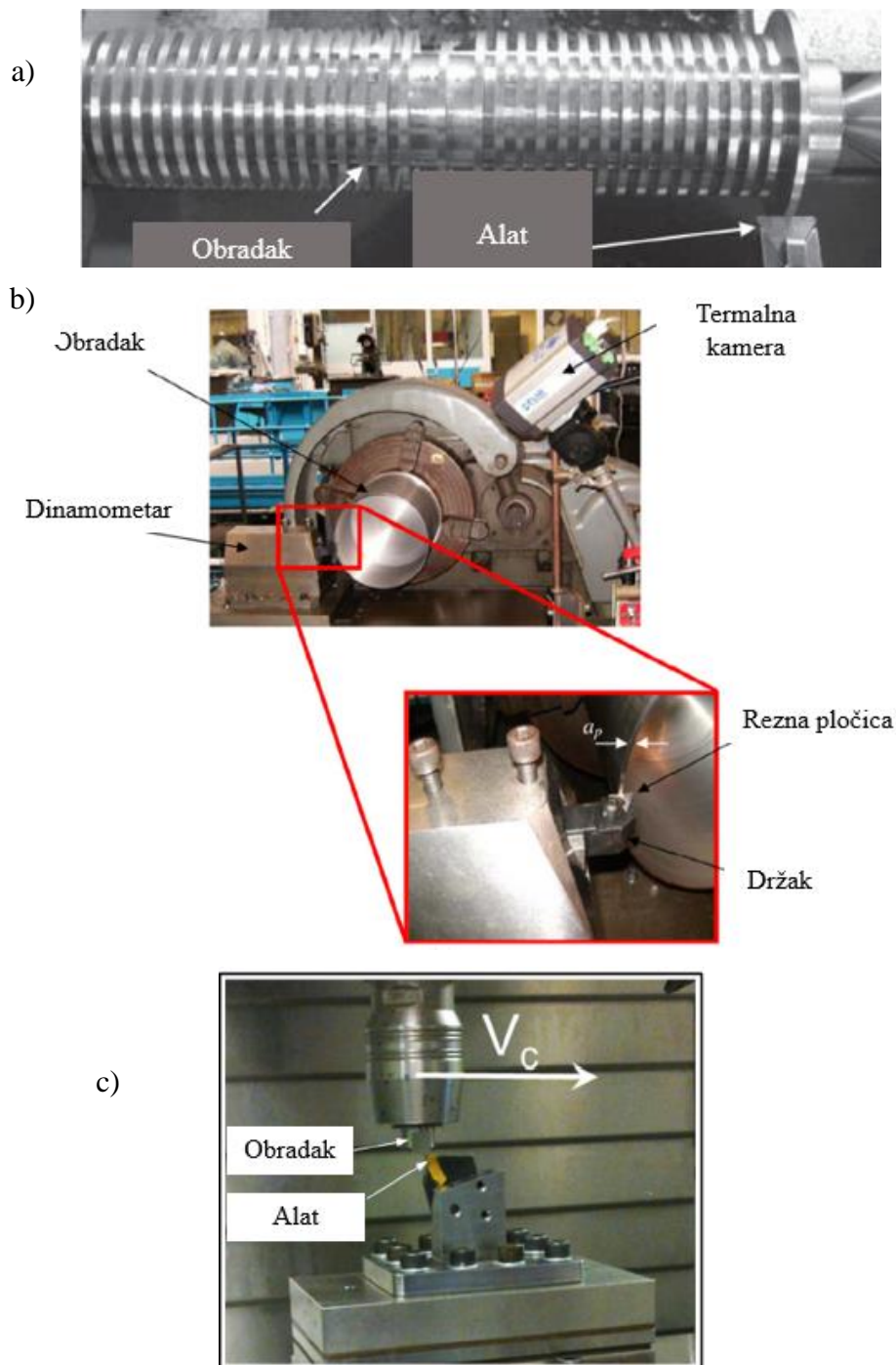


Slika 2.5. Geometrija ortogonalnog modela [22]

U numeričkim analizama koje se temelje na MKE, alat se većinom pretpostavlja kao kruto tijelo [13, 23 - 27] jer je njegova krutost puno veća od krutosti obratka u procesu tokarenja. Tako je smanjeno vrijeme potrebno za izvršenje simulacije jer nije potrebno proračunavati pomake čvorova u alatu. Al-Zkeri i dr. [28] 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. Na taj način je potvrđeno da je ispravna pretpostavka o alatu kao krutom tijelu.

Da bi se ostvarilo ortogonalno rezanje, postoje tri načina postavke eksperimenta koji se razlikuju prema izgledu obratka. U prvom slučaju, obradak je u obliku diska, slika 2.6a). Oštrica alata je postavljena paralelno s osi rotacije i pomiče se prema centru diska (poprečno tokarenje). Obzirom da se ovakvim posmičnim gibanjem smanjuje promjer diska, brzina rezanja se drži konstantnom dok se mijenja frekvencija vrtnje glavnog vretena. U drugom slučaju, slika 2.6b), obradak je zapravo cijev s malom debljinom stijenke. S obzirom na to da se po duljini rezne oštrice mijenja brzina rezanja, odabirom cijevi velikog promjera i male debljine stijenke ta promjena se može minimizirati. U trećem slučaju, slika 2.6c), koristi se glodalica gdje se u glavno vreteno smješta obradak dok je na radnom stolu stegnut alat. Dakle, u ovom se slučaju obradak giba prema alatu brzinom rezanja. Glavni nedostatak je što je maksimalna brzina rezanja ograničena maksimalnom posmičnom brzinom glodalice.



Slika 2.6. Konfiguracija ortogonalnog rezanja; a) obradak u obliku diska [29], b) obradak u obliku cijevi [30] i c) obradak smješten u glavno vreteno [31]

## 2.2. Konstitutivni modeli materijala obratka

Na točnost rezultata simulacija obrade odvajanjem čestica utječe mnoštvo faktora. Jedan od najutjecajnijih faktora je modeliranje toka naprezanja materijala ili tzv. konstitutivni zakoni

tečenja materijala. Ako zakon tečenja materijala ne opisuje stvarno ponašanje materijala tijekom elasto-plastičnih deformacija, pojavit će se greške u predviđanju oblika odvojene čestice te ostalih izlaznih parametara kao npr. temperature 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 procesu obrade odvajanjem čestica javljaju velike plastične deformacije, velike brzine deformacije te visoke temperature, spomenuta istraživanja su zahtjevnija. Modeli materijala dobiveni standardnim testovima za male brzine deformacije se ne mogu primijeniti kod ovih obrada. Stoga se primjenjuju alternativne metode kao npr. ispitivanje udarne radnje loma, visokobrzinski test sabijanja i test primjenom Split-Hopkinsonove tlačne šipke (engl. split Hopkinson pressure bar test - SHPB). Najčešće primjenjivani materijalni modeli u simulacijama obrade odvajanjem čestica su detaljnije objašnjeni u nastavku.

Johnson-Cookov model materijala [32] 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,  $\sigma$ , definirano je sljedećim izrazom:

$$\sigma = [A + B * \varepsilon_p^n] \left[ 1 + C * \ln \frac{\dot{\varepsilon}_p}{\dot{\varepsilon}_0} \right] \left[ 1 - \left( \frac{T - T_0}{T_T - T_0} \right)^m \right] \quad (2.1)$$

gdje su  $A$ ,  $B$ ,  $C$ ,  $n$  i  $m$  pet parametara koji se određuju pomoću spomenutih metoda za ispitivanje svojstva materijala te  $\varepsilon_p^n$  je ekvivalentna plastična deformacija,  $A$  predstavlja granicu tečenja pri referentnoj temperaturi i referentnoj brzini deformacije,  $B$  i  $n$  su parametri koji opisuju očvršćivanje materijala uslijed plastičnih deformacija,  $C$  je konstanta brzine deformacije te  $m$  je parametar koji opisuje omekšavanje materijala uslijed promjene njegove temperature. Ekvivalentna plastična brzina deformacije ( $\dot{\varepsilon}_p$ ) je normalizirana s referentnom brzinom deformacije ( $\dot{\varepsilon}_0$ ).  $T$  je trenutna temperatura materijala,  $T_0$  je sobna temperatura, a  $T_T$  je temperatura taljenja materijala. U izrazu (2.1) prva zagrada predstavlja ovisnost granice tečenja o plastičnoj deformaciji, druga zagrada predstavlja utjecaj brzine deformacije te treća utjecaj temperature na naprezanje odnosno granicu tečenja [32].

Zerilli i Armstrong [33] su zaključili da ponašanje materijala pri velikim deformacijama ovisi o njihovoj mikrostrukturi. Zbog toga su razvili dva materijalna modela: za metale s prostorno centriranom kubičnom rešetkom te za metale s plošno centriranom kubičnom rešetkom. Ovaj



materijalni model 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:

$$\sigma = C_0 + C_1 e^{(-C_3 T + C_4 T \ln \frac{\dot{\varepsilon}_p}{\dot{\varepsilon}_0})} + C_5 \varepsilon_p^n \quad (2.2)$$

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

$$\sigma = C_0 + C_2 \varepsilon_p^{0,5} e^{(-C_3 T + C_4 T \ln \frac{\dot{\varepsilon}_p}{\dot{\varepsilon}_0})} \quad (2.3)$$

gdje su  $C_0$ ,  $C_1$ ,  $C_2$ ,  $C_3$ ,  $C_4$  i  $C_5$  parametri materijala, a  $T$  apsolutna temperatura materijala. Za metale s prostorno centriranom kubičnom rešetkom pretpostavlja se da na ovisnost deformacije i naprezanje ne utječe brzina deformacije i temperatura, dok kod metala s plošno centriranom kubnom rešetkom se pretpostavlja suprotno [6].

Eksponencijalno očvršćujući model materijala (zakon potencije; engl. power law) glasi [34]:

$$\sigma = g(\varepsilon_p) f(\dot{\varepsilon}) \theta(T) \quad (2.4)$$

gdje je  $g(\varepsilon_p)$  funkcija očvršćivanja materijala uslijed plastičnih deformacija materijala,  $f(\dot{\varepsilon})$  opisuje utjecaj brzine deformacije te  $\theta(T)$  utjecaj temperature na omekšavanje materijala. Funkcija očvršćivanja materijala ima oblik:

$$g(\varepsilon_p) = \sigma_0 \left( 1 + \frac{\varepsilon_p}{\varepsilon_{p,0}} \right)^{1/n'} \quad (2.5)$$

gdje je  $\sigma_0$  inicijalno naprezanje,  $\varepsilon_{p,0}$  referentna plastična deformacija,  $n'$  je parametar koji opisuju očvršćivanje materijala uslijed plastičnih deformacija. Utjecaj brzine deformacije se opisuje prema izrazu:

$$f(\dot{\varepsilon}) = \left( 1 + \frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_{p,0}} \right)^{1/m'} \quad (2.6)$$

gdje je  $\dot{\varepsilon}_{p,0}$  referentna brzina plastične deformacije,  $m'$  je parametar koji opisuje utjecaj brzine deformacije. Očvršćivanje odnosno omekšavanje materijala uslijed promjene temperature ovisi o temperaturi  $T$  te materijalnim parametrima ( $c_0, c_1, c_2, c_3, c_4, c_5$ ):

$$\theta(T) = c_0 + c_1 T + c_2 T^2 + c_3 T^3 + c_4 T^4 + c_5 T^5 \quad (2.7)$$

S ciljem povećanja točnosti simulacija, znanstvenici su razvili te primijenili modificirane modele materijala u obradi odvajanjem čestica kao npr. modificirani Johnson-Cookov model [35 - 37], modificirani Zerilli-Armstrongov model [38, 39] te modificirani eksponencijalno očvršćujući modeli materijala [1, 34, 40] .

### 2.3. Modeli trenja

Na rezultate simulacija, pored materijalnih modela, značajno utječe i izbor modela trenja. Trenje se javlja prilikom dodira prednje površine alata i odvojene čestice. Još uvijek nije u potpunosti jasno ponašanje materijala pod utjecajem velikih 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. Trenje ovisi o brzini odvojene čestice, tlaku dodira i temperaturi između alata i obratka što čini modeliranje trenja izrazito složenim. Najčešće korišteni modeli trenja su: Coulombov model trenja, hibridni model trenja te model smicanja [16].

U prvim simulacijama obrade odvajanjem čestica Coulombov model trenja je korišten na cijeloj dodirnoj zoni s konstantnim koeficijentom trenja. Prema ovom zakonu smično naprezanje koje se javlja uslijed trenja,  $\tau$ , proporcionalno je normalnom tlačnom naprezanju (komponenta naprezanja u smjeru normale na prednju površinu alata),  $\sigma_n$ :

$$\tau = \mu\sigma_n \quad (2.8)$$

gdje je  $\mu$  Coulombov koeficijent trenja. Također, u istraživanjima se koristi i temperaturno ovisan Coulombov model trenja koji glasi [23, 41]:

$$\mu = \mu_0 \left( 1 - \left( \frac{T' - T'_0}{T_T - T'_0} \right)^{m''} \right) \quad (2.9)$$

gdje je  $T'$  temperatura u zoni dodira te  $\mu_0$ ,  $T'_0$ ,  $m''$  parametri koji opisuju pad vrijednosti koeficijenta trenja s povećanjem temperature. Prethodni izraz vrijedi kada je temperatura  $T'$  veća od parametra (temperature)  $T'_0$ . U protivnome vrijedi da je koeficijent trenja jednak konstantnoj vrijednosti  $\mu_0$ .

Model smicanja pretpostavlja da je smično naprezanje uslijed trenja proporcionalno smičnom naprezanju tečenja obratka  $\tau_Y$  (početna smična granica tečenja)

$$\tau = w\tau_Y \quad (2.10)$$

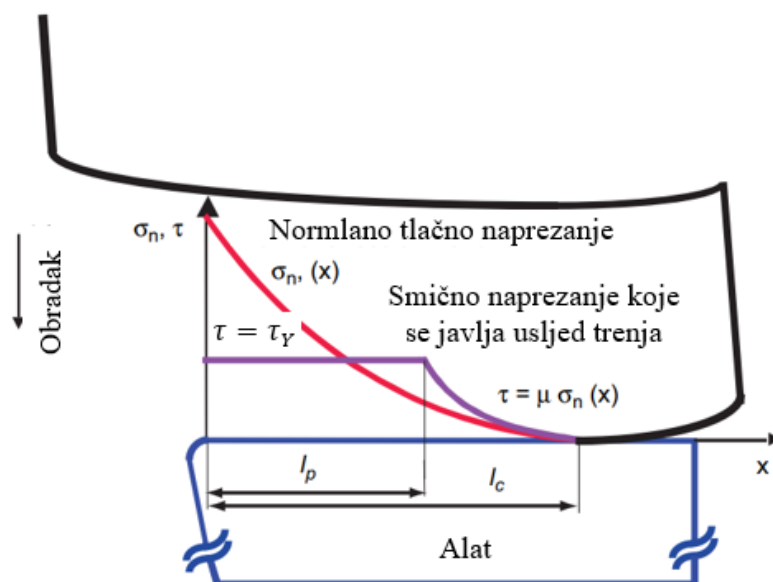
gdje je  $w$  smični koeficijent trenja. Model smicanja je također poznat kao i Tresca model trenja [42].

Zorev model trenja je u literaturi još poznat kao hibridni model trenja [43] te modificirani Coulombov model trenja [44]. U usporedbi s prethodna dva modela, Zorev model se smatra pouzdanijim zbog podjele zone dodira alata i obratka na dvije zone, zonu prijanjanja (lijepljenja) 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 početne smične granice tečenja obratka ( $\tau_Y$ ). Ovakvo stanje dovodi do toga da obradak 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 početne smične granice tečenja obratka ( $\tau_Y$ ) te dolazi do klizanja između prednje površine alata i odvojene čestice. Opisana zakonitost dviju zona (Zorev model) se matematički prikazuje:

$$\tau = \tau_Y \text{ za slučaj } \tau_Y \leq \mu\sigma_n, \quad 0 < x \leq l_p \quad (2.11)$$

$$\tau = \mu\sigma_n \text{ za slučaj } \tau_Y > \mu\sigma_n, \quad l_p < x \leq l_c \quad (2.12)$$

gdje je  $l_p$  duljina zone lijepljenja te  $l_p - l_c$  duljina zone klizanja. Grafički prikaz dviju zona je prikazan na slici 2.7.



Slika 2.7. Grafički prikaz raspodjele smičnog naprezanja koje se javlja uslijed trenja te tlačnog naprezanja na prednjoj površini alata [29]

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

$$\mu = \frac{F_f + F_c \tan \alpha}{F_c - F_f \tan \alpha} \quad (2.13)$$

#### 2.4. Nastanak i prijenos topline u procesu obrade odvajanjem čestica

Ukupna snaga utrošena na odvajanje čestica najvećim dijelom se pretvara u toplinu. U prosjeku se do 97 % snage pretvori u toplinu [21]. 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 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 procesa obrade odvajanjem čestica, posvećuje najveća pažnja [45]. Ostali izvori topline nastaju zbog trenja na stražnjoj površini alata te zbog plastičnih deformacija neposredno ispred ravnine smicanja. Generirana toplina nastala pri procesu obrade 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. U obradi odvajanjem čestica, prijenos topline s toplog područja na hladno odnosno iz toplinskih izvora u toplinske ponore se može odvijati kondukcijom i konvekcijom.

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

$$q = \lambda \nabla T \quad (2.14)$$

gdje je  $q$  je gustoća toplinskog toka,  $\lambda$  koeficijent toplinske vodljivosti te  $\nabla T$  temperaturni gradijent koji uzima u obzir razliku temperature alata i odvojene čestice u području njihovog

dodira. Zbog nedostatka eksperimenata 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:

$$q = \alpha(T_{ob} - T_0) \quad (2.15)$$

gdje je  $\alpha$  koeficijent prijelaza topline,  $T_{ob}$  temperatura obratka te  $T_0$  temperatura okoline (sobna temperatura). U većini simulacija obrade odvajanjem čestica razmatrano vrijeme je kratko pa se prijelaz topline konvekcijom u većini slučajeva zanemaruje. Ali, ako se razmatraju zaostala naprezanja, prijenos topline konvekcijom omogućuje hlađenje obratka do sobne temperature.

U metalima, uslijed plastičnih deformacija odnosno plastičnog rada dolazi do disipacije mehaničke energije. Dio energije se pretvara u toplinu, kako je već i naglašeno, ali od 5 % do 15 % energije se pohranjuje u tijelo [46]. Ta energija koja se pohranjuje u tijelu se zove latentna energija hladnog rada. Zbog toga se, u obradama gdje dolazi do velikih plastičnih deformacija, uvodi Taylor-Quinney koeficijent,  $\eta_p$ . Koeficijent  $\eta_p$  predstavlja udio topline nastale zbog plastičnih deformacija (engl. inelastic heat fraction) te je najčešće njegoa vrijednost za metale od 0,85 do 0,95 [47, 48]. Gustoća toplinskog toka zbog plastičnih deformacija je jednaka [49]:

$$q = \eta_p \sigma \dot{\epsilon}_p \quad (2.16)$$

Ovdje je važno napomenuti i pojam toplinske efuzivnosti. Toplinska efuzivnost je sposobnost materijala da izmjenjuje toplinu s okolinom. U procesu obrade odvajanjem čestica, toplinska efuzivnost se koristi za računanje udjela topline uzrokovane trenjem koji se prenosi u obradak odnosno alat. Udio topline koji nastaje zbog trenja i koji se prenosi na obradak može se izračunati prema sljedećem izrazu [50, 51]:

$$\beta = \frac{e_{ob}}{e_{ob} + e_{al}} \quad (2.17)$$

gdje su  $e_{ob}$ ,  $e_{al}$  toplinske efuzivnosti obratka odnosno alata. Toplinska efuzivnost se računa prema izrazu:

$$e = \sqrt{\rho \lambda c_p} \quad (2.18)$$

gdje je  $\rho$  gustoća materijala i  $c_p$  specifični toplinski kapacitet. Dakle  $1 - \beta$  predstavlja udio topline koji nastaje zbog trenja i koji se prenosi na alat.

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 parametar obrade na temperaturu je brzina rezanja pa posmak te dubina rezanja. Kao što se može primijetiti i u jednadžbama (2.14), (2.15) i (2.18), 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.

Značajan utjecaj na temperature rezanja ima i korištenje sredstva za hlađenje, ispiranje i podmazivanje (SHIP). Korištenjem SHIPa smanjuje se razvijena toplina, a zbog njegove značajke podmazivanja smanjuje se i trenje [21]. Ovdje je važno naglasiti da upotreba sredstva za hlađenje, ispiranje i podmazivanje, osim na trenje i temperature rezanja, utječe i na sile rezanja, integritet obrađene površine, vijek trajanja alata, itd. [52].

#### 2.4.1. Alternativne tehnike za hlađenje, ispiranje i podmazivanje

Alternativne tehnike hlađenja su ekološki prihvatljivije od konvencionalnih sredstava za hlađenje, ispiranje i podmazivanje [53]. Neke od alternativnih tehnika za hlađenje, ispiranje i podmazivanje su: kriogeno hlađenje, tehnika primjene minimalne količine sredstva za podmazivanje (MQL) te tehnika primjene minimalne količina sredstva za hlađenje i podmazivanje (MQCL). Kriogena strojna obrada podrazumijeva upotrebu kriogenih fluida (od kojih je najprihvatljiviji tekući dušik) kao sredstava za hlađenje, ispiranje i podmazivanje. MQL i MQCL podrazumijevaju ubrizgavanje malih količina sredstava za podmazivanje i / ili sredstava za hlađenje u obliku aerosola. Najčešće se koriste ulja čije se čestice raspršuju u struji komprimiranog zraka. Osnovne značajke spomenutih alternativnih tehnika su prikazane u tablici 2.1.

Tablica 2.1. Učinkovitost različitih sredstava za hlađenje i podmazivanje [52]

| Parametri                   | Suha obrada | MQL      | Kriogena obrada |
|-----------------------------|-------------|----------|-----------------|
| Hlađenje                    | Loše        | Neznatno | Odlično         |
| Podmazivanje                | Loše        | Odlično  | Neznatno        |
| Uklanjanje odvojene čestice | Neznatno    | Dobro    | Dobro           |

Krolczyk i ostali [54] su na temelju istraživanja u literaturi usporedili značajke spomenutih tehnika hlađenja. Pojedine značajke su ocijenili brojkama od 1 do 5 gdje je 1 najlošija izvedba, a 5 najbolja, tablica 2.2.

Tablica 2.2. Usporedba učinkovitost i ekoloških karakteristika različitih sredstava za hlađenje i podmazivanje [54]

| Parametri                    | Suha obrada | MQL | Kriogena obrada |
|------------------------------|-------------|-----|-----------------|
| Investicijski troškovi       | 5           | 3   | 2               |
| Ukupni troškovi              | 3           | 5   | 4               |
| Integritet obrađene površine | 1           | 4   | 5               |
| Vijek trajanja alata         | 1           | 4   | 5               |
| Potrošnja energije           | 4           | 3   | 5               |
| Održivost                    | 3           | 4   | 5               |
| Čistoća radnog mjesta        | 5           | 4   | 5               |

Važno je spomenuti i alternativnu tehniku hlađenja komprimiranim hladnim zrakom - HKHZ (engl. Cold Compressed Air). Ova tehnika omogućuje hlađenje alata i obratka te odvođenje odvojene čestice. Hlađenje se izvodi pomoću vrtložne cijevi (engl. Vortex Tube) poznate kao Ranque-Hilsch vrtložna cijev (rad vrtložne cijevi je objašnjen u [55, 56]). Rezultati istraživanja različitih procesa obrade odvajanjem čestica s različitim materijalima obradaka i reznim alatima ukazuju da se primjenom HKHZ-a može povećati vijek trajanja alata i produktivnost [57], smanjiti temperature rezanja i poboljšati kvaliteta obrađene površine [58]. Unatoč izvrsnom hlađenju, jedan od glavnih nedostataka hlađenja hladnim komprimiranim zrakom je nedostatak podmazivanja u zoni rezanja. Kombinacija HKHZ-a i minimalne količine sredstva za pomazivanje u struji zraka predstavlja tehniku koja osigurava i hlađenje i

podmazivanje u zoni rezanja [59]. Boswell i suradnici [60] navode da kombinacija hladnog komprimiranog zraka i MQL tehnike pruža tvrtkama učinkovito rješenje za zamjenu konvencionalnom SHIP-u.

Primjena nekih od sredstava za hlađenje, ispiranje i podmazivanje u simulacijama obrade odvajanjem čestica je objašnjena u poglavlju 3.

## **2.5. Kriteriji za nastajanje odvojene čestice**

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 [61].

Kriteriji za nastajanje odvojene čestice se mogu podijeliti u dvije glavne grupe: geometrijski i fizikalni kriteriji [61, 62]. 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. S druge strane, 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. Stvarne kritične vrijednosti fizikalnog parametra je teško utvrditi te je česta pojava velikih pukotina ispred vrha rezne oštrice alata. Prema [63] kriterij nastajanja odvojene čestice ne utječe na sile rezanja koje se javljaju prilikom simulacija obrade odvajanjem čestica, ali prema  $E_e$  [62] kriterij značajno utječe na vrijednosti zaostalih naprezanja. Najčešće korišteni modeli koji opisuju oštećenje u materijalu, a koji se primjenjuju kao kriteriji za nastajanje odvojene čestice su prikazani u tablici 2.3. 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 [64 - 66].



Tablica 2.3. Kriteriji za nastajanje odvojene čestice

| Kriterij (model oštećenja) | Matematički opis  | Oznake   | Izvor    |
|----------------------------|---|--|----------|
| Cockroft-Latham            | $\int_0^{\varepsilon_{p,max}} \sigma_1 d\varepsilon = L_1$  | $\sigma_1$ - glavno naprezanje,<br>$\varepsilon$ - ekvivalentna deformacija,<br>$\varepsilon_{p,max}$ - ekvivalentna deformacija pri kojem dolazi do loma,<br>$L_1$ - materijalna konstanta koja predstavlja akumulirano oštećenje   | [67, 68] |
| Johnson-Cook               | $L_2 = \sum \frac{\Delta\varepsilon_p}{\varepsilon_{p,max}}$<br>$\varepsilon_{p,max} = [D_1 + D_2 e^{D_3 \sigma^*}] \left[ 1 + D_4 \ln \frac{\dot{\varepsilon}_p}{\dot{\varepsilon}_0} \right] \left[ 1 + D_5 \left( \frac{T - T_0}{T_T - T_0} \right) \right]$ | $\Delta\varepsilon_p$ - inkrement ekvivalentne plastične deformacije,<br>$L_2$ - parametar koji opisuje stupanj oštećenja,<br>$D_1, D_2, D_3, D_4, D_5$ - materijalni parametri loma,<br>$\sigma^*$ - omjer hidrostatskog naprezanja i von Mises ekvivalentnog naprezanja  | [67, 69] |
| Energija loma              | $D_l = \frac{u_p}{u_{p,f}} = \frac{L_c \varepsilon_p}{u_{p,f}}$<br>$u_{p,f} = \frac{2G_f}{\sigma_{y0}}$   | $D_l$ - linearni razvoj oštećenja,<br>$L_c$ - karakteristična duljina konačnog elementa,<br>$u_p$ - ekvivalentni plastični pomak,<br>$u_{p,f}$ - ekvivalentni plastični pomak pri potpunom lomu,<br>$G_f$ - energija loma (energija potrebna za otvaranje pukotine jedinične površine),<br>$\sigma_{y0}$ - inicijalna granica tečenja materijala (u trenutku nastanka oštećenja) | [70]     |

Kako je već i naglašeno, kod čiste deformacijske metode nije potrebno definirati nikakav kriterij za nastajanje odvojene čestice već relativnim pomicanjem alata prema obratku dolazi do pomicanja čvorova obratka na prednjoj i stražnjoj površini alata [60]. Kod ove metode može doći do velike distorzije mreže odnosno pojedinih elemenata. To značajno utječe na točnost i brzinu simulacija te je nerijetka upotreba regeneriranja mreže.

U sljedećem poglavlju su prikazani utjecaji objašnjenih ulaznih parametara na izlazne veličine. Fokus je stavljen na rezultate numeričkih simulacija temeljenih na MKE.

### **3. PREDVIĐANJA IZLAZNIH VELIČINA OBRADNE ODVAJANJEM ČESTICA U NUMERIČKIM SIMULACIJAMA TEMELJENIM NA METODI KONAČNIH ELEMENATA**

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 [64] ili primjenom čiste deformacijske metode i regeneriranjem mreže [60]. Kod predviđanja pojave rezane odvojene čestice također se primjenjuju kriteriji za nastajanje odvojene čestice [64 - 66]. S ciljem eliminiranja utjecaja kriterija, pojedini autori uspješno primjenjuju modificirane modele materijala bez primjene kriterija za nastajanje odvojene čestice [13, 24,71].

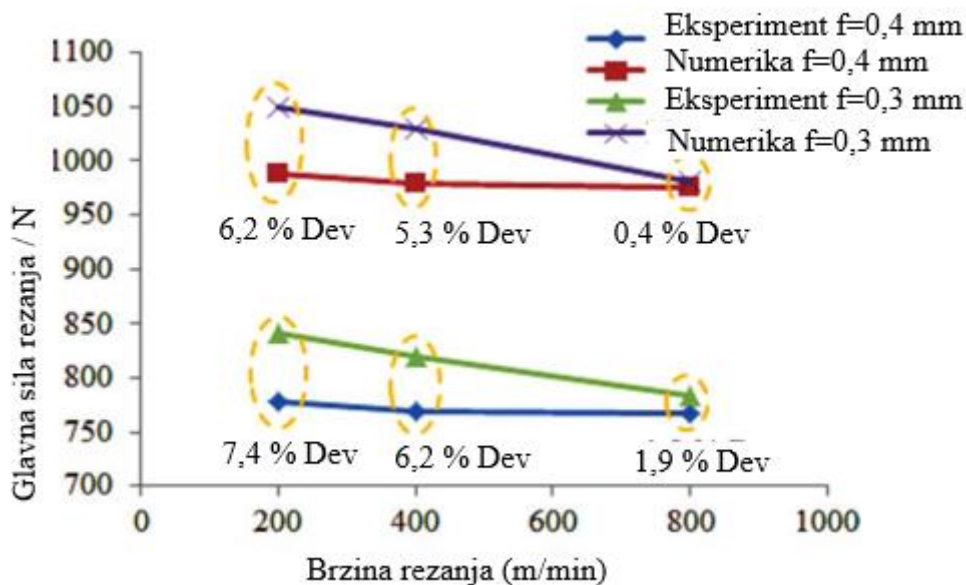
Duljina dodira odvojene čestice i reznog alata je također značajan parametar jer utječe na sile trenje koje se javljaju u samom procesu obrade odvajanjem čestica. Međutim, zbog velikih razlika između eksperimentalnih podataka i numeričkih predviđanja [72, 73], duljina dodira se ne koristi često kao parametar za validaciju simulacija obrade.

Pojedini znanstvenici predviđaju eksperimentalnim te numeričkim putem i trošenje alata [74], formiranje naljepka na prednjoj površini alata [75] te integritet obrađene površine. Integritet obrađene površine utječe na kvalitetu, karakteristike i vijek trajanja izratka. Najčešće proučavane karakteristike integriteta obrađene površine su zaostala naprezanja, promjene u mikrostrukturi te hrapavost. Predviđanje površinske hrapavosti primjenom MKE nije zastupljeno u istraživačkim radovima. Asad i dr. [76] su predviđali površinsku hrapavost putem pomaka čvorova u numeričkim simulacijama, ali rezultate nisu validirali odnosno usporedili s eksperimentalnim podacima. Posljednjih godina raste broj istraživanja koja se bave predviđanjima promjena mikrostrukture i faza u materijalu tijekom procesa obrade. Fokus je stavljen na čelik [77,78], legure nikla [25,79], legure titana [80] te aluminijske legure [81, 82]. Preostali parametri koji se mogu predvidjeti u simulacijama obrade odvajanjem čestica su sile rezanja, zaostala naprezanja te temperature u zoni rezanja. S obzirom na to da su ta tri parametra od posebnog interesa za buduća planirana istraživanja, detaljnije su objašnjena u nastavku.

### 3.1. Sile rezanja

Velike sile rezanja uzrokuju ubrzano trošenje alata, pojavu podrhtavanja i povećani utrošak snage. Utjecaj parametara obrade na sile rezanja je istražen u više radova. Li i Shih [83] 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. [84] su predvidjeli rast glavne sile rezanja s porastom brzine rezanja i posmaka u 3D simulacijama bušenja aluminijske legure (EN AW 7075 T6). Parihar i dr. [85] su predvidjeli isto u 3D simulacijama ortogonalnog rezanja čelika X40CrMoV5-1. Ozel i dr. [86] su za leguru Ti-6Al-4V numerički i eksperimentalno potvrdili da porastom posmaka raste i vrijednost glavne sile rezanja. Razmatrane su i različite presvlake alata (bez presvlake, TiAlN presvlaka, TiAlN + CBN). I u njihovom radu su simulacije predvidjele 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 predviđanjima (između eksperimenta i numeričkih simulacija) posmične sile rezanja u odnosu na predviđanja glavne sile rezanja su predstavljene i za čelik X40Cr14 [87], C45U [88], EN AW 7075 [89 - 91], EN AW 7050 T7451 [34], EN AW 2024 T3 [91] i EN AW 6061 T6 [91]. Za leguru EN AW 2024 T351, s povećanjem brzine rezanja, uočene su manje razlike u predviđanjima glavne sile rezanja [66, 92], slika 3.1.

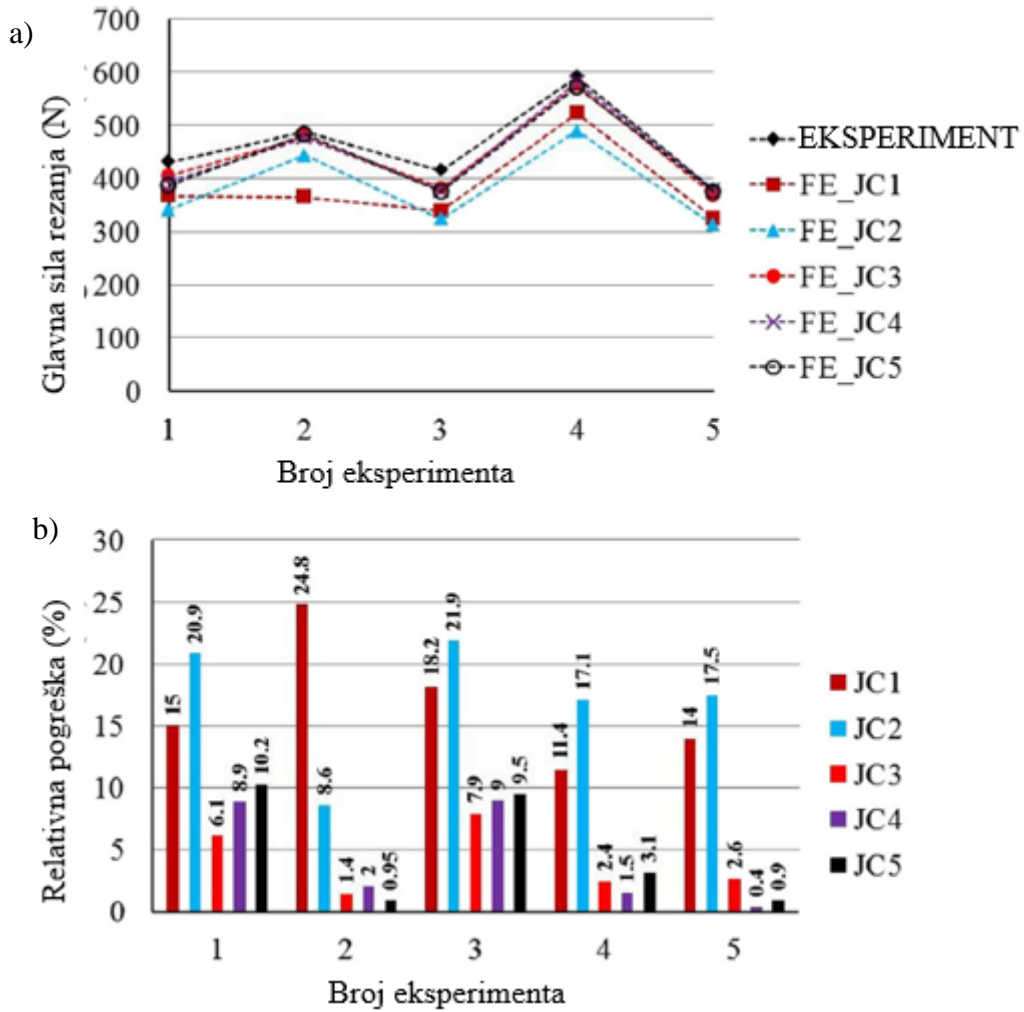
U svom doktorskom radu, Munoz [67] je dobio preciznija predviđanja sila rezanja s 2D modelom nego s 3D modelom. Za veće brzine rezanja (120 m/min) odstupanje eksperimentalnih vrijednosti glavnih sila rezanja i vrijednosti istih dobivenih simulacijama je do 23 % dok za posmične sile odstupanje je znatnije (do 38 %). Također je usporedio i utjecaj dva kriterija za nastajanje odvojene čestice pri obradi Ti-6Al-4V legure: Rittel-Wang-Merzer (RWM) i Cockcroft-Latham kriterij. Primjenom prvog kriterija su predviđeni za oko 200 % bolji rezultati.



Slika 3.1. Usporedba vrijednosti glavne sile rezanja predviđene numeričkom analizom i dobivene eksperimentima za različite vrijednosti posmaka [66]

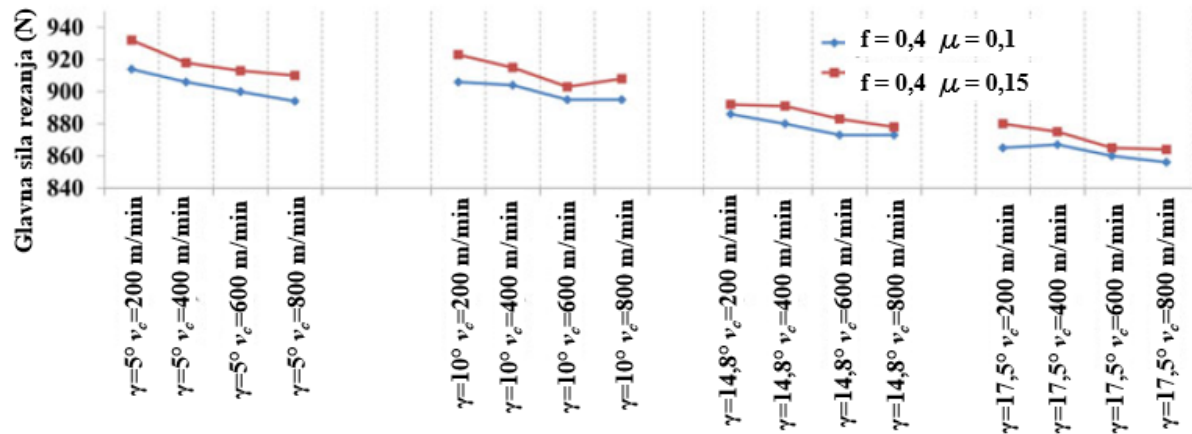
U svojim radovima Laasko i suradnici su zaključili da za čelik C45U, odabir vrijednosti parametara Johnson-Cookovog modela materijala, a posebno konstanta brzine deformacije (parametar  $C$ ) ima značajan utjecaj na predviđanje sile rezanja [93, 94]. Također su zaključili da s primjenom izmijenjenog Johnson-Cookovog modela materijala (izmijenjen je utjecaj brzine rezanja i topline) mogu se dobiti precizniji rezultati glavne sile rezanja [95]. Isto tako, istražitelji su predstavili da i za materijal EN AW 2024 T3 [81], Ti-6Al-4V [36, 37, 96, 97], X5CrNiCuNb16-4 [98], EN AW 6061 T6 [99] i EN AW 7075 T65 [99] model materijala utječe na glavnu i posmičnu silu rezanja, slika 3.2.

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 [1], za Ti-6Al-4V [100]. U radu [1], za čelik C15R je zaključeno da značajan utjecaj (značajniji od vrijednosti parametara modela materijala) na predviđanje vrijednosti glavnih sila rezanja ima i model trenja. Isto je zaključeno i za čelik X2CrNiMo17 12-3 [101].



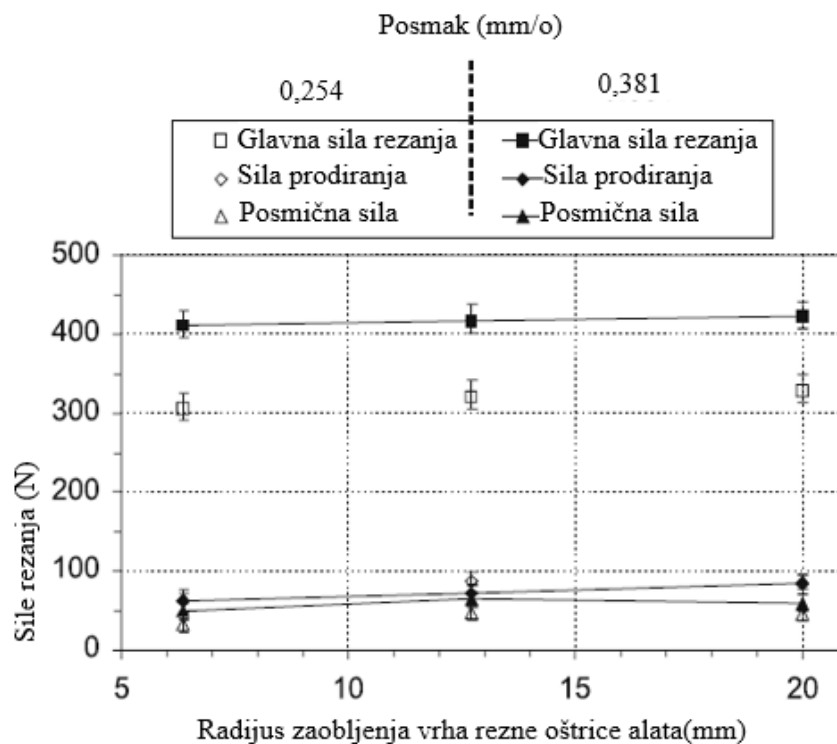
Slika 3.2. Utjecaj vrijednosti parametara Johnson-Cookovog modela materijala na vrijednosti glavnih sila rezanja [66]

Coulombov model trenja se nije pokazao prikladnim za modeliranje procesa obrade odvajanjem čestica, a uočen je utjecaj i vrijednosti smičnog koeficijenta trenja na glavnu silu rezanja [1]. S druge strane, primjenom temperaturno ovisnog Coulombovog koeficijenta trenja mogu se dobiti najpreciznije vrijednosti glavne i posmične sile rezanja kod čelika 42CrMoS4 [102]. Saleem i suradnici [66] su istražili utjecaj vrijednosti Coulombovog koeficijenta trenja i prednjeg kuta rezne oštrice alata u simulacijama 2D ortogonalnog rezanja legure EN AW 2024 T351, slika 3.3.



Slika 3.3. Utjecaj Coulombovog koeficijenta trenja na glavnu silu rezanja [66]

Suprotno eksperimentalnim istraživanjima, numerička analiza predviđa da povećanjem radijusa zaobljenja rezne oštrice alata dolazi i do povećanja glavne sile rezanja [83, 103, 104], slika 3.4. Također je važno naglasiti da na vrijednosti glavne sile rezanja utječe i materijal alata [105].



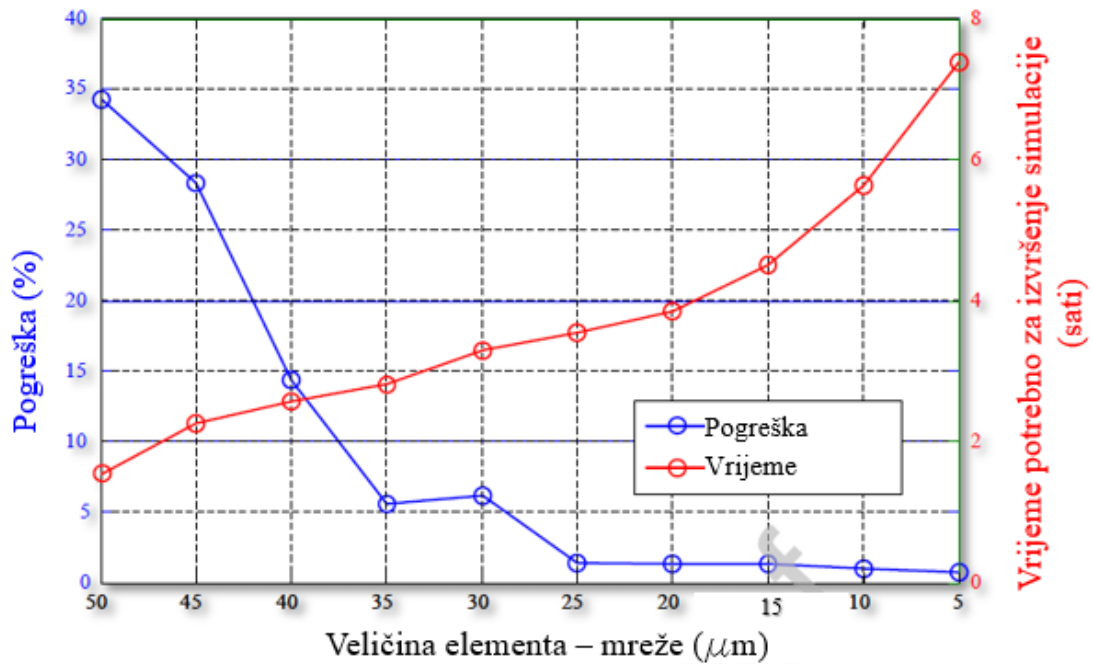
Slika 3.4. Utjecaj radijusa zaobljenja rezne oštrice alata na sile rezanja [83]

Caudill [5] je primijenio kriogeno hlađenje u simulacijama obrade Ti-6Al-4V legure. U simulacijama, utjecaj kriogenog hlađenja je definiran pomoću koeficijenta prijelaza topline. U

ovom radu glavna sila rezanja u simulacijama je veća za 16 % u odnosu na eksperimentalne rezultate. U usporedbi sa suhom obradom, upotrebom MQL u obradi čelika X5CrNiCuNb16-4 dolazi do smanjenja glavne sile rezanja za 39 %, posmične sile za 72 % te sile prodiranja za 55 % [106]. Eksperimentalna glavna sila rezanja se razlikuje do 13,2 % od numeričkih predviđanja, a posmična sila rezanja čak do 35,6 %. Međutim, u radu Kaynaka i dr. [107] te Davoudinejada i dr. [108] rezultati simulacija su prikazali veće sile rezanja za uvjet kriogenog hlađenja nego pri suhoj obradi 2D ortogonalnog rezanja titanijeve legure. Utjecaj kriogenog hlađenja su definirali pomoću koeficijenta prijelaza topline i koeficijenta trenja. Na isti način, Liu i dr. [109] su primijenili rashladno sredstvo u simulaciji 2D ortogonalnog rezanja legure Inconel 718.

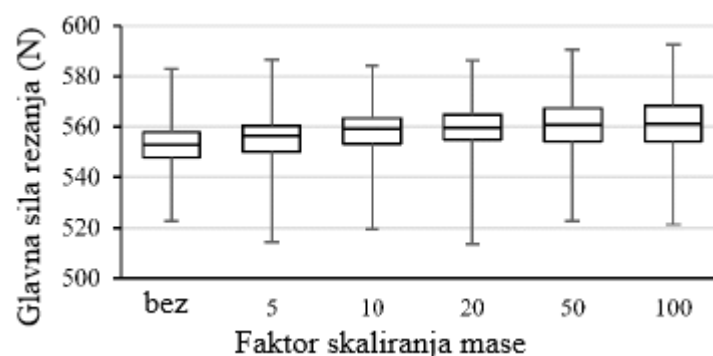
Za modeliranje 2D ortogonalnog rezanja legure EN AW 2024 T351, Haddag i suradnici [110] su upotrijebili Lagrangeovu formulaciju te proizvoljnu Lagrange-Eulerovu formulaciju (ALE). Za predviđanje posmične sile, primjenom ALE formulacije su predviđeni precizniji rezultati i to za oko 40 %. Također, primjenom ALE formulacije su predviđeni i precizniji rezultati glavne i posmične sile rezanja u odnosu na primjenu Lagrangeove formulacije [111]. U tom istraživanju korišten je čelik S45C te MQL uvjet obrade. Ovaj uvjet obrade je definiran pomoću koeficijenta trenja čija vrijednost je određena tako da vrijednosti glavne sile rezanja dobivene simulacijama i eksperimentalno što manje odstupaju. U drugom istraživanju [35], primjenom ALE formulacije (u softveru Abaqus) su dobiveni bolji rezultati glavne sile rezanja (greška manja za 24 %) u odnosu na obnovljenu Lagrangeovu formulaciju (u softveru 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 [112] je zaključeno da primjenom ALE i obnovljene Lagrangeove formulacije se mogu predvidjeti približno jednako točne vrijednosti glavnih sila rezanja. Odstupanja u predviđanjima su bila veća kod obnovljene Lagrangeove formulacije, dok je vrijeme za izvršenje simulacije bilo manje i do 125 puta.

S obzirom na to da i sama veličina elementa utječe na rezultate numeričkih simulacija, Harzallah i suradnici [42] su proveli analizu optimalne veličine elementa s obzirom na pogrešku predviđanja glavne sile rezanja i vremena potrebnog za izvršenje simulacije, slika 3.5. I u ovom radu su odstupanja eksperimentalnih i numeričkih vrijednosti veća za posmične sile nego za glavne sile rezanja. Također, promatrajući utjecaj prednjeg kuta rezne oštrice alata, najmanja odstupanja u predviđanjima sila rezanja su za vrijednost tog kuta od  $0^\circ$ .



Slika 3.5. Ovisnost pogreške i vremena potrebnog za izvršenje simulacije s obzirom na veličinu elemenata [42]

S ciljem povećanja prirasta vremena u softverima koji koriste eksplicitnu vremensku integraciju, nerijetka je primjena skaliranja mase (engl. mass scaling). Skaliranjem mase može se uštedjeti na vremenu potrebnom za izvršenje simulacije, ali isto može utjecati na rezultate simulacija. Borsos i suradnici [113] su zaključili da povećanje mase za dvadeset puta ne utječe na rezultate simulacija, slika 3.6.

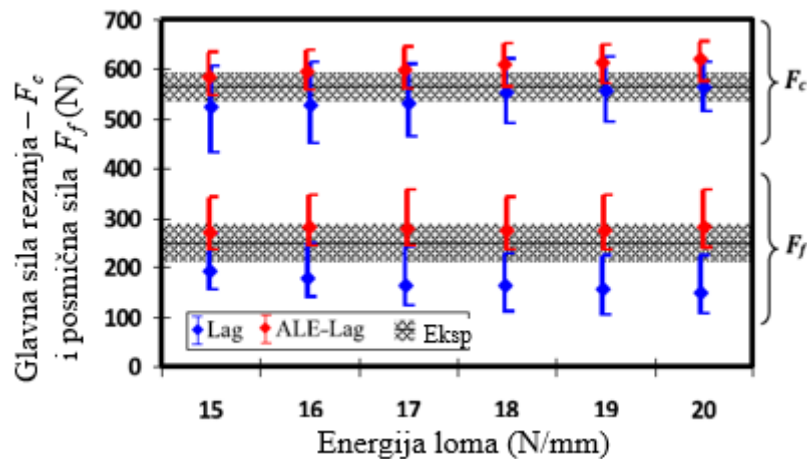


Slika 3.6. Utjecaj skaliranja mase na vrijednosti glavne sile rezanja [113]

U opsežnom istraživanju Yaich i suradnici [114] su simulirali 2D ortogonalno rezanje legure Ti-6Al-4V. Razmatrali su formulacije ALE s Eulerovim i Lagrangeovim granicama, ALE samo



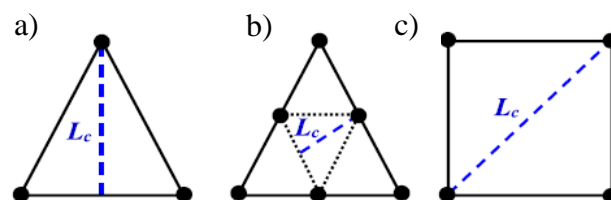
s Lagrangeovim granicama, Lagrangeovu formulaciju i regeneriranje mreže. U prvom dijelu rada promatrali su utjecaj energije loma na glavnu silu rezanja i posmičnu silu rezanja. Sa slike 3.7. se može uočiti da povećanjem energije loma dolazi do blagog povećanja glavne sile rezanja dok utjecaj energije loma nije znatan u pogledu posmične sile rezanja.



Slika 3.7. Utjecaj energije loma na sile rezanja [114]

U drugom dijelu rada su istraživali i utjecaj vrste elementa na vrijeme potrebno za izvršenje simulacija i na točnost rezultata glavne sile rezanja. Razmatrane vrste elementa su:

- 3 – čvorni trokutasti konačni element (CPE3T)
- 6 – čvorni trokutasti konačni element (CPE6MT)
- 4 – čvorni pravokutni konačni element (CPE4RT)



Slika 3.8. Izgled karakteristične duljine ovisno o vrsti konačnog elementa: a) 3 – čvorni trokutasti konačni element (CPE3T), b) 6 – čvorni trokutasti konačni element (CPE6MT), c) 4 – čvorni pravokutni konačni element (CPE4RT) [114]

S obzirom na to da 6 – čvorni trokutasti konačni element ima najmanju karakterističnu duljinu ( $L_c$ ), slika 3.8., vrijeme potrebno za izvršenje simulacije je najveće, tablica 3.1. S druge strane,

najmanje vrijeme je potrebno u slučaju primjene CPE4RT vrste konačnog elementa. Isto tako, primjenom spomenute vrste konačnog elementa autori su predvidjeli rezultate glavne sile rezanja sličnije eksperimentalnim podacima.

*Tablica 3.1. Broj čvorova i vrijeme potrebno za izvršenje simulacije ovisno o vrsti mreže (konačnih elemenata) [114]*

| <b>Vrsta elementa</b> | <b>Broj elemenata</b> | <b>Broj čvorova</b> | <b>Vrijeme potrebno za izvršenje simulacije (min)</b> |
|-----------------------|-----------------------|---------------------|---|
| <b>CPE3T</b>          | 12 024                | 6 856               | 1 544   |
| <b>CPE6MT i CPE3T</b> | 12 024                | 16 121              | 6 165   |
| <b>CPE4RT</b>         | 6 281                 | 7 080               | 369   |

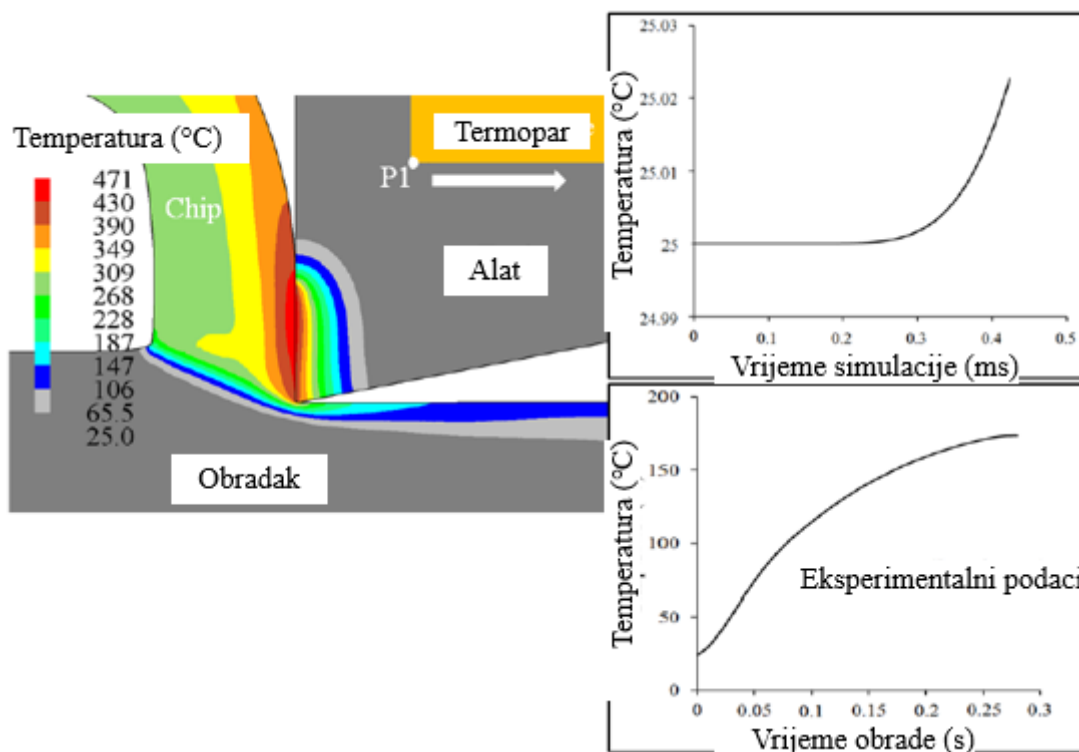
### **3.2. Raspodjela temperatura u zoni rezanja**

Kako je već spomenuto, glavni izvori topline u procesu obrade odvajanjem čestica su velike plastične deformacije u zoni smicanja te trenje između alata i odvojene čestice odnosno obratka. Predviđanje temperature tijekom same obrade je izrazito važno jer visoke temperature mogu uzrokovati dimenzijske pogreške obratka, fazne transformacije, ubrzano trošenje alata te pojavu tlačnog zaostalog naprezanja. Odnosno, stvorena toplina posredno utječe na mehanička svojstva obratka i sile rezanja [115]. Nekoliko autora je upotrijebilo simulacije koje se temelje na MKE za predviđanje raspodjele temperature u zoni rezanja.

Sahib i dr. [116] su proučavali raspodjelu temperatura pri ortogonalnom rezanju C45U materijala kada se primjenjuju različite presvlake alata (TiN, TiN/TiCN, TiN/Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>/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 presvlaklu jer se tada više temperature odvodi u obradak odnosno odvojenu česticu. Slično je uočeno i za čelik 40NiCrMo4 [117]. Porastom brzine rezanja dolazi i do porasta temperature u zoni rezanja, a najmanje temperature se javljaju samo s Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> presvlakom alata [117]. Parida i suradnici [118] su također proučavali utjecaj parametara obrade čelika X2CrNiMo17 12-3 na temperature rezanja. Također su numeričke simulacije prikazale porast temperatura u zoni rezanja s porastom brzine rezanja i posmaka. Ozel i Zeren [12] su predstavili da povećanjem

dubine rezanja i radijusa zaobljenja oštrice alata dolazi do povećanja temperature rezanja za materijal obratka 40NiCrMo4. S druge strane, u radu Tanga i suradnika [119] simulacije su prikazale 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 [120] su numeričkom analizom zaključili da povećanjem prednjeg kuta rezne oštrice alata dolazi do smanjena temperatura u zoni rezanja pri 2D ortogonalnom rezanju EN AW 7075 legure.

U svom doktorskom radu, Daoud [20] je zaključio da vrijednosti parametara Johnson-Cookovog modela materijala ne utječu značajno na temperature predviđene numeričkim simulacijama. Također je uočio da pri 2D simulaciji ortogonalnog rezanja nije moguće precizno predvidjeti temperature tijekom obrade, slika 3.9.

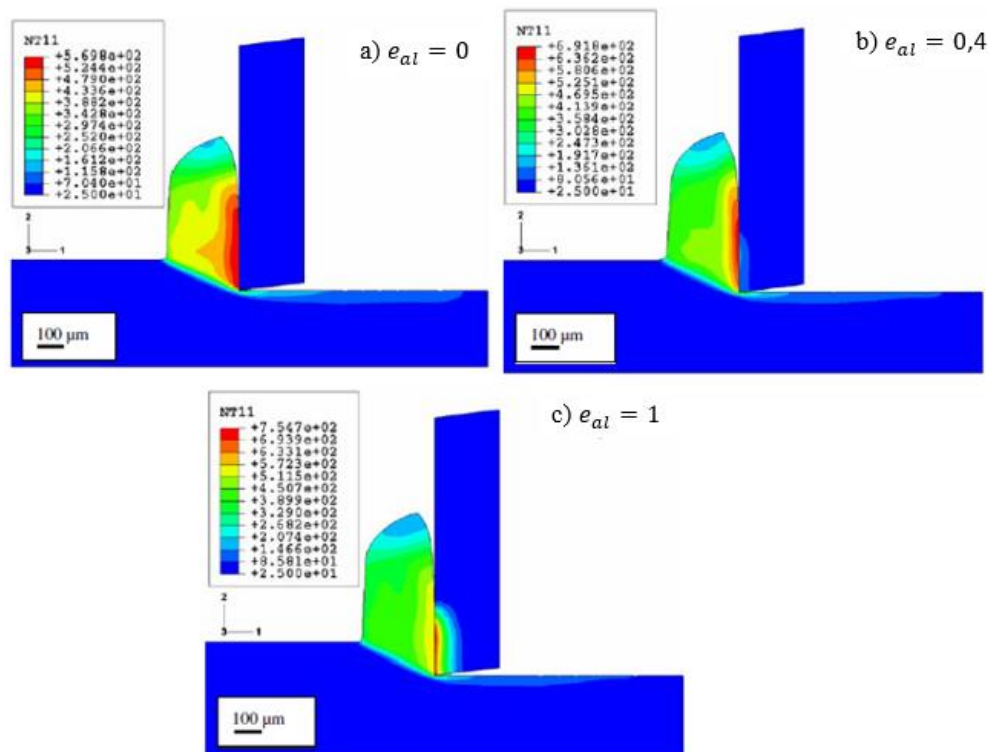


Slika 3.9. Usporedba temperatura u zoni rezanja predviđene numeričkim simulacijama i dobivene eksperimentalnima [20]

S druge strane, Ebrahimi i suradnici [98] su zaključili da se pogreška u maksimalnoj temperaturi alata može smanjiti s 30 % na 5 % ako se umjesto Johnson-Cookovog modela materijala primijeni eksponencijalno očvršćujući model materijala za simulaciju obrade čelika X5CrNiCuNb16-4.

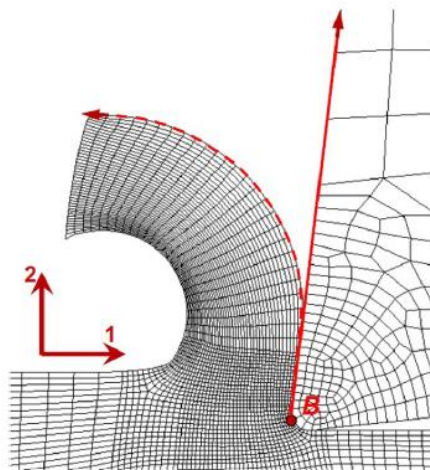
Barge i dr. [121] su zaključili da veličina elementa odnosno mreže ne utječe značajno na predviđanja temperature u zoni rezanja. S druge strane, značajan utjecaj na temperature ima model trenja [73]. Filice i suradnici [73] su istražili tri različita modela trenja te različite vrijednosti Coulombovog 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 % [1, 11, 14, 44, 122] te utjecaj tog koeficijenta nije detaljnije istražen. Međutim, Akbar i dr. [30] su proučavali raspodjelu temperatura unutar alata i obratka (C45U) u slučaju kada se udio topline koji odlazi u alat ( $e_{al}$ ) mijenja od 0 % do 100 %, slika 3.10. Vidljivo je da smanjenjem udjela topline koji odlazi u alat smanjuju se i temperature u alatu. Haddag i suradnici [123] su zaključili da udio topline uzrokovan trenjem koji se prenosi u obradak ovisi o brzini rezanja. Na temelju eksperimentalnih, analitičkih i numeričkih istraživanja predstavili su jednadžbe za udio topline koji nastaje zbog trenja te koji odlazi u obradak u ovisnosti o koeficijentu toplinske vodljivosti i brzinama rezanja.



Slika 3.10. Utjecaj udjela topline koji nastaje zbog trenja i odlazi u alata na temperature u zoni rezanja: a)  $e_{al} = 0$ , b)  $e_{al} = 0,4$  i c)  $e_{al} = 1$  [123]

Courbon i suradnici [124] su istraživali postupak tokarenja potpomognut vodenim mlazom za obradu legure Inconel 718. U simulacijama su koristili ALE formulaciju, a hlađenje vodenim mlazom su definirali pomoću koeficijenta prijelaza topline na prednjoj površini rezne oštrice alata i na odvojenoj čestici prema slici 3.11. Koeficijent prijelaza topline je određen pomoću Reynoldsova i Prandtlova broja za navedeni uvjet obrade. Iako su vrijednosti glavne sile rezanja bolje predviđene s primjenom koeficijenta prijelaza topline nego bez istog, velika su odstupanja eksperimentalnih i numeričkih rezultati posmične sile rezanja.

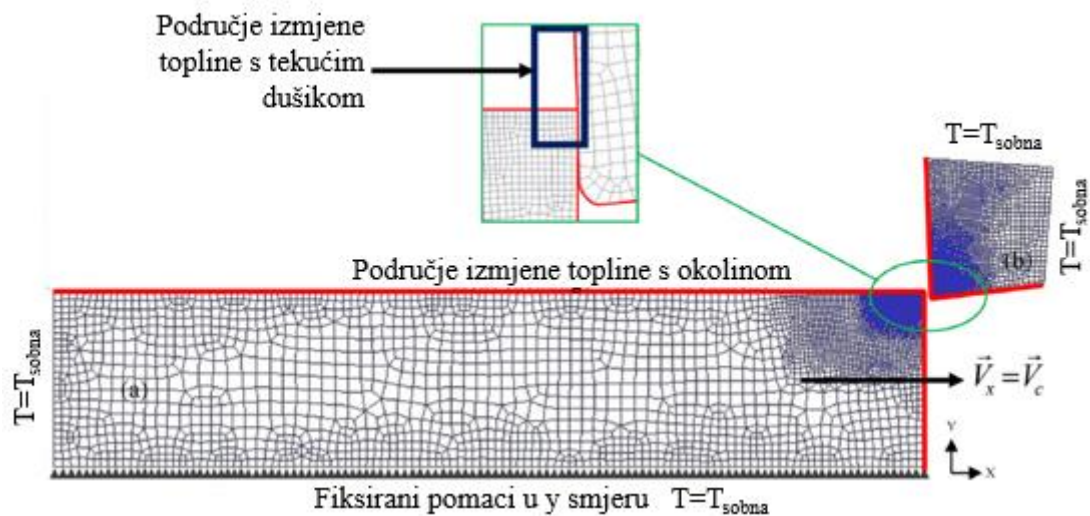


*Slika 3.11. Područje utjecaja vodenog mlaza (crvene linije) [124]*

Banerjee i dr. [125] su, za leguru Ti-6Al-4V i MQL uvjet obrade, koeficijent prijelaza topline odredili tako da budu što manja odstupanja numeričkih i eksperimentalnih podataka u pogledu glavne i posmične sile rezanja. S ciljem simuliranja kriogene obrade, Kaynak i dr. [107] su definirali područje gdje se odvija izmjena topline. Temperaturu okoline, gdje postoji utjecaj hlađenja, su postavili da je jednaka temperaturi tekućeg dušika (-184 °C), te je postavljen koeficijent prijelaza topline, slika 3.12. Kada je najveća brzina rezanja (210 m/min), odstupanja u predviđanjima maksimalne temperature u zoni rezanja su najveća i za suhu obradu (36,7 %) i za kriogenu obradu (24,3 %). Razmatrani materijal obratka je legura Ti-5553.

U doktorskom radu, Pervaiz [43] je optimirao koeficijent prijelaza topline 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 [126] 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. Hegab i suradnici [127] su za MQL obradu legure Inconel 718 definirali tanki granični sloj na obratku i na prednjoj i stražnjoj površini rezne oštrice alata gdje su postavili koeficijent prijelaza topline. Tanki sloj je predstavljao maglicu koja se pojavljuje pri MQL obradi. Caudill i dr. [128] su u numeričkim simulacijama predvidjeli da 70 % topline koja se razvije tijekom obrade Ti-6Al-4V odlazi na alat, a da se maksimalna temperatura može smanjiti do 40 % za uvjet kriogene obrade.



Slika 3.12. Rubni uvjeti na obratku i alatu [107]

Važno je napomenuti da zbog kratkog vremena obrade koji se razmatra u simulacijama, većina znanstvenika pretpostavlja da ne dolazi do prijelaza topline s obratka na okolinu i obratno. Međutim ako se razmatraju zaostala naprezanja ili obrada u kojima se koristi sredstvo za hlađenje, koeficijent prijelaza topline se ne zanemaruje. Njegova vrijednost ovisi o uvjetima obrade i materijalu te u radovima varira: 20 W/m<sup>2</sup>K [124], 200 W/m<sup>2</sup>K [43, 125, 126], 3100 W/m<sup>2</sup>K [127], 10 000 W/m<sup>2</sup>K [107] te 1 000 kW/m<sup>2</sup>K [79, 129].

Kako je već i naglašeno koeficijent toplinske vodljivosti se definira na područjima dodira rezne oštrice alata i odvojene čestice. Koeficijent toplinske vodljivosti ovisi o materijalima alata i obratka zbog čega i njegova vrijednost je u radovima drugačija. Tako je za primjer u nekim radovima vrijednost ovog koeficijenta definirana do 50 W/mK [107, 125 - 127].

Iako je nužno validirati bilo koju simulaciju s 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 [20, 73, 107, 116, 130, 131] ili pomoću infracrvene (termalne) kamere [30, 98, 107]

### 3.3. Zaostala naprezanja

Mehaničke karakteristike strojnog elementa ovise o zaostalim naprezanjima koja su nastala u procesu obrade odvajanjem čestica. Zaostala naprezanja su naprezanja koja ostaju u obratku i nakon uklanjanja alata iz zahvata s obratkom te nakon što vrijednosti temperatura i sila se vrate na početne. Značaj zaostalih naprezanja je velik zbog njihovog utjecaja na vijek trajanja (zbog umora) komponenti, deformacije, kemijsku otpornost, električna svojstva i sl. [132, 133]. Zaostala naprezanja ovise o povijesti obrade materijala, a mogu poboljšati ili narušiti svojstva komponente. U obradi odvajanjem čestica na zaostala naprezanja utječe geometrija reznog alata, materijal obratka, parametri obrade (brzina rezanja, dubina rezanja, posmak) i uvjeti dodira između alata i odvojene čestice te alata i obratka. Zaostala naprezanja nakon procesa obrade odvajanjem čestica nastaju zbog sljedećih mehanizama [134]:

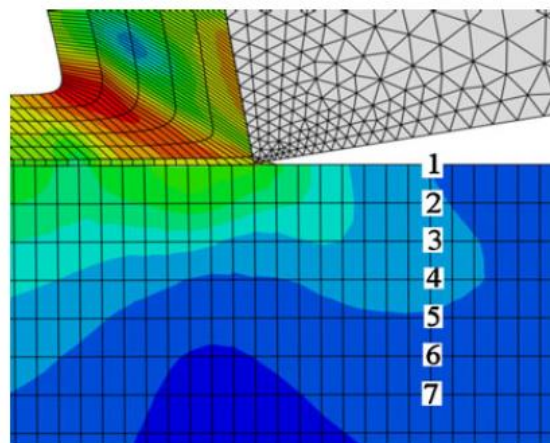
- mehaničke deformacije - neujednačena plastična deformacija zbog djelovanja sila rezanja. Mogu biti vlačnog ili tlačnog karaktera,
- toplinske deformacije - neujednačena plastična deformacija zbog djelovanja temperaturnog gradijenta,
- metalurške promjene - promjene u specifičnom volumenu zbog faznih transformacija.

Važno je napomenuti da se prva dva mehanizma pojavljuju uvijek i to istovremeno u procesu obrade dok treći mehanizam ovisi o toplini koja je generirana u procesu.

Predviđanje zaostalih naprezanja numeričkom analizom nije jednostavan zadatak zbog njihove osjetljivosti na rubne uvjete i sile koje se javljaju tijekom obrade. Zaostala naprezanja se javljaju u materijalu koji se nalazi neposredno ispod površine i na površini obrađenog materijala. U numeričkim analizama, vrijednosti zaostalih naprezanja mogu se promatrati kada alat izađe iz zahvata s obratkom (poznato kao engl. „*tool unloading*“) [44, 135, 136], kada se nakon obrade (tj. nakon izlaska alata iz zahvata) uklone rubni uvjeti na obratku (poznato kao engl. „*releasing boundary constraints*“) [44, 137 - 139] te kada se obradak ohladi do sobne temperature (poznato kao engl. „*thermal unloading*“) [44, 82, 137, 140, 141].

Shet i Deng [44] su usporedili raspored zaostalih napreznja nakon sva tri spomenuta slučaja. Vlačno zaostalo napreznja u smjeru brzine rezanja je za oko 35 % manje u slučaju kada se alat ukloni iz zahvata u odnosu na slučaj kada su alat i obradak još uvijek u zahvatu. Ista napreznja su za oko 40 % veća kada se obradak ohladi do sobne temperature nego u slučaju samo uklanjanja rubnih uvjeta na obratku. Ali, za oko 40 % manja su napreznja kada se uklone rubni uvjeti na obratku u odnosu na slučaj kada je alat još uvijek u zahvatu. S druge strane zaključili su da pri većim vrijednostima Coulombovog koeficijenta trenja ( $\mu = 0,6$ ) dolazi do pojave tlačnih zaostalih napreznja na obrađenoj površini.

Kako je i naglašeno, osim na obrađenoj površini zaostala napreznja su prisutna i dublje u materijalu tj. ispod obrađene površine. Tako su Tang i dr. [119] proučavali vrijednosti u sedam čvorova smještenih prema slici 3.13.

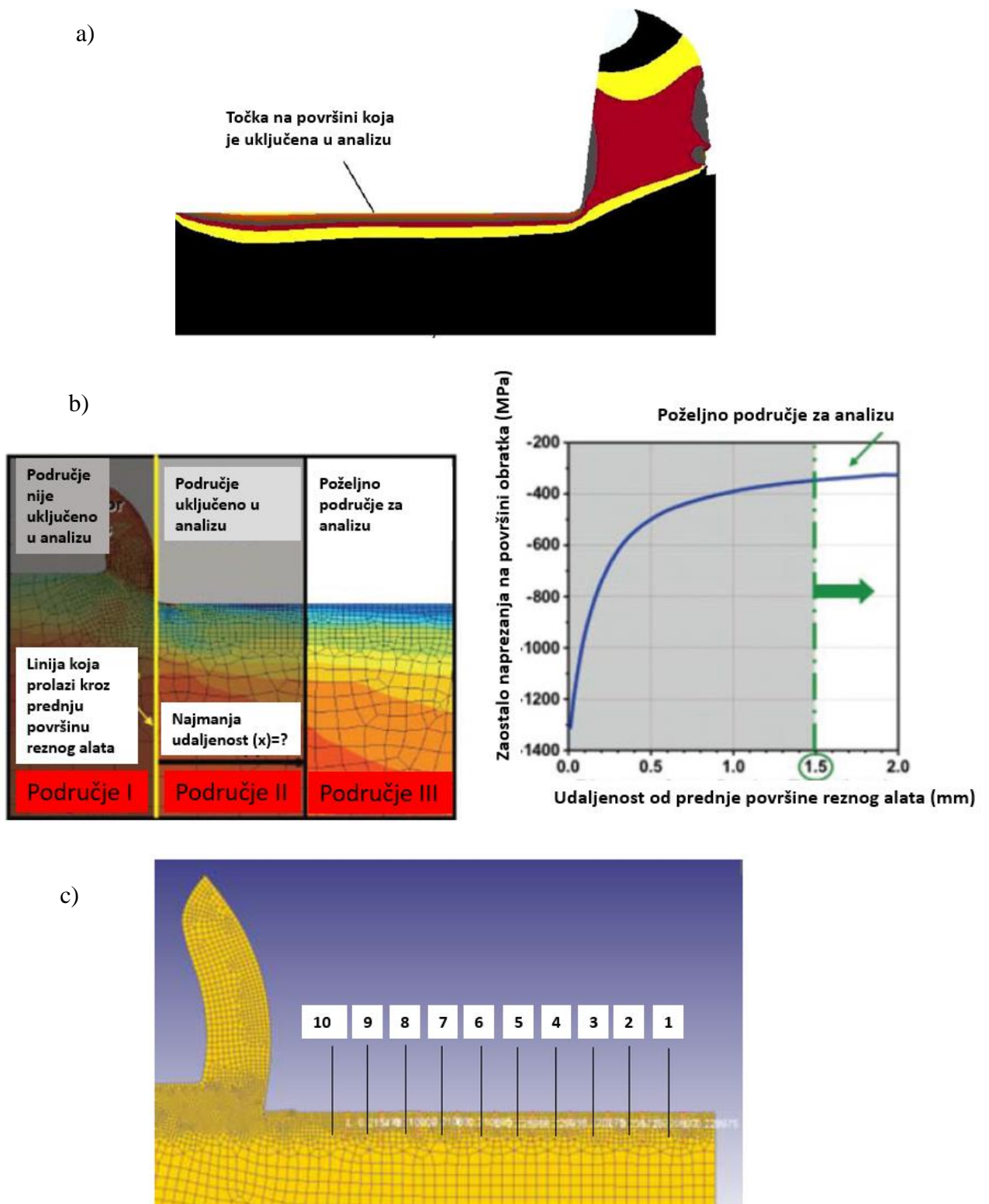


Slika 3.13. Raspored razmatranih čvorova po dubini obrađivanog materijala [119]

U malom broju radova vezanih uz simulacije obrade je objašnjen način izračuna zaostalih napreznja u obratku. Shet i Deng [44] su samo naglasili da su proučavali obrađivano područje koje je dovoljno udaljeno od ulaza i izlaza alata (približno na sredini obrađene površine). Slično područje su promatrali i Schulze i dr. [142] te Mohammadpour i suradnici [143], slika 3.14a). Outeiro i drugi [144] su naglasili da ako na kraju simulacije odvojena čestica nije u potpunosti odvojena od obratka, potrebno je promatrati područje gdje su ujednačenije vrijednosti zaostalih napreznja na obrađenoj površini, područje III slika 3.14b) [145]. Istu metodologiju su primijenili i Pu i dr. [146]. Nasr i dr. [147] su na svakoj dubini promatrali srednju vrijednost napreznja na području od 10 elemenata (ukupne duljine 200  $\mu\text{m}$ ) koji su se nalazili po sredini obratka. Munoz i dr. [148] su također uzimali srednju vrijednost sa sličnog područja, ali nije



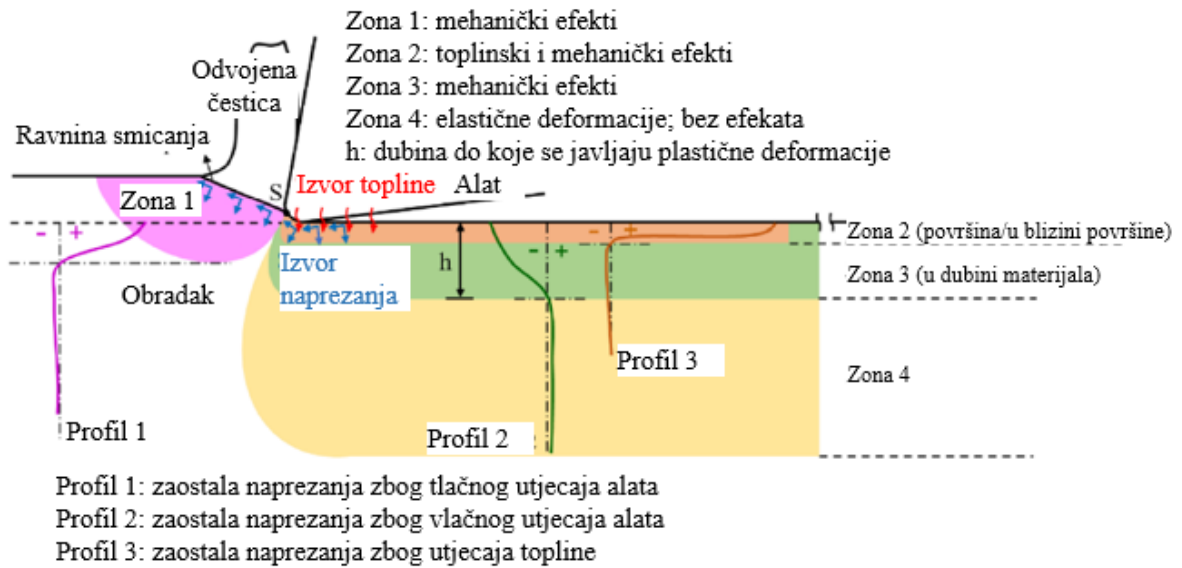
naglašena duljina tog područja. U svom radu, Proudian [8] je promatrao obrađeno područje (duljine oko 2,5 mm) u deset jednako udaljenih čvorova, slika 3.14c). Srednju vrijednost naprezanja u tih deset čvorova je koristio za daljnji proračun.



Slika 3.14. Načini određivanja područja razmatranja za zaostala naprezanja u obratku: a) [143], b) [145], c) [8]

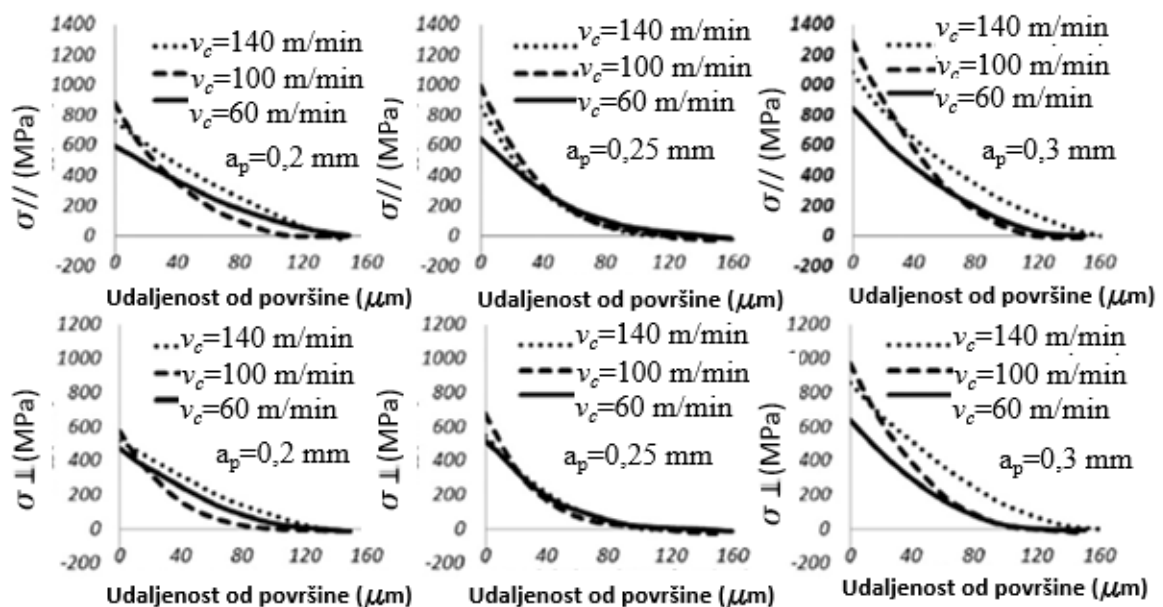
U većini radova, na obrađenoj površini javljaju se vlačna zaostala naprezanja [44, 82, 137, 149, 150]. U malom broju radova na površini obrađenog materijala predstavljena su tlačna zaostala naprezanja [119, 136, 151]. Također, česta je i pojava najvećeg tlačnog naprezanja ispod površine dok se na obrađenoj površini javljaju najveća vlačna naprezanja [82, 137, 149]. Ozel i Zeren [151] su predvidjeli u potpunosti tlačna zaostala naprezanja (na i ispod obrađene površine) tijekom simulacija obrade Ti-6Al-4V legure i u smjeru brzine rezanja i u smjeru okomitom na brzinu rezanja.

Liu i suradnici [109] su detaljnije objasnili područja gdje se javljaju zaostala naprezanja. Tijekom obrade, područje obratka ispred i oko vrha rezne oštrice je sabijeno zbog zone smicanja i oštrice alata što rezultira tlačnom plastičnom deformacijom (zona 1), slika 3.15. Nakon prestanka djelovanja sila rezanja dolazi do pojave vlačnog zaostalog naprezanja na površini i u blizini površine obratka. Dublje u materijalu dolazi do pojave blagog tlačnog zaostalog naprezanja da bi se postiglo uravnoteženo stanje (Profil 1). Profil 2 predstavlja novoobrađenu površinu gdje zbog utjecaja stražnje površine alata dolazi do vlačnih deformacija na površini i dublje u materijalu. Zbog toga, u tom području se javljaju tlačna zaostala naprezanja te vlačna u preostalom elastično deformiranom području. Zbog utjecaja topline tijekom obrade, obradak se nastoji proširiti, ali njegovo širenje je ograničeno zbog unutrašnjeg hladnijeg materijala te se javljaju tlačne plastične deformacije na površini obrađenog materijala. Tijekom hlađenja dolazi do zagrijavanja unutrašnjeg materijala, a reakcija materijala na površini (stezanje materijala uslijed hlađenja) je ograničena zbog širenja materijala u unutrašnjost. To u konačnici može uzrokovati smanjenje utjecaja tlačnog naprezanja i javljanja vlačnog naprezanja na površini obrađene površine. U elastičnom području dublje u materijalu se javljaju tlačna naprezanja (profil 3). Može se zaključiti da se u zoni 2 javljaju zaostala naprezanja kao posljedica mehaničkog i toplinskog utjecaja dok u zoni 3 su rezultat mehaničkih deformacija. Naprezanja u zoni 4 su rezultat elastičnih deformacija. Profil, odnosno izgled zaostalog naprezanja u obratku je rezultat kombinacije profila 1, profila 2 te profila 3. Ako apsolutna vrijednost tlačnog zaostalog naprezanja bude veća od vlačnog zaostalog naprezanja (na određenoj dubini), rezultanto naprezanje će biti tlačno. Vrijedi i obratno.



Slika 3.15. Šematski prikaz raspodjele zaostalih naprezanja u ortogonalnom rezanju [109]

U 2D modelima, zaostala naprezanja mogu djelovati u smjeru brzine rezanja ( $\sigma_{//}$ ) i u smjeru okomitom na smjer brzine rezanja ( $\sigma_{\perp}$ ). S obzirom na to da su veće vrijednosti zaostalih naprezanja u smjeru brzine rezanja te da više utječu na karakteristike obrađenih materijala [144], ona se proučavaju u većini istraživačkih radova. Pojedini autori su proučavali oba spomenuta smjera [8, 135, 136, 139, 141, 143, 146, 151]. Slika 3.16. prikazuje usporedbu zaostalih naprezanja za oba smjera.



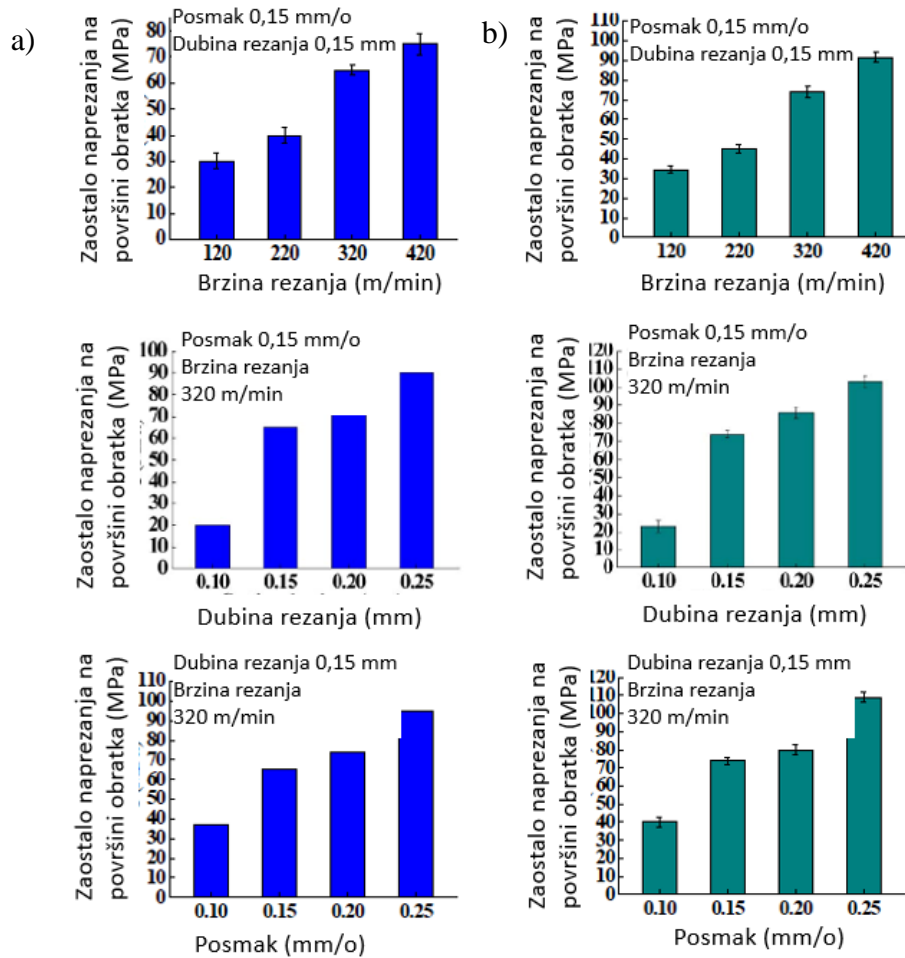
Slika 3.16. Utjecaj parametara obrade na zaostala naprezanja u smjeru brzine rezanja i u smjeru okomitom na brzinu rezanja [141]

Za čelik X2CrNiMo17 12-3 vrijednosti maksimalnoga vlačnog zaostalog naprezanja rastu s porastom brzine rezanja (od 60 m/min do 100 m/min) te zatim opadaju do brzine rezanja od 180 m/min [141]. Autori su objasnili da je uzrok tome to što je pri manjim brzinama rezanja manji i specifični volumen odvojene čestice, a time se i manje topline odvodi kroz odvojenu česticu. Dakle više topline odlazi u obradak i zbog toga dolazi do porasta zaostalih naprezanja. Također je vidljiv porast naprezanja s povećanjem dubine rezanja [141], slika 3.16. Za isti materijal numeričke simulacije su predvidjele smanjenje zaostalih naprezanja s porastom brzine rezanja (120 m/min – 240 m/min) [152]. Za čelik C35R zaostalo naprezanje se smanjuje s porastom brzine rezanja do 90 m/min [153]. Međutim, za čelik C45U maksimalno zaostalo naprezanje raste s porastom brzine rezanja (razmatrane brzine rezanja od 135 m/min do 265 m/min) i posmaka [143]. Wang i drugi [136] su zaključili da se u simulacijama obrade ugljičnog čelika javljaju i različite vrijednosti i vrsta (tlačna i vlačna) zaostalih naprezanja ovisno o promjeni brzine rezanja. Za leguru Ti-6Al-4V numeričke simulacije prikazuju rast zaostalih naprezanja s povećanjem brzine rezanja (od 20 m/min do 90 m/min) dok eksperimentalni podaci prikazuju pad istih [154]. U istom istraživanju je prikazan i pad vrijednosti zaostalih naprezanja s povećanjem radijusa zaobljenja rezne oštrice alata. Za čelik X2CrNiMo17 12-3 [155] i čelik C35R [153] prikazan je pad zaostalih naprezanja sa smanjenjem radijusa zaobljenja rezne oštrice alata. Za leguru AZ31B Mg prikazano je povećanje maksimalnog tlačnog naprezanja (po dubini materijala) s porastom radijusa zaobljenja rezne oštrice [146]. Miguelez i suradnici [137] su zaključili da pri simulaciji obrade čelika X2CrNiMo17 12-3 vrijednosti maksimalnog zaostalog naprezanja rastu s porastom prednjeg kuta alata jer smanjenje prednjeg kuta alata rezultira pojavom naljepka te time dolazi do smanjenja efektivne rezne oštrice, a time i do smanjenja zaostalih naprezanja. Za isti materijal, Outeiro i dr. [155] te za aluminijevu leguru (EN AW 1100) Desai i suradnici [150] su donijeli suprotan zaključak; smanjenjem prednjeg kuta alata dolazi do povećanja maksimalne vrijednosti zaostalog naprezanja. Daoud i dr. [82] su za aluminijevu leguru (EN AW 2024 T3) i eksperimentalno potvrdili da s povećanjem prednjeg kuta alata dolazi do povećanja maksimalnog vlačnog naprezanja. Iako eksperimentalne i numeričke vrijednosti zaostalih naprezanja nisu identične, te vrijednosti se najbolje podudaraju kada prednji kut modela alata ima vrijednost  $0^\circ$ . Isto tako, razmatrajući različite dubine ispod obrađene površine uočili su oscilacije u vrijednostima zaostalih naprezanja zbog mikrostrukture materijala. Miguelez i dr. [137] su također dokazali da je značajan parametar u predviđanju zaostalih naprezanja i koeficijent volumnog toplinskog širenja. Maksimalna vlačna naprezanja su i preko 40 % veća nakon deformacija uzrokovanim toplinskim širenjem odnosno skupljanjem

materijala. S druge strane, porastom Taylor-Quinney koeficijenta (povećanjem generirane topline uslijed plastičnih deformacija), maksimalna vlačna naprezanja se smanjuju.

Liang i Su [149] su predstavili model za predviđanje zaostalih naprezanja u slučaju ortogonalnog rezanja. Rezultati numeričkih analiza su uspoređeni s eksperimentalnim podacima za materijale 40NiCrMo4 i X2CrNiMo17 12-3. Zaostalo naprezanje se javlja dublje u materijalu kod većih vrijednosti posmaka te kod većeg radijusa zaobljenja rezne oštrice alata. Također za veće posmake i veća zaobljenja rezne oštrice alata, veće su i maksimalne vrijednosti zaostalih naprezanja.

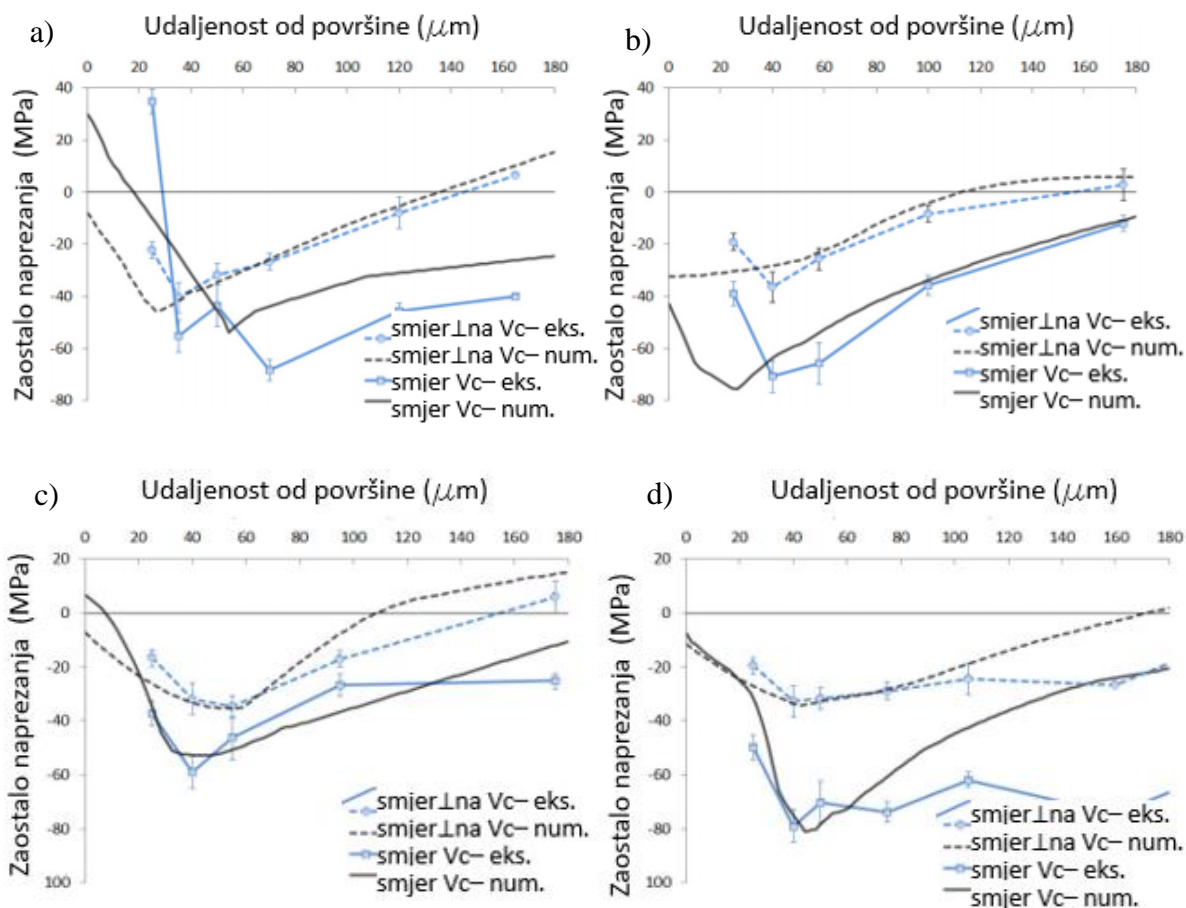
Zaostala naprezanja na površini obratka predviđena simulacijom su manja za oko 18 % od eksperimentalnih podataka za alatni čelik X40CrMoV5-1 [156], za oko 45 % za C45U [147], za oko 15 % za X2CrNiMo17 12-3 [148], više od 18 % za Ti-6Al-4V [157] te za oko 20 % manja za aluminijevu leguru (ZL109) [138], slika 3.17. Na slici 3.17. je također prikazan i utjecaj parametara obrade na zaostala naprezanja. Outeiro i dr. [144] su prikazali puno veće razlike između numeričkih predviđanja i eksperimentalnih podataka za različite materijale. Ta odstupanja su oko 140 % za materijale 102Cr6, C45U i X2CrNiMo17 12-3 te više od 250 % za leguru Inconel 718 i Ti-6Al-4V.



Slika 3.17. Utjecaj parametara obrade na zaostala naprezanja: a) numerička predviđanja, b) eksperimentalni rezultati [138]

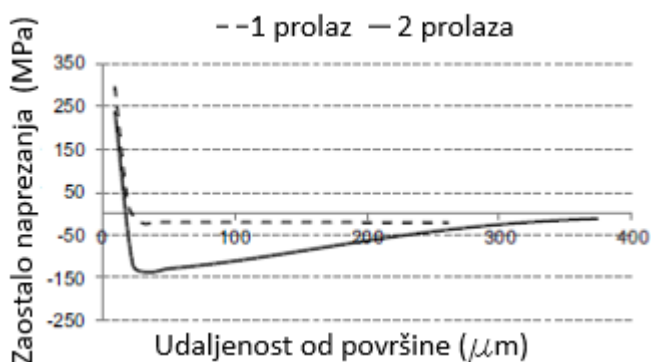
Mali broj radova je uzeo u obzir uvjete hlađenja i podmazivanja u predviđanju zaostalih naprezanja. Hegab i dr. [127] su zaključili da upotreba MQL smanjuje zaostala naprezanja na površini i ispod obrađene površine dok su Pu i dr. [146] zaključili da obrada s kriogenim hlađenjem uzrokuje i promjenu smjera zaostalog naprezanja slika 3.18.

Proudian [8] je predstavio da numerički rezultati zaostalih naprezanja kod 3D modela (DEFORM 3D) se više razlikuju nego kod 2D modela (DEFORM 2D) u usporedbi s eksperimentalnim podacima.



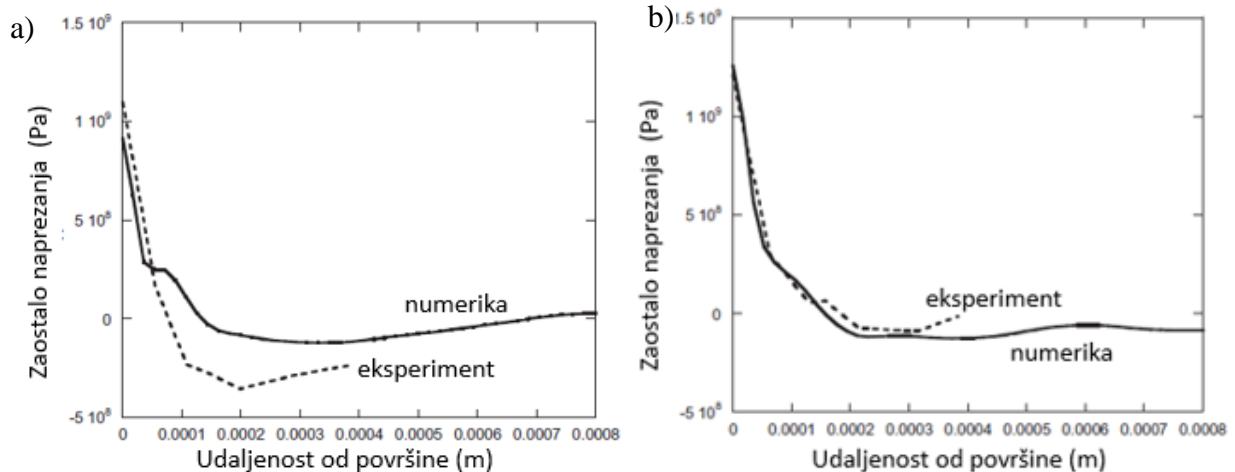
Slika 3.18. Rezultati eksperimenata i numeričkih simulacija za suhu obradu: a) i c) te kriogenu obradu: b) i d). Radijus zaobljenja rezne oštice alata je  $30\ \mu\text{m}$ : a) i b) te  $70\ \mu\text{m}$ : c) i d). [146]

Nasr [147] je zaključio i da broj prolaza utječe na vrijednosti zaostalih naprezanja slika 3.19.



Slika 3.19. Utjecaj broja prolaza na vrijednosti zaostalih naprezanja [147]

Munoz i dr. [148] su prikazali eksperimentalne i numeričke rezultate obrade X2CrNiMo17 12-3 čelika. U slučaju istrošenog alata zaostala naprezanja su veća u odnosu na novi alat, ali kod simulacije obrade s novim alatom se ne pojavljuju tlačna zaostala naprezanja ispod obrađene površine, slika 3.20.



Slika 3.20. Eksperimentalni i numerički rezultati zaostalih naprezanja za a) novi alat i b) istrošeni alat [148]

Umbrello i dr. [135] su zaključili da odabir vrijednosti parametara Johnson-Cookovog modela materijala također utječe na vrijednosti zaostalih naprezanja. Torrano i ostali [139] su usporedili tri numerička softvera za predviđanja zaostalih naprezanja: DEFORM 3D (Lagrangeova formulacija), Abaqus (ALE) i AdvantEdge (Lagrangeova formulacija). U softveru AdvantEdge numerička predviđanja nisu u skladu s eksperimentalnim vrijednostima. U softveru DEFORM 3D pri brzini od 30 m/min numerički i eksperimentalni podaci su usklađeni dok pri brzini od 70 m/min to nije slučaj. Međutim, u softveru Abaqus nije predviđeno tlačno naprezanje ispod površine obrade, ali na obrađenoj površini eksperimentalni i numerički podaci su u skladu za različite parametre obrade legure Inconel 718.

Liu i suradnici [109] su naveli više razloga zbog kojih dolazi do odstupanja rezultata eksperimentalnih i numeričkih podataka zaostalih naprezanja. Osim pojednostavljenog numeričkog geometrijskog modela i modela trenja, postoje još tri uzroka. Prvi uzrok može biti taj što je i prije samih eksperimenata potrebno poravnati obradak. Za poravnanje je potrebno najmanje jedan prolaz te se zbog toga javljaju pred-zaostala naprezanja u obratku. Drugo, kako je već i naglašeno, zbog utjecaja topline može doći do izmjene mikrostrukture što također može



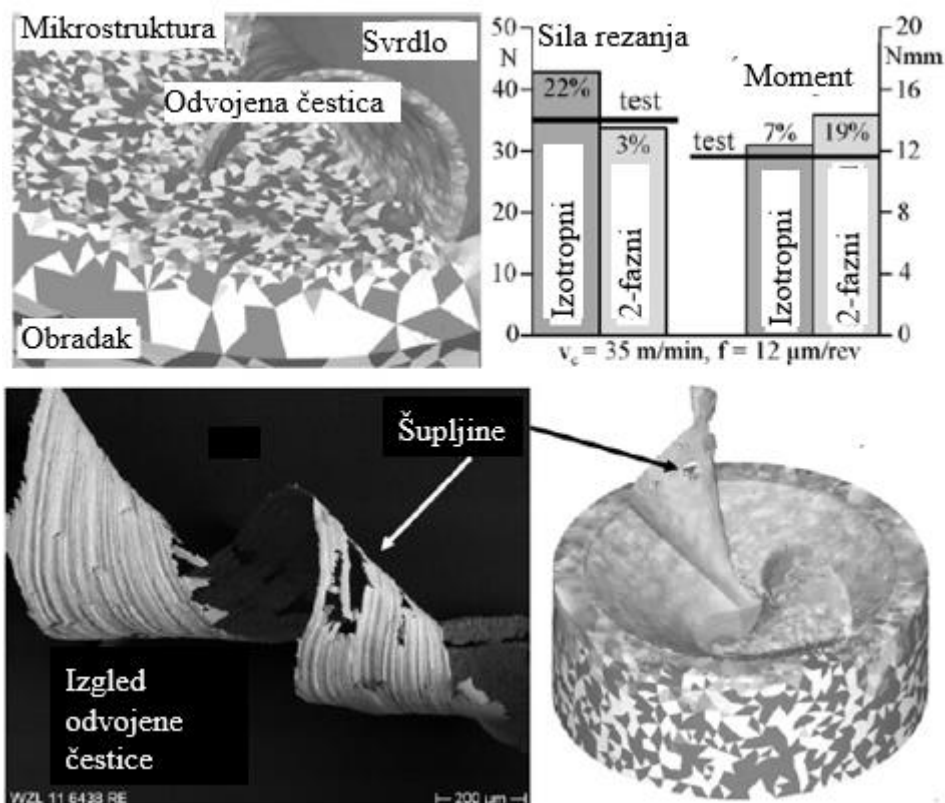
uzrokovati pojavu zaostalih napreznja u obratku. Ovaj utjecaj u njihovom radu nije razmatran. Treće, u simulacijama procesa obrada se smatra da je radijus zaobljenja rezne oštrice alata konstantan. U stvarnom procesu dolazi do deformacije alata (zbog puzanja) što utječe na rezultat posmičnih sila, a time i na vrijednosti zaostalih napreznja.

Predviđanja zaostalih napreznja još uvijek imaju svoje nedostatke. Ne postoji standardna metoda obrade rezultata zaostalih napreznja u numeričkim analizama koje se temelje na MKE. Također, većina znanstvenih radova ne objašnjava metodu obrade istih rezultata [144].

### **3.4. Predviđanja izlaznih veličina primjenom mikrostrukturalnih modela**

Mikrostruktura materijala značajno utječe na svojstva obrade i zbog toga se u zadnje vrijeme sve veća pažnja stavlja na proučavanje utjecaja mikrostrukture na obradivost materijala. Tako su Simoneau i dr. [158] modelirali čelik C45U kao dvofazni materijal. Materijal koji se odnosi na perlitnu fazu je bio tri puta tvrdi od materijala koji je predstavljao feritnu fazu. Za oba materijala, odnosno za obje faze je korišten Johnson-Cookov model materijala. Osim različitog modela materijala za grafitnu i perlitnu fazu kod nodularnog lijeva, Ljustina i dr. [159] su primijenili i dva različita kriterija za nastajanje odvojene čestice. Numeričke simulacije su predvidjele trend porasta glavne sile rezanja s povećanjem nodularnosti što su prikazala i eksperimentalna istraživanja. Ali, vrijednosti tih sila odstupaju od eksperimentalnih podataka pogotovo pri manjim brzinama rezanja. Za čelik C45U uspoređen je model koji uključuje feritnu i perlitnu fazu te izotropni model u simulaciji 3D mikro-bušenja [160, 161]. Aksijalna sila rezanja i moment su preciznije predviđeni s dvofaznim modelom (odstupanja od 3 % do 7 %) u odnosu na izotropni model (odstupanja oko 20 %), slika 3.21.

Nekoliko godina nakon, Abouridouane i dr. [161] su istu metodu primijenili i kod obrade mikrogodanja. Također je heterogeni model predvidio preciznije rezultate sila rezanja. Zheng i ostali [162] su također usporedili izotropni i dvofazni model čelika C45U. Pomoću heterogenog modela mogao se uočiti utjecaj mikrostrukture na samu obradu. Veće plastične deformacije su se javile u feritnoj u odnosu na perlitnu fazu. Slično su zaključili i He i suradnici [163] pri simulaciji 2D ortogonalne obrade duktilnog željeza (EN-GJS-450-10). Uočili su da se grafitna faza znatnije deformira od feritne faze. Ovakav utjecaj mikrostrukture na obradu je bio vidljiv samo pri većim brzinama rezanja ( $v_c=1506$  m/min).



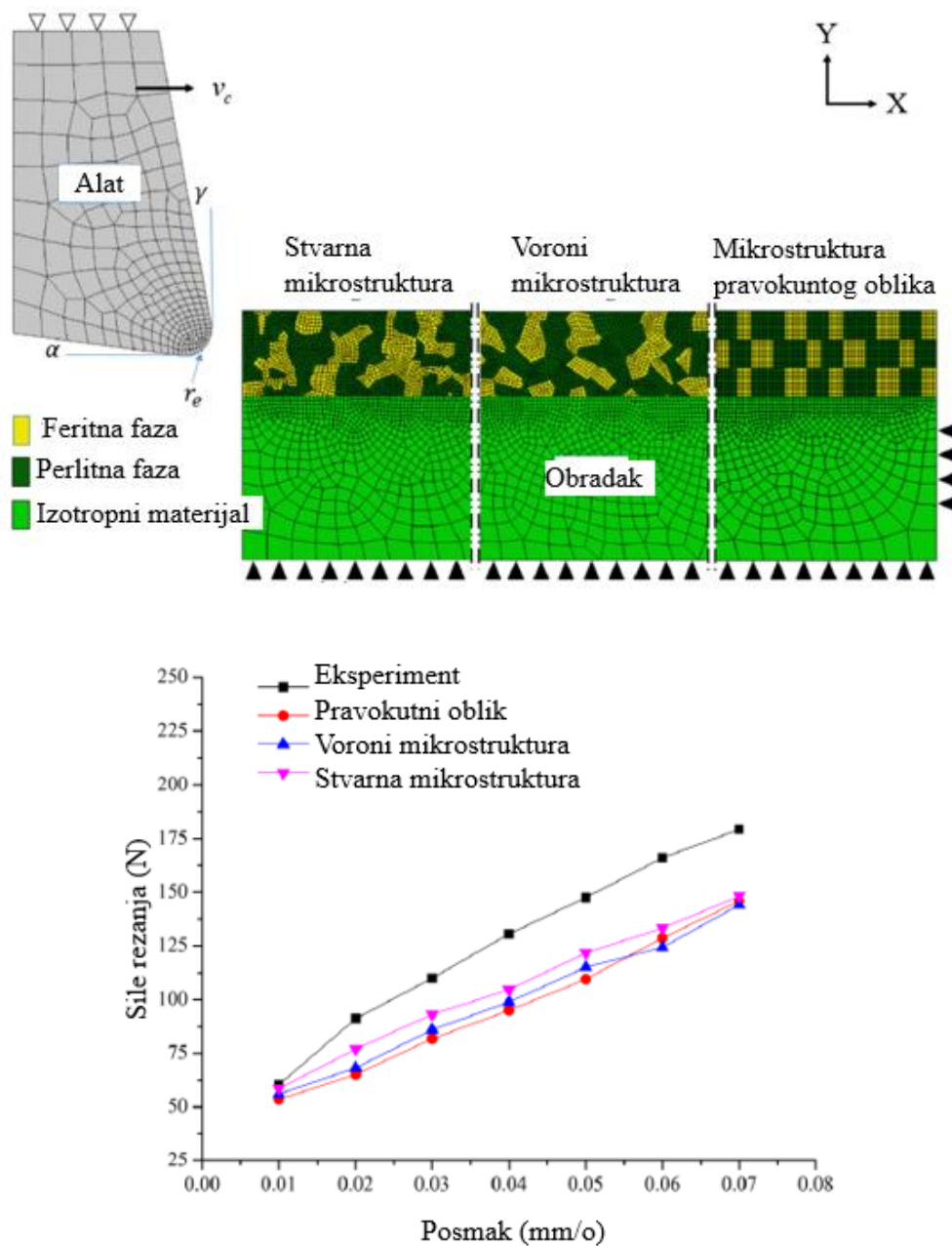
Slika 3.21. Izgled odvojene čestice te predviđanja aksijalne sile rezanja i momenta u procesu bušenja [160]

Nakon toga, Xie i suradnici su u svojim radovima [164, 165] usporedili različite mikrostrukturalne modele istog materijala. Prvi model je prikazivao stvarnu mikrostrukturu materijala, drugi model se temeljio na Voroni dijagramu te treći, najjednostavniji, model se sastojao od dvije faze pravokutnog oblika, slika 3.22. U predviđanju glavne sile rezanja, rezultate najbližnje eksperimentalnim podacima je predvidio model sa stvarnom mikrostrukturuom, slika 3.22.

Na temelju istraživanja u literaturi, može se zaključiti da konstitutivni modeli materijala utječu na ponašanje materijala tijekom simulacija. Odabir modela materijala 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.

Iz ovog poglavlja može se uočiti da je puno veći broj radova koji u simulacijama primjenjuju obradu materijala u odnosu na radove koji primjenjuju obradu materijala uz primjenu sredstva za hlađenje materijala s ciljem istraživanja zaostalih naprezanja u obratku. To govori o

zahtjevnosti, ali i vrijednosti takvog istraživanja. S druge strane, u stvarnim procesima obrade u većini slučajeva se primjenjuju sredstva za hlađenje, s ciljem smanjenja temperatura u zoni rezanja te time povećanja vijeka trajanja alata i poboljšanje kvalitete obrađene površine. U većini istraživačkih radova, numeričke simulacije ne mogu predvidjeti pojave koje se javljaju upotrebom istih. Isto tako znanje o utjecajima sredstava za hlađenje / ispiranje je limitirano. S obzirom na to da je sve češća upotreba ekološki prihvatljivih sredstava potrebno je unaprijediti postojeće modele koji će obuhvaćati učinke inovativnih sredstava.



Slika 3.22. Izgled različitih mikrostrukturalnih modela te utjecaj istih na vrijednosti sile rezanja [165]

Glavni problemi koji se javljaju u simulacijama obrade odvajanjem čestica :

- odabir pravilnog konstitutivnog modela materijala i kriterija za nastajanje odvojene čestice koji su primjenjivi za široko područje deformacija (0,1 -10), brzina deformacija ( $10^5 \text{ s}^{-1}$ –  $10^6 \text{ s}^{-1}$ ), visoke temperature (800 °C – 900 °C),
- pravilno definiranje mehaničkih i toplinskih uvjeta dodira između alata i obratka,
- eliminiranje distorzije elemenata zbog nastanka odvojene čestice,
- istovremeni izračun temperatura i pomaka u dinamičkom procesu obrade odvajanjem čestica.

S druge strane, uzroci zbog kojih dolazi do odstupanja između numeričkih predviđanja i eksperimentalnih podataka različitih izlaznih parametara su:

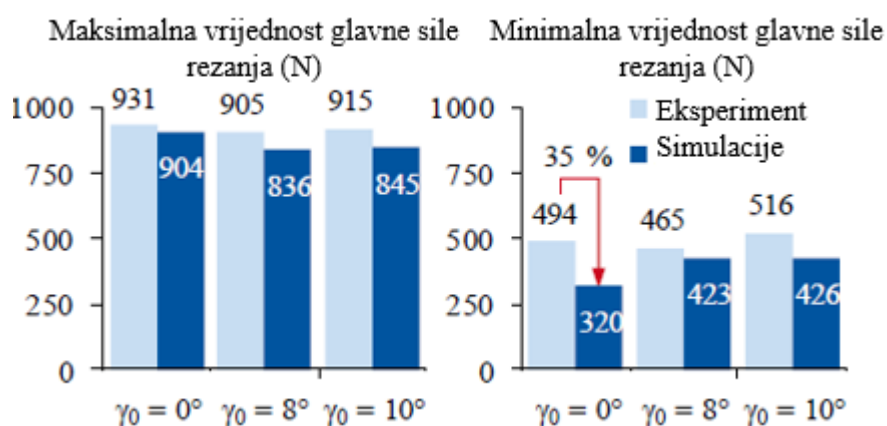
- primjena neodgovarajućih modela materijala,
- primjena neodgovarajućih modela trenja,
- primjena neodgovarajućih kriterija za nastajanje odvojene čestice,
- zanemarivanje trošenja alata tijekom simulacija,
- primjena manje duljine obrade zbog čega se ne postiže stabilno stanje,
- nedostatak dostupnih termalnih i mehaničkih svojstava u ovisnosti o temperaturi,
- nepostizanje preciznog 2D ravninskog stanja deformacije u eksperimentalnim istraživanjima tj. primjena 2D stanja u numeričkim simulacijama koja ne odgovaraju stvarnim procesima.

S ciljem smanjenja problema koji se javljaju u simulacijama obrade odvajanjem čestica te s ciljem eliminiranja nekih od uzroka zbog koji dolazi do odstupanja između rezultata u numeričkim i eksperimentalnim analizama, u posljednje vrijeme primjenjuje se spregnuta Euler-Lagrangeova (CEL) formulacija. S obzirom na to da je uočena prednost ove formulacije, u sljedećem poglavlju su detaljno objašnjeni radovi koji primjenjuju CEL formulaciju za simulaciju obrade odvajanjem čestica u numeričkim softverima.

#### 4. SPREGNUTA EULER-LAGRANGEOVA (CEL) FORMULACIJA

Kako je već i naglašeno, spregnuta Euler-Lagrangeova (CEL) formulacija za simulaciju obrade odvajanjem čestica se počela primjenjivati tek u posljednjih nekoliko godina.

U svom radu Klocke i dr. [23] su simulirali ortogonalno rezanje Ti-6Al-4V legure. Za različite prednje kutove alata su usporedili maksimalne i minimalne vrijednosti glavne sile rezanja, slika 4.1.



Slika 4.1. Usporedba eksperimentalnih podataka i numeričkih predviđanja maksimalne i minimalne vrijednosti glavne sile rezanja [23]

Saez-de-Buruaga i dr. [24] su potvrdili da CEL formulacija lošije predviđa posmične sile u odnosu na glavne sile rezanja. Tako su odstupanja za glavnu silu rezanja do 30 %, a za posmičnu silu do 42 %. Veća odstupanja su bila za manju dubinu rezanja i kod predviđanja temperatura rezanja. Maksimalno odstupanje je bilo 21 % između numeričkih predviđanja i eksperimentalnih podataka mjerenih termalnom kamerom.

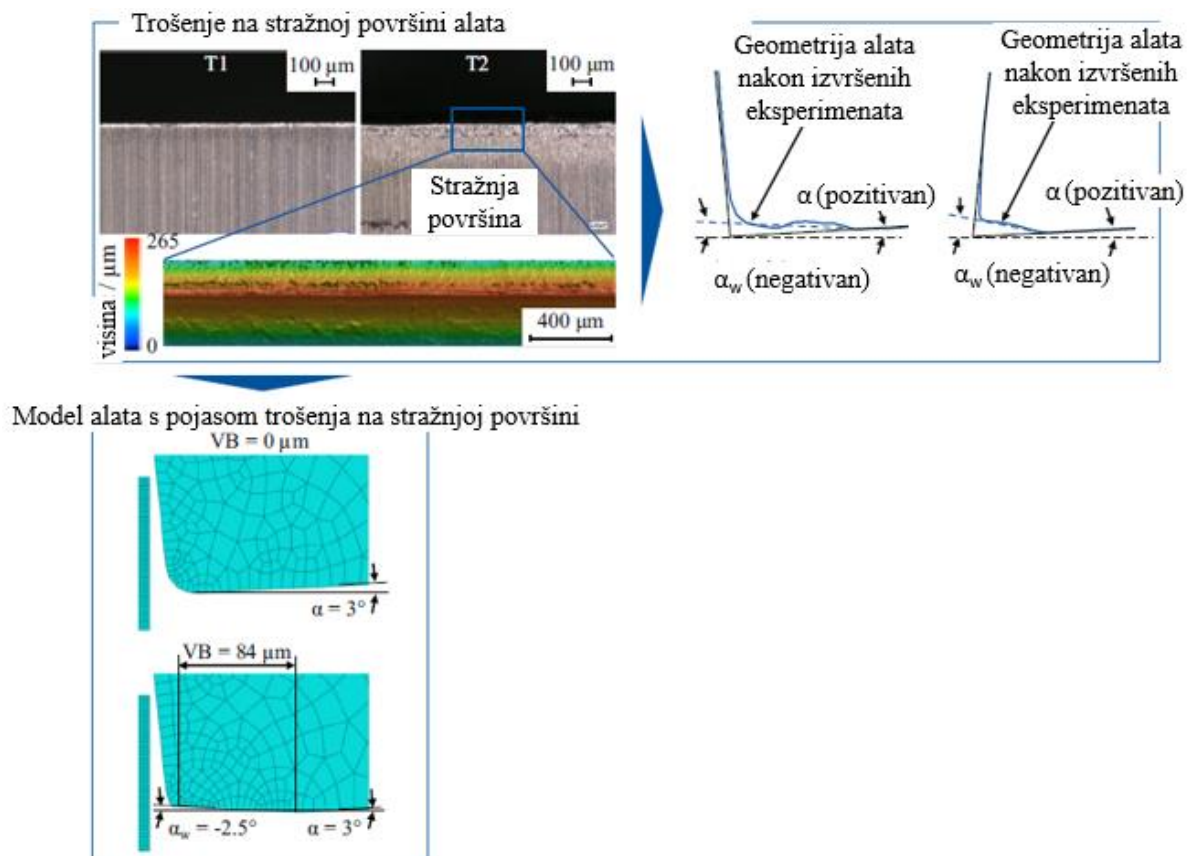
Abdelhafeez i dr. [166] su usporedili Lagrangeovu formulaciju i CEL formulaciju za predviđanje glavne sile rezanja i momenta u procesu bušenja. Model se sastojao od trodimenzionalnog svrdla te od trodimenzionalnog obratka različitih aluminijskih legura (EN AW 7010, EN AW 2024) i legure titana (Ti-6Al-4V). Obje formulacije su predvidjele približno jednake rezultate (odstupanja u usporedbi s eksperimentom do 19 %). Međutim, Lagrangeova formulacija je zahtijevala dvostruko više vremena za izvršenje simulacije u odnosu na CEL formulaciju.

Afsharhanaei i suradnici [167] 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.

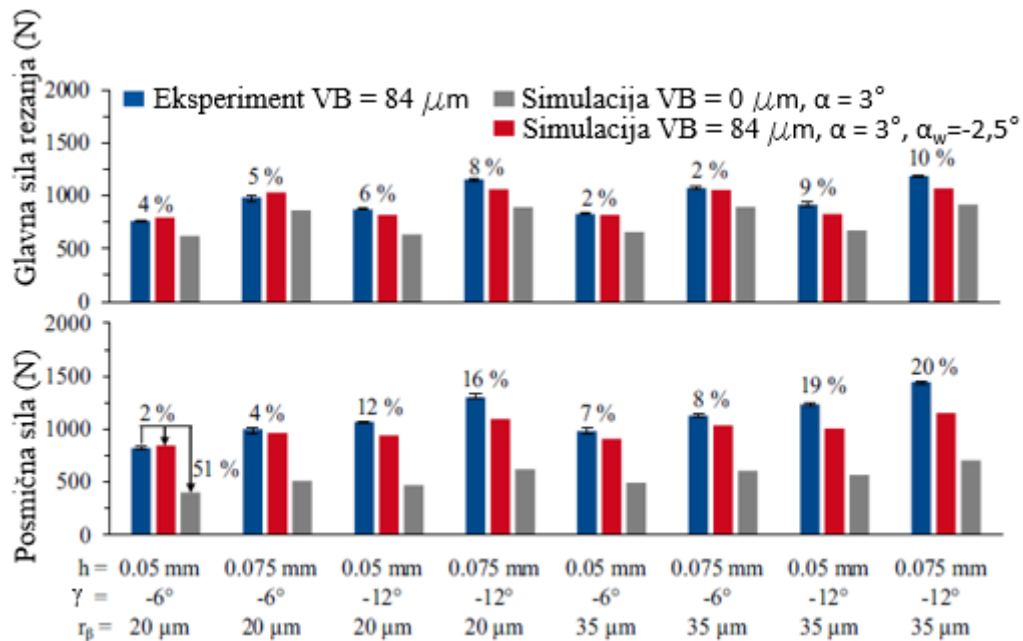
S obzirom na to da duljina dodira između alata i odvojene čestice također ima važnu ulogu u modeliranju sila rezanja, Berezvai i suradnici [168] su primijenili CEL formulaciju za predviđanje iste. Pri ortogonalnom rezanju aluminijske legure (EN AW 2024-T351) povećanjem dubine rezanja dolazi i do porasta maksimalnih vrijednosti duljina dodira. Spomenute duljine predviđene numeričkom analizom su bile u skladu s dobivenim eksperimentalnim podacima.

Peng i dr. [25] su primijenili CEL formulaciju za simuliranje ortogonalnog rezanja legure Inconel 718. 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, slika 4.2.



Slika 4.2. Postupak implementacije pojasa trošenja na stražnjoj površini alata u numeričkim modelima [25]

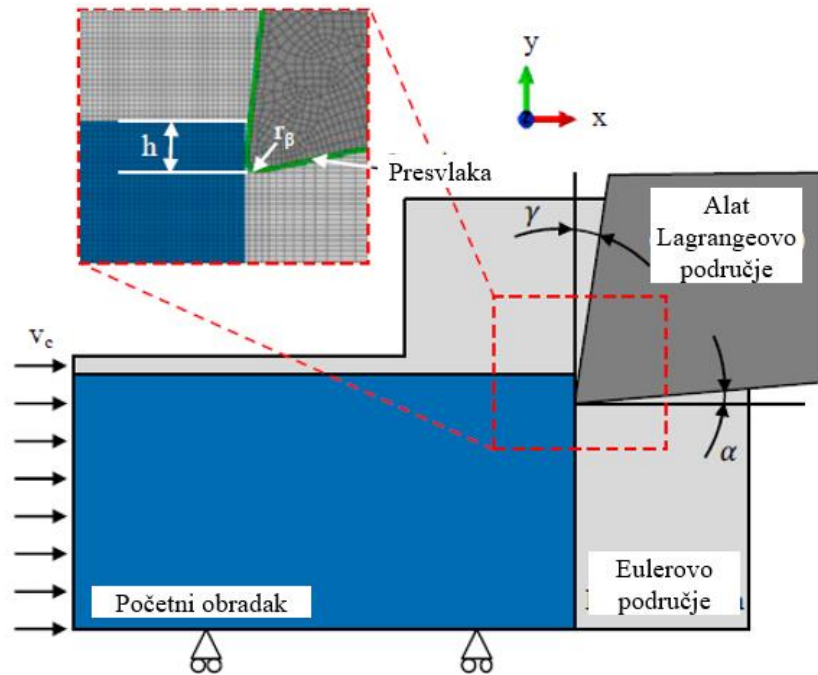
Nakon primjene modela alata u kojemu je uzet u obzir pojas trošenja alata, u simulaciji su uočena značajna poboljšanja u predviđanjima i glavne i posmične sile rezanja, slika 4.3.



Slika 4.3. Usporedba eksperimentalnih podataka i numeričkih predviđanja glavne i posmične sile rezanja uzimajući u obzir pojas trošenja na stražnjoj površini alata [25]

Agmell i suradnici su primijenili CEL formulaciju za predviđanje raspodjele temperatura na alatu za obradak X2 CrNiMo17 12-3 [129] te leguru Inconel 718 [79]. Numerički rezultati su bili u skladu s eksperimentalnim rezultatima. U eksperimentima, temperatura je mjerena termalnom kamerom.

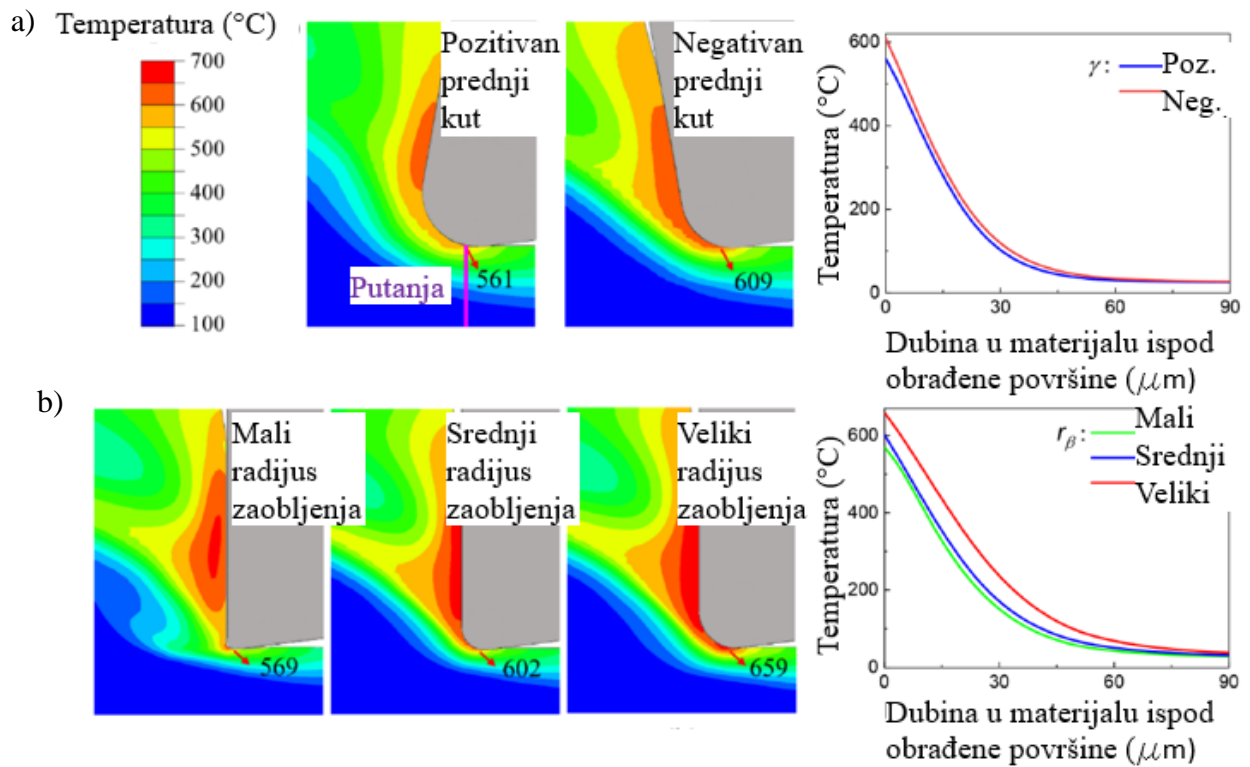
U istraživanju Bergs i dr. [26] modelirana je i presvlaka (TiAlN) alata debljine 4  $\mu\text{m}$  pri ortogonalnom rezanju čelika C45U, slika 4.4. Usporedili su eksperimentalne rezultate i rezultate numeričkih simulacija glavne sile rezanja i posmične sile za različite dubine rezanja i brzine rezanja. Glavna sila rezanja odstupala je do 21 %, međutim posmična sila do čak 264 %. S ciljem smanjenja vremena simulacije, primijenjen je faktor povećanja mase vrijednosti 1000.



Slika 4.4. Izgled modela u spregnutoj Euler-Lagrangeovoj formulaciji (CEL) [26]

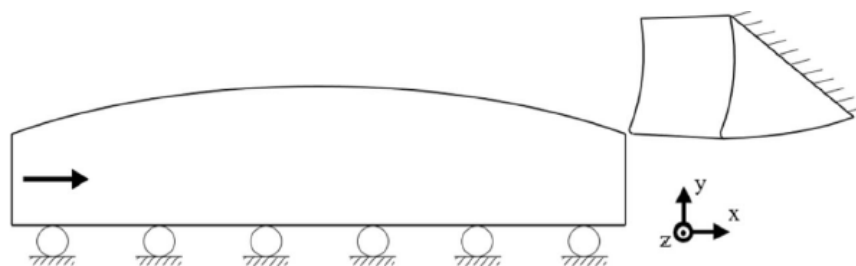
Utjecaj prednjeg kuta rezne oštrice alata te radijusa zaobljenja vrha alata na temperature u zoni rezanja su proučavali Liu i suradnici [109]. Primjenom CEL formulacije simulirali su ortogonalno rezanje legure Inconel 718. Veća temperatura se javlja kod negativnog prednjeg kuta alata te kod većeg radijusa zaobljenja oštrice alata, slika 4.5. 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.





Slika 4.5. Raspodjela temperatura u obratku. Utjecaj: a) prednjeg kuta rezne oštice alata, b) radijusa zaobljenja rezne oštice alata [109].

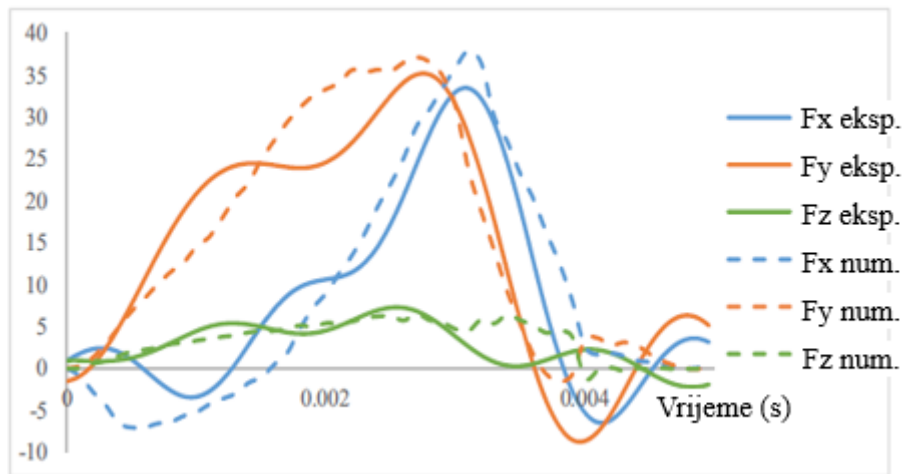
S ciljem simuliranja obrade s promjenjivim poprečnim presjekom odvojene čestice Gao i suradnici su za leguru EN AW 6061 T6 [169] i nehrđajući čelik 440C [170] primijenili sinusoidan oblik obratka, slika 4.6.



Slika 4.6. Izgled alata i obratka [169]

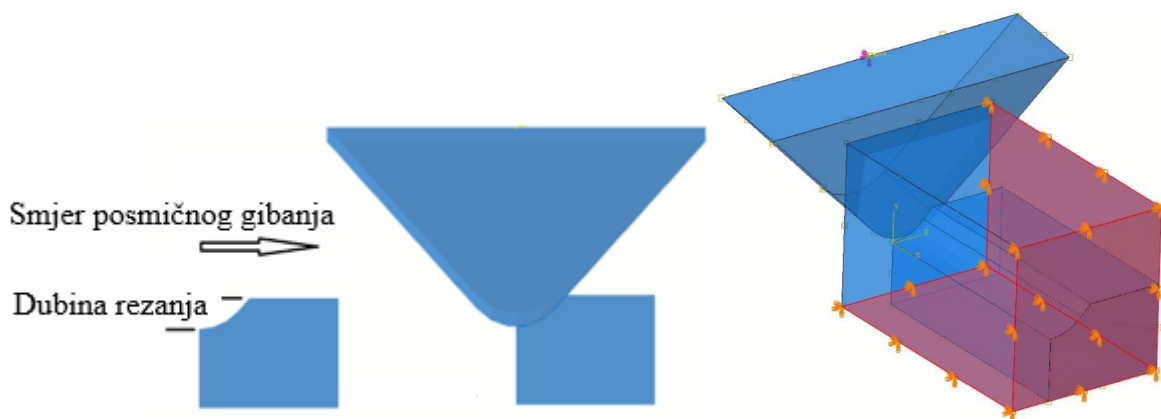
S obzirom na to da su Gao i suradnici [169] u eksperimentalnim istraživanjima proučavali obradu glodanjem, usporedba numeričkih rezultata i eksperimentalnih podataka vrijednosti sila u sve tri osi je prikazana na slici 4.7. Utjecaj helikoidalne putanje alata te utjecaj trenja na

komponentu sile u  $z$  smjeru je suprotan pa je ta komponenta sile bliža nuli u odnosu na komponente sile u horizontalnim smjerovima. Zaključili su da je odstupanje sila rezanja (numerički podaci i eksperimentalni podaci) do 12 %.



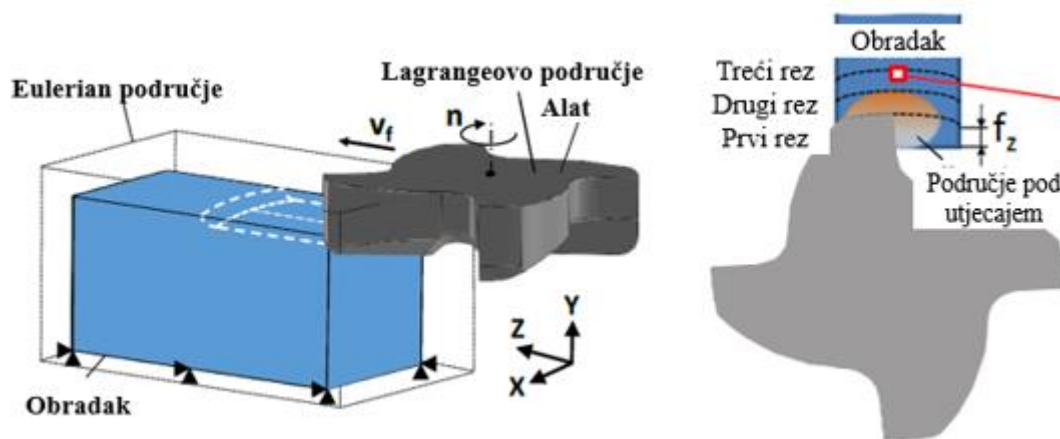
Slika 4.7. Usporedba eksperimentalnih podataka i numeričkih predviđanja sila rezanja [169]

Za razliku od ostalih radova, Dimopoulos i dr. [71] su primijenili 3D CEL model za simulaciju rezanja čelika C60, slika 4.8. 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.



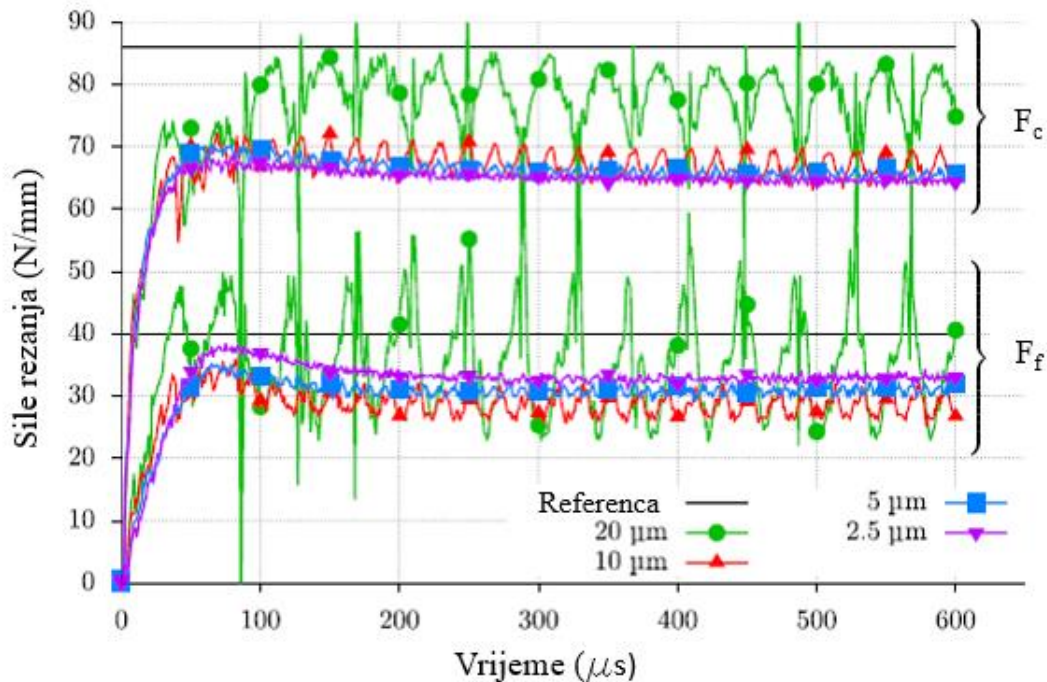
Slika 4.8. Izgled rezne pločice i obratka [Dimopoulos2020]

Vovk i dr. [27] su za pojednostavljeni 3D model glodanja razmatrali 3 prolaza alata, slika 4.9. Odstupanja glavne sile rezanja između numeričkih predviđanja i eksperimentalnih podataka su bila unutar 5 %.



Slika 4.9. Izgled glodala i obratka [27]

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 [14]. Iako su s ALE formulacijom predviđeni rezultati sličniji eksperimentalnim (bolji rezultati do 10 % u odnosu na CEL formulaciju), vrijeme potrebno za izvršenje 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 softvera odnosno formulacije [11]. Zaključili su da CEL formulacija može konkurirati ostalim već dugo korištenim formulacijama. Također, s ALE i CEL formulacijom su predviđeni precizniji rezultati glavne sile rezanja i posmične sile u odnosu na Lagrangeovu formulaciju u AdvantEdge i DEFORM softverima. Iste godine autori su istraživali utjecaj vrijednosti parametara Johnson-Cookovog modela materijala [171]. 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 setova JC modela materijala. Za većinu JC modela je posmična sila predviđena manjom u odnosu na eksperimentalne podatke. Odstupanja variraju od 3 % do čak 67 %. Iako je glavna sila rezanja bolje predviđena, ovisno o setu JC modela i ta odstupanja su od 0 % do 89 %. U drugom radu [172] autori su istraživali utjecaj veličine mreže konačnih elemenata na rezultate simulacija. U fokus istraživanja prvo su stavili veličinu elementa u ravnini rezanja ( $xy$  ravnini). Rezultati glavne sile rezanja i posmične sile, primjenjujući kvadratne elemente na obratku veličine 2,5  $\mu\text{m}$ , 5  $\mu\text{m}$ , 10  $\mu\text{m}$  te 20  $\mu\text{m}$ , su prikazani na slici 4.10. Iako s veličinom kvadratnog elementa od 20  $\mu\text{m}$  se postižu najbliži rezultati eksperimentalnim vrijednosti, za ovaj slučaj sile ne dostižu uravnoteženo stanje. Autori su preporučili primjenu kvadratnih elemenata veličine stranica 5  $\mu\text{m}$  (u ravnini rezanja).

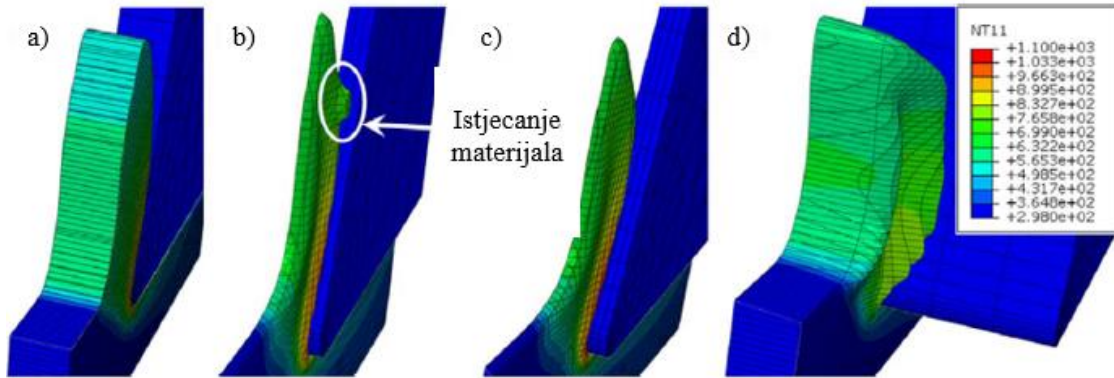


Slika 4.10. Utjecaj veličine kvadratnog elementa u ravnini rezanja na predviđanja sile rezanja u numeričkim simulacijama [172]

S druge strane zaključili su da orijentacija elemenata ima značajan utjecaj na rezultate simulacija zbog čega su preporučili korištenje kvadratnih elemenata. U trećem dijelu ovog rada, autori su se bavili proučavanjem utjecaja veličine i broja elemenata u smjeru okomitom na ravninu rezanja ( $z$  smjer). 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 izvršenje simulacija u slučaju kad je ukupni broj elemenata manji, autori su se odlučili za primjenu 1 elementa u  $z$  smjeru i to veličine od  $50 \mu\text{m}$ . Shuang i suradnici [173] su zaključili da značajni utjecaj na rezultate simulacija ima veličina elementa od same orijentacije elemenata. U tom radu simulirali su ortogonalno rezanje legure Ti-6Al-4V primjenom CEL formulacije.

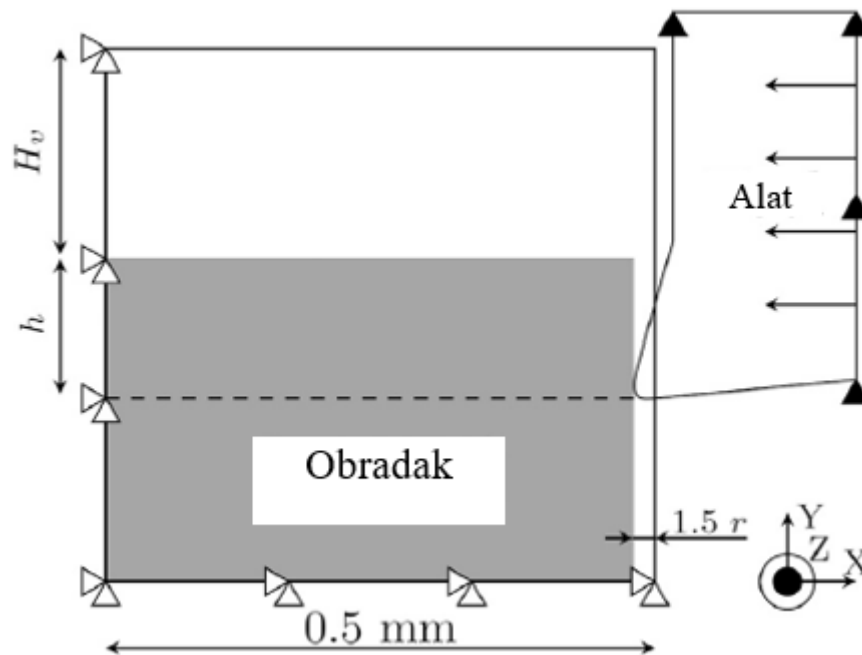
U opsežnom istraživanju, Ducobu i suradnici [174] su usporedili CEL formulacija s 4 različita modela obratka. Iako je u svim modelima veličina elementa u  $x$  smjeru i  $y$  smjeru  $5 \mu\text{m}$ , glavne razlike u modelima su u pogledu veličine modela u smjeru  $z$  osi (smjeru okomitom na ravninu rezanja). Prvi model, 2D model, se sastoji od 1 elementa veličine  $50 \mu\text{m}$  u  $z$  smjeru. Debljina obratka u drugom modelu, 3D modelu, je  $5 \mu\text{m}$ , ali pored tog jednog reda elementa nalaze se još dva reda elementa iste veličine koji su inicijalno ispunjeni prazninom. Treći model, 3D model, je iste veličine u  $z$  smjeru, ali se ovdje pored obratka nalaze još 3 reda

elemenata inicijalno ispunjena prazninom. U četvrtom modelu je veličina elemenata u z smjeru 50  $\mu\text{m}$ . Također, u četvrtom modelu, jedan red elemenata sačinjava obradak, a ostala 3 su inicijalno ispunjena prazninom. Sa slike 4.11. može se uočiti da dolazi do istjecanja materijala u slučaju drugog modela, gdje je samo 1 red elemenata ispunjen prazninom. Također se može uočiti da veličina elementa značajno utječe na rezultate simulacija.



Slika 4.11. Raspodjela temperatura za slučajeve: a) 2D model, b) 3D model; tri reda elementa u z smjeru veličine 5  $\mu\text{m}$ , c) 3D model; četiri reda elementa u z smjeru veličine 5  $\mu\text{m}$ , d) 3D model; četiri reda elementa u z smjeru veličine 50  $\mu\text{m}$  [174]

Zbog gore navedenog, za predviđanje glavne sile rezanja i posmične sile uspoređen je 2D model (prvi model) te 3D modeli (treći i četvrti model). 2D model je predvidio rezultate obaju sila sličnije eksperimentima u odnosu na 3D modele. Isto vrijedi i za slučaj kada se povećala širina obratka u z smjeru i do 120  $\mu\text{m}$  (24 reda elemenata u z smjeru). S ciljem smanjenja broja Eulerovih elemenata, autori su proučavali i utjecaj visine ispunjene prazninom ( $H_V$ ), slika 4.12. Zaključili su da se može smanjiti broj elemenata inicijalno ispunjenih prazninom bez utjecaja na rezultate simulacija. U svrhu što boljeg predviđanja sila rezanja i geometrije odvojene čestice u realnom vremenu, zaključili su da je optimalno koristiti 3D model gdje je obradak širok kao polovica dubine rezanja te gdje je visina inicijalno ispunjena prazninom jednaka dubini rezanja ( $h = H_V$ ).



Slika 4.12. Izgled alata i obratka [122].

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 leguru EN AW 2024 T3 [122]. U ovom radu su zbog velikih odstupanja posmične sile rezanja (60 %) zaključili da je potrebno detaljnije istražiti modeliranje obrade aluminija s primjenom CEL formulacije.

Radovi koji su u simulacijama obrade odvajanjem čestica primijenili spregnutu Euler-Lagrangeovu formulaciju su sumirani u Tablici 4.1. U tablici su prikazane i važne informacije o ulaznim parametrima (materijal obratka i alata, model materijala, model trenja, kriterij za nastajanje odvojene čestice) te značajni rezultati istraživanja.

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

| <ul style="list-style-type: none"> <li>• Autori / referenca</li> <li>○ God. objave</li> <li>• Softver</li> <li>○ Veličina elementa obratka</li> </ul> | <ul style="list-style-type: none"> <li>• Materijal obratka</li> <li>○ Materijal alata</li> <li>• Parametri obrade</li> <li>○ Rashladno sredstvo</li> </ul>   | <ul style="list-style-type: none"> <li>• Model materijala</li> <li>○ Model trenja</li> <li>• Kriterij za nastajanje odvojene čestice</li> </ul>             | <ul style="list-style-type: none"> <li>✓ Rezultati istraživanja</li> </ul>   |
|---|--|---|--|
| <ul style="list-style-type: none"> <li>• Zhang i dr. / [13]</li> <li>○ 2015</li> <li>• ABAQUS</li> </ul>  | <ul style="list-style-type: none"> <li>• Ti-6Al-4V</li> <li>○ kruto tijelo</li> <li>• <math>v_c = 90</math> m/min,</li> <li><math>a_p = 0,1</math> mm</li> </ul>   | <ul style="list-style-type: none"> <li>• JC model materijala</li> <li>○ Coulombov model trenja</li> </ul>   | <ul style="list-style-type: none"> <li>✓ Ovisno o formulaciji koja se primjenjuje, potrebno je prilagoditi vrijednosti parametara JC modela materijala.</li> </ul>   |
| <ul style="list-style-type: none"> <li>• Klocke i dr. / [23]</li> <li>○ 2017</li> <li>• ABAQUS</li> <li>○ 6 <math>\mu</math>m</li> </ul>              | <ul style="list-style-type: none"> <li>• Ti-6Al-4V</li> <li>○ kruto tijelo</li> <li>• <math>v_c = 60</math> m/min,</li> <li><math>a_p = 0,14</math> mm</li> <li>○ voda koja istječe pod različitim kutovima i brzinama</li> </ul>          | <ul style="list-style-type: none"> <li>• JC model materijala</li> <li>○ Temperaturno ovisan model trenja</li> <li>• JC kriterij za nastajanje OČ</li> </ul> | <ul style="list-style-type: none"> <li>✓ Uspoređene su vrijednosti glavne sile rezanja pri suhoj obradi. Ovisno o prednjem kutu alata, odstupanja numeričkih i eksperimentalnih vrijednosti su do 35 %.</li> </ul> |
| <ul style="list-style-type: none"> <li>• Saez-de-Buruaga i dr. / [24]</li> <li>○ 2017</li> <li>• ABAQUS</li> <li>○ 4 <math>\mu</math>m</li> </ul>     | <ul style="list-style-type: none"> <li>• C45, C60</li> <li>○ nedefiniran</li> <li>• <math>v_c = 100</math> m/min,</li> <li><math>v_c = 200</math> m/min,</li> <li><math>a_p = 0,1</math> mm,</li> <li><math>a_p = 0,2</math> mm</li> </ul> | <ul style="list-style-type: none"> <li>• JC model materijala</li> <li>○ Coulombov model trenja</li> </ul>   | <ul style="list-style-type: none"> <li>✓ Za manju dubinu rezanja, veća su odstupanja između numeričkih i eksperimentalnih rezultata glavne sile rezanja, posmične sile te temperatura u zoni rezanja.</li> </ul>   |
| <ul style="list-style-type: none"> <li>• Abouridouane i dr. / [175]</li> <li>○ 2019</li> <li>• ABAQUS</li> </ul>                                      | <ul style="list-style-type: none"> <li>• C60</li> <li>○ kruto tijelo</li> <li>• <math>v_c = 150</math> m/min,</li> <li><math>a_p = 0,2</math> mm</li> </ul>  | <ul style="list-style-type: none"> <li>• JC model materijala</li> <li>○ Hibridni model trenja</li> <li>• JC kriterij za nastajanje OČ</li> </ul>            | <ul style="list-style-type: none"> <li>✓ Odstupanja u vrijednostima glavne sile rezanja (eksperimentalna i numerička analiza) su 14 %, a posmične sile 20 %.</li> </ul>  |

|   |   |   |   |
|---|---|---|---|
| <ul style="list-style-type: none"> <li>• <b>Abdelhafeez i dr. / [166]</b></li> <li>○ <b>2018</b></li> <li>• <b>ABAQUS</b></li> <li>○ <b>100 <math>\mu\text{m}</math></b></li> </ul>         | <ul style="list-style-type: none"> <li>• EN AW 7010, EN AW 2024, Ti-6Al-4V</li> <li>○ kruto tijelo</li> <li>• <math>v_c = 50 \text{ m/min}</math>,<br/><math>v_c = 150 \text{ m/min}</math>,<br/><math>a_p = 0,08 \text{ mm}</math>,<br/><math>a_p = 0,24 \text{ mm}</math></li> </ul>  | <ul style="list-style-type: none"> <li>• JC model materijala</li> <li>○ Hibridni model trenja</li> </ul>  | <ul style="list-style-type: none"> <li>✓ Za razliku od ostalih istraživanja, model je 3D gdje je alat 3D svrdlo. Lagrangeova formulacija i CEL formulacija predviđaju približno jednake vrijednosti sila rezanja, ali primjenom CEL formulacije potrebno je skoro duplo manje vremena za izvršenje simulacije.</li> </ul> |
| <ul style="list-style-type: none"> <li>• <b>Afsharhanaei i dr. / [167]</b></li> <li>○ <b>2018</b></li> <li>• <b>ABAQUS</b></li> <li>○ <b>10 <math>\mu\text{m}</math></b></li> </ul>         | <ul style="list-style-type: none"> <li>• C45</li> <li>○ kruto tijelo (tvrdi metal)</li> <li>• <math>v_c = 100 \text{ m/min}</math>,<br/><math>v_c = 300 \text{ m/min}</math>,<br/><math>a_p = 0,04 \text{ mm}</math>,<br/><math>a_p = 0,06 \text{ mm}</math></li> </ul>   | <ul style="list-style-type: none"> <li>• JC model materijala</li> <li>○ Hibridni model trenja</li> </ul>  | <ul style="list-style-type: none"> <li>✓ Puno veći utjecaj na vrijednosti temperatura na vrhu rezne pločice ima brzina rezanja u odnosu na dubinu rezanja.</li> </ul>   |
| <ul style="list-style-type: none"> <li>• <b>Berezvai i dr. / [168]</b></li> <li>○ <b>2019</b></li> <li>• <b>ABAQUS</b></li> <li>○ <b>7 <math>\mu\text{m}</math></b></li> </ul>              | <ul style="list-style-type: none"> <li>• EN AW 2024-T351</li> <li>○ kruto tijelo</li> <li>• <math>v_c = 10 \text{ m/min}</math>,<br/><math>a_p = 0,05 \text{ mm} - 0,25 \text{ mm}</math></li> </ul>  | <ul style="list-style-type: none"> <li>• JC model materijala</li> <li>○ Coulombov model trenja</li> <li>• JC kriterij za nastajanje OČ</li> </ul>           | <ul style="list-style-type: none"> <li>✓ Porastom dubine rezanja dolazi do porasta maksimalne vrijednosti dodira alata i obratka.</li> </ul>  |
| <ul style="list-style-type: none"> <li>• <b>Peng i dr. / [25]</b></li> <li>○ <b>2019</b></li> <li>• <b>ABAQUS</b></li> <li>○ <b>2 <math>\mu\text{m}</math></b></li> </ul>                   | <ul style="list-style-type: none"> <li>• legura Inconel 718</li> <li>○ kruto tijelo</li> <li>• <math>v_c = 30 \text{ m/min}</math>,<br/><math>a_p = 0,05 \text{ mm} - 0,075 \text{ mm}</math></li> </ul>  | <ul style="list-style-type: none"> <li>• JC model materijala</li> <li>○ Temperaturno ovisan model trenja</li> <li>• JC kriterij za nastajanje OČ</li> </ul> | <ul style="list-style-type: none"> <li>✓ Nakon primjene istrošenog modela alata u simulacijama, uočena su značajna poboljšanja u predviđanjima i glavne i posmične sile rezanja.</li> </ul>   |
| <ul style="list-style-type: none"> <li>• <b>Bergs i dr. / [26]</b></li> <li>○ <b>2020</b></li> <li>• <b>ABAQUS</b></li> <li>○ <b>5 <math>\mu\text{m} - 50 \mu\text{m}</math></b></li> </ul> | <ul style="list-style-type: none"> <li>• C45</li> <li>○ kruto tijelo s presvlakom (TiAlN) debljine 4 <math>\mu\text{m}</math></li> <li>• <math>v_c = 100 \text{ m/min}</math>,<br/><math>v_c = 125 \text{ m/min}</math>,<br/><math>v_c = 150 \text{ m/min}</math>,<br/><math>a_p = 0,025 \text{ mm}</math>,<br/><math>a_p = 0,075 \text{ mm}</math>,<br/><math>a_p = 0,2 \text{ mm}</math></li> </ul> | <ul style="list-style-type: none"> <li>• JC model materijala</li> <li>○ Temperaturno ovisan model trenja</li> </ul>   | <ul style="list-style-type: none"> <li>✓ Glavna sila rezanja odstupa do 21 % međutim posmična sila odstupa čak 264 % u usporedbi s eksperimentalnim podacima.</li> </ul>  |



|   |  |  |   |
|---|--|--|---|
| <ul style="list-style-type: none"> <li>• Agmell i dr. / [129]</li> <li>○ 2018</li> <li>• ABAQUS</li> <li>○ 10 <math>\mu\text{m}</math></li> </ul> | <ul style="list-style-type: none"> <li>• X2CrNiMo17 12-3</li> <li>○ CBN170 tool grade</li> <li>• <math>v_c = 250</math> m/min,<br/><math>a_p = 0,15</math> mm</li> </ul>   | <ul style="list-style-type: none"> <li>• JC model materijala</li> <li>○ hibridni model trenja</li> <li>• JC kriterij za inicijalno nastajanje OČ te energija loma za njeno napredovanje</li> </ul> | <ul style="list-style-type: none"> <li>✓ Predviđanje raspodjele temperatura na alatu je u skladu s eksperimentalnim podacima.</li> </ul>  |
| <ul style="list-style-type: none"> <li>• Agmell i dr. / [79]</li> <li>○ 2020</li> <li>• ABAQUS</li> <li>○ 5 <math>\mu\text{m}</math></li> </ul>   | <ul style="list-style-type: none"> <li>• legura Inconel 718</li> <li>○ CBN170 tool grade</li> <li>• <math>v_c = 250</math> m/min,<br/><math>a_p = 0,2</math> mm</li> </ul>   | <ul style="list-style-type: none"> <li>• JC model materijala</li> <li>○ hibridni model trenja</li> <li>• JC kriterij za nastajanje OČ</li> </ul>   | <ul style="list-style-type: none"> <li>✓ Predviđanje raspodjele temperatura na alatu je u skladu s eksperimentalnim podacima.</li> </ul>  |
| <ul style="list-style-type: none"> <li>• Dimopoulos i dr. / [71]</li> <li>○ 2020</li> <li>• ABAQUS</li> </ul>                                     | <ul style="list-style-type: none"> <li>• C60</li> <li>○ nedefiniran</li> <li>• <math>v_c = 60</math> m/min,<br/><math>f = 0,2</math> mm/o,<br/><math>f = 0,4</math> mm/o,<br/><math>a_p = 0,2</math> mm - 0,6 mm</li> </ul>  | <ul style="list-style-type: none"> <li>• JC model materijala</li> <li>○ Coulombov model trenja</li> </ul>  | <ul style="list-style-type: none"> <li>✓ Numerička predviđanja sila rezanja u sve 3 osi su u skladu s eksperimentalnim istraživanjima.</li> </ul>   |
| <ul style="list-style-type: none"> <li>• Vovk i dr. / [27]</li> <li>○ 2020</li> <li>• ABAQUS</li> </ul>   | <ul style="list-style-type: none"> <li>• 42CrMoS4</li> <li>○ kruto tijelo (volframov karbid)</li> <li>• <math>v_c = 150</math> m/min,<br/><math>f_z = 0,2</math> mm/z,<br/><math>a_a = 0,3</math> mm</li> </ul>  | <ul style="list-style-type: none"> <li>• JC model materijala</li> <li>○ Hibridni model trenja</li> </ul>   | <ul style="list-style-type: none"> <li>✓ Iako su numerička predviđanja sila rezanja u skladu s eksperimentalnim istraživanjima, potrebno je raspodjelu temperature u zoni rezanja te zaostala naprezanja usporediti s eksperimentalnim podacima.</li> </ul> |
| <ul style="list-style-type: none"> <li>• Gao i dr. / [169]</li> <li>○ 2018</li> <li>• ABAQUS</li> <li>○ 5 <math>\mu\text{m}</math></li> </ul>     | <ul style="list-style-type: none"> <li>• EN AW 6061 T6</li> <li>○ kruto tijelo</li> <li>• <math>n = 4500</math> o/min,<br/><math>f_z = 0,04</math> mm/z,<br/><math>f_z = 0,07</math> mm/z,<br/><math>f_z = 0,1</math> mm/z,<br/><math>a_a = 0,3</math> mm,<br/><math>a_a = 0,5</math> mm<br/><math>a_a = 1</math> mm<br/><math>a_r = 0,5</math> mm,<br/><math>a_r = 1</math> mm</li> </ul> | <ul style="list-style-type: none"> <li>• JC model materijala bez utjecaja topline</li> <li>○ Hibridni model trenja</li> </ul>  | <ul style="list-style-type: none"> <li>✓ U procesu glodanja, predviđanja izgleda odvojene čestice su sličnija eksperimentalnim podacima, u usporedbi s ostalim radovima.</li> </ul>   |

|  |  |   |  |
|--|--|---|--|
| <ul style="list-style-type: none"> <li>• Liu i dr. / [109]</li> <li>○ 2020</li> <li>• ABAQUS</li> <li>○ 5 <math>\mu\text{m}</math></li> </ul>  | <ul style="list-style-type: none"> <li>• legura Inconel 718</li> <li>○ kruto tijelo (tvrdi metal)</li> <li>• <math>v_c = 60</math> m/min,<br/><math>v_c = 80</math> m/min,<br/><math>a_p = 0,05</math> mm,<br/><math>a_p = 0,15</math> mm</li> </ul> | <ul style="list-style-type: none"> <li>• JC model materijala</li> <li>○ Hibridni model trenja</li> <li>• JC kriterij za inicijalno nastajanje OČ te Hillerborg's energija loma za njeno napredovanje</li> </ul> | <ul style="list-style-type: none"> <li>✓ Numeričke simulacije mogu predvidjeti tri profila izgleda zaostalih napreznja. O njihovoj kombinaciji i apsolutnim vrijednostima ovisi globalno napreznje po dubini materijala.</li> </ul>                        |
| <ul style="list-style-type: none"> <li>• Ducobu i dr. / [14]</li> <li>○ 2016</li> <li>• ABAQUS</li> <li>○ 5 <math>\mu\text{m}</math></li> </ul>  | <ul style="list-style-type: none"> <li>• Ti-6Al-4V</li> <li>○ tvrdi metal</li> <li>• <math>v_c = 30</math> m/min,<br/><math>a_p = 0,04</math> mm,<br/><math>a_p = 0,06</math> mm,<br/><math>a_p = 0,1</math> mm</li> </ul>                           | <ul style="list-style-type: none"> <li>• JC model materijala</li> <li>○ Coulombov model trenja</li> </ul>   | <ul style="list-style-type: none"> <li>✓ ALE formulacija predviđa do 10 % bolje rezultate u odnosu na CEL formulaciju, ali vrijeme potrebno za izvršenje simulacije je za oko 25 % veće s ALE formulacijom.</li> </ul>                                     |
| <ul style="list-style-type: none"> <li>• Ducobu i dr. / [11]</li> <li>○ 2017</li> <li>• ABAQUS, AdvantEdge, DEFORM</li> <li>○ 5 <math>\mu\text{m}</math></li> </ul>  | <ul style="list-style-type: none"> <li>• Ti-6Al-4V</li> <li>○ tvrdi metal</li> <li>• <math>v_c = 30</math> m/min,<br/><math>a_p = 0,04</math> mm,<br/><math>a_p = 0,06</math> mm,<br/><math>a_p = 0,1</math> mm</li> </ul>                           | <ul style="list-style-type: none"> <li>• JC model materijala</li> <li>○ Coulombov model trenja</li> </ul>   | <ul style="list-style-type: none"> <li>✓ Primjenom ALE i CEL formulacije (Abaqus) su predviđeni precizniji rezultati glavne sile rezanja i posmične sile u odnosu na Lagrangeovu formulaciju (AdvantEdge i DEFORM).</li> </ul>                             |
| <ul style="list-style-type: none"> <li>• Ducobu i dr. / [171]</li> <li>○ 2017</li> <li>• ABAQUS</li> <li>○ 5 <math>\mu\text{m}</math></li> </ul>   | <ul style="list-style-type: none"> <li>• Ti-6Al-4V</li> <li>○ tvrdi metal</li> <li>• <math>v_c = 30</math> m/min,<br/><math>a_p = 0,06</math> mm</li> </ul>  | <ul style="list-style-type: none"> <li>• JC model materijala</li> <li>○ Coulombov model trenja</li> </ul>   | <ul style="list-style-type: none"> <li>✓ Promjenom vrijednosti parametara JC modela materijala, mogu se predvidjeti bolji rezultati glavne i posmične sile rezanja.</li> </ul>   |
| <ul style="list-style-type: none"> <li>• Ducobu i dr. / [172]</li> <li>○ 2017</li> <li>• ABAQUS</li> <li>○ 2,5 <math>\mu\text{m}</math>,<br/>5 <math>\mu\text{m}</math>,<br/>10 <math>\mu\text{m}</math>,<br/>20 <math>\mu\text{m}</math></li> </ul> | <ul style="list-style-type: none"> <li>• Ti-6Al-4V</li> <li>○ tvrdi metal</li> <li>• <math>v_c = 30</math> m/min,<br/><math>a_p = 0,04</math> mm,<br/><math>a_p = 0,06</math> mm,<br/><math>a_p = 0,1</math> mm</li> </ul>                           | <ul style="list-style-type: none"> <li>• JC model materijala</li> <li>○ Coulombov model trenja</li> </ul>   | <ul style="list-style-type: none"> <li>✓ Značajni utjecaj na predviđanje sila rezanja ima veličina elementa u odnosu na orijentaciju elementa. Broj elemenata i veličina elemenata u smjeru okomitom na ravninu rezanja ne utječu na rezultate.</li> </ul> |

|  |  |   |   |
|--|--|---|---|
| <ul style="list-style-type: none"> <li>• <b>Ducobu i dr. / [174]</b></li> <li>○ <b>2017</b></li> <li>• <b>ABAQUS</b></li> <li>○ <b>5 <math>\mu\text{m}</math></b></li> </ul> | <ul style="list-style-type: none"> <li>• Ti-6Al-4V</li> <li>○ tvrdi metal</li> <li>• <math>v_c = 30 \text{ m/min}</math>,<br/><math>a_p = 0,04 \text{ mm}</math>,<br/><math>a_p = 0,06 \text{ mm}</math>,<br/><math>a_p = 0,1 \text{ mm}</math></li> </ul>   | <ul style="list-style-type: none"> <li>• JC model materijala</li> <li>○ Coulombov model trenja</li> </ul>   | <ul style="list-style-type: none"> <li>✓ U pogledu predviđanja sila rezanja, 3D model nije predvidio preciznije rezultate od 2D modela.</li> </ul>        |
| <ul style="list-style-type: none"> <li>• <b>Ducobu i dr. / [122]</b></li> <li>○ <b>2019</b></li> <li>• <b>ABAQUS</b></li> <li>○ <b>5 <math>\mu\text{m}</math></b></li> </ul> | <ul style="list-style-type: none"> <li>• EN AW 2024 T3</li> <li>○ tvrdi metal</li> <li>• <math>v_c = 30 \text{ m/min}</math>,<br/><math>v_c = 60 \text{ m/min}</math>,<br/><math>v_c = 120 \text{ m/min}</math>,<br/><math>a_p = 0,1 \text{ mm}</math>,<br/><math>a_p = 0,2 \text{ mm}</math></li> </ul> | <ul style="list-style-type: none"> <li>• JC model materijala</li> <li>○ Coulombov model trenja</li> <li>• Bao-Wierzbicki kriterij za inicijalno nastajanje OČ energija loma za njeno napredovanje.</li> </ul> | <ul style="list-style-type: none"> <li>✓ Prvi put primijenjen kriterij za inicijalno nastajanje OČ te za njeno napredovanje u CEL formulaciji.</li> </ul> |

## 5. ZAKLJUČAK

Postupci obrade odvajanjem čestica su među najsloženijim proizvodnim procesima za modeliranje i numeričku analizu. Složenost proizlazi iz velikih plastičnih deformacija materijala te iz ekstremnih triboloških uvjeta koji se javljaju na dodiru alata i obratka. Mogućnost preciznog modeliranja i simuliranja postupka obrade odvajanjem čestica ovisi o dostupnosti točnih konstitutivnih modela materijala i modela trenja.

Krajnji cilj modela treba biti predviđanje onih parametara koji su relevantni za značajke proizvoda kao npr. sile rezanja, temperature u zoni rezanja, naprezanja, deformacije u obratku i sl. Numeričke simulacije omogućuju razumijevanje pojava tijekom same obrade, ali i definiranje optimalnih ulaznih parametara s ciljem povećanja produktivnosti, smanjenja troškova i sl. Bez točnih modela, skupa eksperimentalna istraživanja će i dalje dominirati u razvoju procesa. Još uvijek, iako su ulazne varijable nepromijenjene, izlazni parametri se značajno mijenjaju. To ukazuje da postoji nedostatak razumijevanja procesa te mjesto i potreba za unapređenjima modela u numeričkim analizama.

Zbog relativne jednostavnosti modeliranja, ortogonalno rezanje nastavlja dominirati u istraživanjima strojne obrade. Modeliranje ortogonalnog rezanja je samo po sebi složeno obzirom da na izlazne parametre utječu promjene u alatu i obratku, geometrija alata, materijal alata, uvjeti rezanja, sredstvo za hlađenje, ispiranje i podmazivanje, itd. Veza između ulaznih i izlaznih parametara fokus je mnogih istraživanja. Tijekom posljednjih nekoliko desetljeća, interes za numeričkim modeliranjem (npr. metodom konačnih elemenata) izrazito raste. U ovom radu predstavljen je opsežni pregled numeričkog modeliranja strojne obrade. Zahvaljujući naprednim tehnikama, u numeričkim simulacijama jednostavnije je prevladati distorziju mreže. Unatoč i tom napretku, numeričke simulacije još uvijek nisu vjerodostojne obzirom da na rezultate simulacija utječu razni parametri [176]. Prije svega, potrebno je izabrati formulaciju modela (Eulerova, Lagrangeova, ALE ili CEL) 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. Model materijala, model trenja i kriterij za nastajanje odvojene čestice su također i više nego ključni za pravilno modeliranje procesa obrade. Kako je i uočeno u brojnim radovima spomenuti odabiri mogu značajno utjecati na rezultate simulacije obrade.

Također, postoji veliki istraživački nedostatak kada se razmatra numeričko modeliranje obrade odvajanjem čestica uz primjenu sredstava za hlađenje, ispiranje i podmazivanje. Iako se u numeričkim simulacijama uspješno predviđaju sile rezanja, temperature u zoni rezanja i zaostala naprezanja potrebno je smanjiti nesigurnost takvih rezultata. Važno je obuhvatiti više različitih materijala obratka, naprednih geometrija i presvlaka alata. Isto tako, potrebno je upotrijebiti mikrostrukturalne modele obratka s ciljem proučavanja zaostalih naprezanja.

Ovaj rad predstavlja analizu nedavnih istraživanja te glavne pristupe i tehnike koje se koriste u numeričkom modeliranju i simulacijama obrade odvajanjem čestica. Definirani su te detaljno objašnjeni ulazni i izlazni parametri numeričkih modela. Također, uočene su prednosti i nedostaci korištenja ovih metoda i tehnika, kao i problemi koje treba riješiti u području numeričkog modeliranja i simuliranja obrade odvajanjem čestica.

## LITERATURA

- [1] Bil, H.: „Simulation of Orthogonal Metal Cutting by Finite Element Analysis“, diplomski rad, Department of Mechanical Engineering, Middle East Technical University, Turska, 2003.
- [2] Kopac, J.: „Achievements of Sustainable Manufacturing by Machining“, Journal of Achievements in Materials and Manufacturing Engineering. Vol. 34, No. 2, pp. 180–187, 2009.
- [3] Begović, E.: „Analiza uticaja mehaničkih karakteristika čelika na graničnu vrijednost brzine rezanja pri prijelazu iz konvencionalnog u visokobrzinsko područje obrade“, doktorski rad, Proizvodno mašinstvo, Mašinski fakultet Univerziteta u Zenici, Bosna i Hercegovina, 2008.
- [4] Dixit, P.M.; Dixit, U.S.: „Modeling of metal forming and machining processes: by finite element and soft computing methods“, United Kingdom, Springer-Verlag London, 2008.
- [5] Caudill, J. R.: „Enhanced Surface Integrity with Thermally Stable Residual Stress Fields and Nanostructures in Cryogenic Processing of Titanium Alloy Ti-6Al-4V“, doktorski rad, Department of Mechanical Engineering, University of Kentucky, US, 2019.
- [6] Mitrović, A.: „Modeliranje procesa obrade rezanjem“, doktorski rad, Fakultet tehničkih nauka, Srbija, 2016.
- [7] Pevec, D.: „Numeričko modeliranje dinamičkih procesa deformiranja tankih bakrenih limova“, diplomski rad, Fakultet strojarstva i brodogranje, Hrvatska, 2016.
- [8] Proudian, J.: „simulating residual stress in machining; from post process measurement to pre-process predictions, diplomski rad, Production Engineering and Management, The School of Industrial Engineering and Management of KTH Royal Institute of Technology, Švedska, 2012.
- [9] Asatkhov, P.; Outeiro, J. C.: „Metal Cutting Mechanics, Finite Element Modelling“, u Machining, Springer, London, 2008.

- [10] Ozel, T.; Zeren, E.: „Finite element modeling the influence of edge roundness on the stress and temperature fields induced by high-speed machining“, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. Vol. 35, No. 3-4, pp. 255–267, 2007.
- [11] Ducobu, F.; Rivière-Lorphèvre, E.; Filippi, E.: „Numerical contribution to the comprehension of saw-toothed Ti6Al4V chip formation in orthogonal cutting“, *International Journal of Mechanical Sciences*. No. 81, pp. 77–87, 2014.
- [12] Özel, T.; Zeren, E.: „Finite element modeling the influence of edge roundness on the stress and temperature fields induced by high-speed machining“, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. Vol. 35, No. 3-4, pp. 255-267, 2007.
- [13] Zhang, Y.; Outeiro, J.C.; Mabrouki, T.: „On the selection of Johnson-Cook constitutive model parameters for Ti-6Al-4V using three types of numerical models of orthogonal cutting“, *Procedia CIRP*. Vol. 31, pp. 112–117, 2015.
- [14] Ducobu, F.; Rivière-Lorphèvre, E.; Filippi, E.: „Application of the Coupled Eulerian-Lagrangian (CEL) method to the modeling of orthogonal cutting“, *European Journal of Mechanics-A / Solids*. Vol. 59, pp. 58–66, 2016.
- [15] Zhang, L. i dr.: „Coupled Eulerian-Lagrangian finite element method for simulating soil-tool interaction“, *Biosystems Engineering*. Vol. 175, pp. 96-105, 2018.
- [16] Sadeghifar, M. i dr.: „A comprehensive review of finite element modeling of orthogonal machining process: chip formation and surface integrity predictions“, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. Vol. 96, No.9, pp. 3747-3791, 2018.
- [17] Constantin, C. i dr.: „FEM tools for cutting process modelling and simulation“. *Scientific Bulletin, Series D: Mechanical Engineering*. Vol. 74, No.4, pp. 149-162, 2012.
- [18] Movahhedy, M.; Gadala, M.S.; Altintas, Y.: „Simulation of the orthogonal metal cutting process using an arbitrary Lagrangian-Eulerian finite-element method“, *Journal of materials processing technology*. Vol. 103, No. 2, pp. 267–275, 2010.
- [19] Jomaa, W.: „Contributions to understanding the high speed machining effects on aeronautic part surface integrity“, doktorski rad, École de technologie supérieure, Kanada, 2015.

- [20] Daoud, M.: „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.
- [21] Bajić, D.: Tehnologija 2, predavanja, FESB, Split, 2020.
- [22] Malea, C.I.; Nitu, E.L.; Iordache, M.D.: „A brief review of numerical simulation in process machining“, U IOP Conference Series: Materials Science and Engineering, Vol. 1009, No. 1, p. 012035, 2021.
- [23] Klocke, F. i dr.: „FE-simulation of the cutting process under consideration of cutting fluid“, Procedia CIRP 58, pp. 341-346, 2017.
- [24] Saez-de-Buruaga i dr.: „A coupled Eulerian Lagrangian model to predict fundamental process variables and wear rate on ferrite-pearlite steels“, Procedia CIRP 58. pp. 251-256, 2017.
- [25] Peng, B. i dr.: „An advanced FE-modeling approach to improve the prediction in machining difficult-to-cut material“, The International Journal of Advanced Manufacturing Technology. Vol. 103, No.5, pp. 2183-2196, 2019.
- [26] Bergs, T.; Hardt, M.; Schraknepper, D.: „Determination of Johnson-Cook material model parameters for AISI 1045 from orthogonal cutting tests using the Downhill-Simplex algorithm“, Procedia Manufacturing 48. pp. 541-552, 2020.
- [27] Vovk, A.; Sölter, J.; Karpuschewski, B.: „Finite element simulations of the material loads and residual stresses in milling utilizing the CEL method“, Procedia CIRP 87. pp. 539-544, 2020.
- [28] Al-Zkeri, I. i dr.: „Optimization of the cutting edge geometry of coated carbide tools in dry turning of steels using a finite element analysis“, Machining Science and Technology. Vol. 13, No. 1, pp. 36–51, 2009.
- [29] Arrazola, P.J., Ozel, T.: „Investigations on the effects of friction modeling in finite element simulation of machining“, International journal of mechanical sciences. Vol. 52, No. 1, pp. 31-42, 2010.
- [30] Akbar, F.; Mativenga, P.T.; Sheikh, M.A.: „An experimental and coupled thermo-mechanical finite element study of heat partition effects in machining“, The International Journal of Advanced Manufacturing Technology. Vol. 46, No. 5, pp. 491-507, 2010.



- [31] Ducobu, F.; Rivière-Lorphèvre, E.; Filippi, E.: „Experimental contribution to the study of the Ti6Al4V chip formation in orthogonal cutting on a milling machine“, *International Journal of Material Forming*, Vol. 8, No. 3, pp. 455-468, 2015.
- [32] Johnson, G.R.; Cook, W.H.: „A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates and high temperatures“, *Proceedings of the 7th International Symposium on Ballistics*, Nizozemska, Vol. 21, pp. 541–547, 1983.
- [33] Zerilli, F.J.; Armstrong, R.W.: „Dislocation-mechanics-based constitutive relations for material dynamics calculations“, *Journal of applied physics*. Vol. 61, No. 5, pp. 1816–1825, 1987.
- [34] Jiang, F. i dr.: „Al7050-T7451 turning simulation based on the modified power-law material model“, *The International journal of advanced manufacturing technology*. Vol. 48, No. 9-12, pp. 871-880, 2010.
- [35] Ozel, T. i dr.: „3D finite element modelling of chip formation process for machining Inconel 718: comparison of FE software predictions“, *Machining Science and Technology*. Vol. 15, No. 1, pp. 21-46, 2011.
- [36] Kugalur-Palanisamy, N. i dr.: „Comparison of Johnson-Cook and modified Johnson-Cook material constitutive models and their influence on finite element modelling of Ti6Al4V orthogonal cutting process“, *U AIP Conference Proceedings*, Vol. 2113, No. 1, p. 080009, 2011.
- [37] Kugalur-Palanisamy, N., i dr.: „Influence of the Choice of the Parameters on Constitutive Models and their Effects on the Results of Ti6Al4V Orthogonal Cutting Simulation“, *Procedia Manufacturing*, 47, pp.458-465, 2020.
- [38] Gurusamy, M.M.; Rao, B.C.: „On the performance of modified Zerilli-Armstrong constitutive model in simulating the metal-cutting process“, *Journal of Manufacturing Processes*, Vol. 28, pp. 253-265, 2017.
- [39] Paturi, U.M.R.; Narala, S.K.R.; Pundir, R.S.: „Constitutive flow stress formulation, model validation and FE cutting simulation for AA7075-T6 aluminum alloy“, *Materials Science and Engineering: A*. Vol. 605, pp. 176-185, 2014.
- [40] Bil, H.; Kılıç, S.E.; Tekkaya, A.E.: „A comparison of orthogonal cutting data from experiments with three different finite element models“, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. Vol. 44, No. 9, pp. 933-944, 2004.

- [41] Puls, H.; Klocke, F.; Lung, D.: „Experimental investigation on friction under metal cutting conditions“, *Wear*, Vol. 310, No. 1-2, pp. 63-71, 2014.
- [42] Harzallah, M. i dr.: „Thermomechanical coupling investigation in Ti-6Al-4V orthogonal cutting: Experimental and numerical confrontation“, *International Journal of Mechanical Sciences*. Vol. 169, p.105322, 2020.
- [43] Pervaiz, S.: „Numerical and experimental investigations of the machinability of Ti6Al4V“, doktorski rad, Department of Production Engineering, KTH Royal Institute of Technology, Stockholm, Švedska, 2015.
- [44] Shet, C.; Deng, X.: „Residual stresses and strains in orthogonal metal cutting“, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. Vol. 43, No. 6, pp. 573-587, 2003.
- [45] Nedić, B.; Lazić, M.: *Proizvodne tehnologije, predavanja*, Mašinski fakultet Kragujevac, 2007.
- [46] Munjas, N.: „Računalna termoplastičnost u uvjetima velikih deformacija temeljena na višerazinskim metodama“, doktorski rad, Tehnički fakultet, Rijeka, Hrvatska, 2015.
- [47] Taylor, G.I.; Quinney, H.: „The latent energy remaining in a metal after cold working“, *Proceedings of the Royal Society of London A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences*. Vol. 143, No. 849, pp. 307-326, 1934.
- [48] Håkansson, P.; Wallin, M.; Ristinmaa, M.: „Prediction of stored energy in polycrystalline materials during cyclic loading“, *International Journal of Solids and Structures*. Vol. 45, No. 6, pp. 1570-1586, 2008.
- [49] ABAQUS, s Interneta, 12. velječa 2021. <https://abaqus-docs.mit.edu/2017/English/SIMACAEANLRefMap/simaanl-c-couptempdisp.htm#simaanl-c-couptempdisp-heatfraction>
- [50] Moussa, N.B.; Sidhom, H.; Braham, C.: „Numerical and experimental analysis of residual stress and plastic strain distributions in machined stainless steel“, *International Journal of Mechanical Sciences*, Vol. 64, No. 1, pp. 82–93, 2012.
- [51] Coelho, R.T.; Ng, E.G.; Elbestawi, M.A.: „Tool wear when turning hardened AISI 4340 with coated PCBN tools using finishing cutting conditions“, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. Vol. 47, No. 2, pp. 263–272, 2007.

- [52] Jawahir, I. S. i dr.: „Cryogenic manufacturing processes“, CIRP annals, Vol. 65, No. 2, pp. 713-736, 2016.
- [53] Sharif, M. N.; Pervaiz, S.; Deiab, I.: „Potential of alternative lubrication strategies for metal cutting processes: a review“, The International Journal of Advanced Manufacturing Technology. Vol. 89, pp. 2447–2479, 2016.
- [54] Krolczyk, G.M. i dr.: „Ecological trends in machining as a key factor in sustainable production—a review“, Journal of Cleaner Production. Vol. 218, pp. 601-615, 2019.
- [55] Saidi, M. H.; Valipour, M. S.: „Experimental modeling of vortex tube refrigerator“, Applied Thermal Engineering. vol. 23, no. 15, pp. 1971–1980, 2003.
- [56] Celent, L.; Jozić, S.; Bajić, D.: "Effect of cooling with cold compressed air using vortex tube on tool performance in milling process", Computer integrated manufacturing and high speed machining, pp. 87–92, 2013.
- [57] Nandy, A. K.; Gowrishankar, M. C.; Paul, S.: "Some studies on high-pressure cooling in turning of Ti-6Al-4V", International Journal of Machine Tools and Manufacture. Vol. 49, No. 2, pp. 182–198, 2009.
- [58] Sarma, D. K.; Dixit, U. S.: "A comparison of dry and air-cooled turning of grey cast iron with mixed oxide ceramic tool", Journal of Materials Processing Technology. Vol. 190, No. 1–3, pp. 160–172, 2007.
- [59] Boswell, B.; Islam, M. N.: "Feasibility Study of Adopting Minimal Quantities of Lubrication for End Milling Aluminium", Proceedings of the World Congress on Engineering. Vol. 229, pp. 713–724, 2013.
- [60] Ginting, Y. R.; Boswell, B.; Biswas, W. K.; Islam, M. N.: "Environmental Generation of Cold Air for Machining", Procedia CIRP 40, pp. 649–653, 2016.
- [61] Wu, H.Y.: „Computer simulation of single-point diamond turning using finite element method“, Journal of Materials Processing Technology, Vol. 167, No. 2-3, pp. 549-554, 2005.
- [62] Ee, K.C.; Dillon Jr, O.W.; Jawahir, I.S.: „Finite element modeling of residual stresses in machining induced by cutting using a tool with finite edge radius“, International journal of mechanical sciences, Vol. 47, No. 10, pp. 1611-1628, 2005.

- [63] Guo, Y.B., Liu, C.R.: „FEM analysis of mechanical state on sequentially machined surfaces“, *Machining Science and Technology*. Vol. 6, pp. 21–41, 2002.
- [64] Hall, S. i dr.: „Computational and experimental investigation of cutting tool geometry in machining titanium Ti-6Al-4V“, *Procedia CIRP* 86, pp. 139-144, 2019.
- [65] Ramesh, A. i dr.: „Finite element modelling of orthogonal machining of hard to machine materials“, *International Journal of Machining and Machinability of Materials*. Vol. 17, No. 6, pp. 543-568, 2015.
- [66] Saleem, W. i dr.: „Numerical investigations of optimum turning parameters—AA2024-T351 aluminum alloy“, *Machining Science and Technology*, Vol. 20, No. 4, pp. 634-654, 2016.
- [67] Munoz, R. E.: *Finite Element Modelling (Including Material Grain Refinement Prediction) when Turning Advanced Aerospace Alloys*, doktorski rad, School of Mechanical Engineering, The University of Birmingham, Ujedinjeno Kraljevstvo, 2014.
- [68] Cockroft, M. G.; Latham, D. J.: „Ductility and workability of metals“, *Journal of the Institute of Metals.*, Vol. 96, pp. 33–39, 1968.
- [69] Wang, K.: „Calibration of the johnson-cook failure parameters as the chip separation criterion in the modelling of the orthogonal metal cutting process“, diplomski rad, School of Graduate Studies, Kanada, 2016.
- [70] Pandža, V.: „Numeričko i eksperimentalno modeliranje mehanizama termoplastičnosti i oštećenja u nodularnom lijevu“, diplomski rad, Zavodu za tehničku mehaniku, Fakultet strojarstva i brodogradnje, Hrvatska, 2015.
- [71] Dimopoulos, C. i dr.: „Combination of an Improved 3D Geometry and Coupled Eulerian-Lagrangian Formulation for Turning Simulation“, *U Materials Science Forum*, Trans Tech Publications Ltd. Vol. 994, pp. 240-247, 2020.
- [72] Bil, H.; Kılıc, S.E.; Tekkaya, A.E.: „A comparison of orthogonal cutting data from experiments with three different finite element models“, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 44, pp. 933–944, 2004.
- [73] Filice, L. i dr.: „A critical analysis on the friction modeling in orthogonal machining“, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. Vol. 47, pp. 709–714, 2007.

- [74] Binder, M.; Klocke, F.; Döbbeler, B.: „An advanced numerical approach on tool wear simulation for tool and process design in metal cutting“, *Simulation modelling practice and theory*, Vol. 70, pp. 65-82, 2017.
- [75] Preś, P.; Skoczyński, W.; Jaśkiewicz, K.: „Research and modeling workpiece edge formation process during orthogonal cutting“, *Archives of civil and mechanical engineering*, Vol. 14, pp. 622-635, 2014.
- [76] Asad, M., i dr.: “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*, Vol. 227, No 1, pp. 75-83, 2013.
- [77] Umbrello, D.; Caruso, S.; Imbrogno, S.: „Finite element modelling of microstructural changes in dry and cryogenic machining AISI 52100 steel“, *Materials Science and Technology*, Vol. 32, No. 11, pp. 1062-1070, 2016.
- [78] Wu, H. i dr.: „CEL FEM investigation of effects of microgrooved cutting tools in high speed machining of AISI 1045 steel“, *12th International Manufacturing Science and Engineering Conference collocated with the JSME/ASME 2017 6th International Conference on Materials and Processing*, American Society of Mechanical Engineers Digital Collection, 2017.
- [79] Agmell, M. i dr.: „Investigation of mechanical and thermal loads in pcBN tooling during machining of Inconel 718“, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Vol. 107, Np. 3, pp. 1451-1462, 2020.
- [80] Pan, Z. i dr.: „Prediction of machining-induced phase transformation and grain growth of Ti-6Al-4 V alloy“, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Vol. 87, No. 1, pp. 859-866, 2016.
- [81] Daoud, M.; Chatelain, J.F.; Bouzid, A.: „Effect of rake angle on Johnson-Cook material constants and their impact on cutting process parameters of Al2024-T3 alloy machining simulation“, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. Vol. 81, No. 9, pp. 1987-1997, 2015.
- [82] Daoud, M.; Chatelain, J.F.; Bouzid, A.: „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*. Vol. 122, pp. 392-404, 2017.
- [83] Li, R.; Shih, A.J.: „Finite element modeling of 3D turning of titanium“, *International Mechanical Engineering Congress and Exposition*. Vol. 47136, pp. 825-833, 2004.
- [84] Tzotzis, A. i dr.: „FEM based mathematical modelling of thrust force during drilling of Al7075-T6“, *Mechanics & Industry*. Vol. 21, No. 4, p. 415, 2020.
- [85] Parihar, R.S.; Sahu, R.K.; Srinivasu, G.: „Finite element analysis of cutting forces generated in turning process using deform 3D software“, *Materials Today: Proceedings*. Vol. 4, No. 8, pp. 8432-8438, 2017.
- [86] Özel, T. i dr.: „Investigations on the effects of multi-layered coated inserts in machining Ti–6Al–4V alloy with experiments and finite element simulations“, *CIRP annals*, Vol. 59, No. 1, pp. 77-82, 2010.
- [87] Korkmaz, M.E.; Günay, M.: „Finite element modelling of cutting forces and power consumption in turning of AISI 420 martensitic stainless steel“, *Arabian Journal for Science and Engineering*. Vol. 43, No. 9, pp. 4863-4870, 2018.
- [88] Preś, P.; Skoczyński, W.; Jaśkiewicz, K.: „Research and modeling workpiece edge formation process during orthogonal cutting“, *Archives of civil and mechanical engineering*. Vol. 14, pp. 622-635, 2014
- [89] Benhassine, M. i dr.: „Finite-element simulations of Al7075-T6 orthogonal cutting: Effect of part geometry and mesh on chip morphology and formation mechanism“, *U AIP Conference Proceedings*, Vol. 2113, No. 1, p. 080003, 2019.
- [90] Davim, J.P. i dr.: „Finite element simulation and experimental analysis of orthogonal cutting of an aluminium alloy using polycrystalline diamond tools“, *International Journal of Materials and Product Technology*, Vol. 37, No. 1-2, pp. 46-59, 2010.
- [91] Daoud, M. i dr.: „A machining-based methodology to identify material constitutive law for finite element simulation“, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Vol. 77, No. 9-12, pp. 2019-2033, 2015.
- [92] Mabrouki, T. i dr.: Numerical and experimental study of dry cutting for an aeronautic aluminium alloy (A2024-T351)“, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. Vol. 48, No. 11, pp. 1187-1197, 2008.

- [93] Laakso, S.V.A.: „Development of Material Models and Acquisition of Model Parameters for Metal Cutting Simulations“, doktorski rad, School of engineering, Aalto University, Finska, 2015.
- [94] Laakso, S.V.; Niemi, E.: „Using FEM simulations of cutting for evaluating the performance of different Johnson-Cook parameter sets acquired with inverse methods“, *Robotics and Computer-Integrated Manufacturing*. Vol. 47, pp. 95-101, 2017.
- [95] Laakso, S.V.A.; Niemi, E.: „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*. Vol. 230, No. 2, pp. 241-253, 2016.
- [96] Ducobu, F.; Rivière-Lorphèvre, E.; Filippi, E.: „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*. Vol. 107, pp. 136-149, 2016.
- [97] Ducobu, F. i dr.: „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*. pp. 1-14, 2020.
- [98] Ebrahimi, S.M.; Araee, A.; Hadad, M.: „Investigation of the effects of constitutive law on numerical analysis of turning processes to predict the chip morphology, tool temperature, and cutting force“, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Vol. 105, No. 10, pp. 4245-4264, 2019.
- [99] Jomaa, W.; Songmene, V.; Bocher, P.: „An hybrid approach based on machining and dynamic tests data for the identification of material constitutive equations“, *Journal of Materials Engineering and Performance*. Vol. 25, No. 3, pp. 1010-1027, 2016.
- [100] Ismail, A.I.; Tajalla, G.U.N.: „November. Machining Simulation of Ti-6Al-4V Alloy Using Finite Element Method (FEM)“, *6th International Conference on Electric Vehicular Technology (ICEVT)*, pp. 119-123, 2019.
- [101] Bonnet, C. i dr.: „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*, Vol. 1, No. 2, pp. 114-118, 2008.

- [102] Haglund, A.J.; Kishawy, H.A.; Rogers, R.J.: „An exploration of friction models for the chip–tool interface using an Arbitrary Lagrangian–Eulerian finite element model“, *Wea.* Vol. 265, No. 3-4, pp. 452-460, 2008.
- [103] Chouksey, A. i dr.: „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.* Vol. 5, No. 6, pp. 647-652, 2017.
- [104] Parida, A.K.; Rao, P.V.; Ghosh, S.: „Influence of cutting speed and nose radius in the machining of Al-6061: FEM and experimental validation“, *Materials Today: Proceedings* 27, pp.2569-2573, 2020.
- [105] Qasim, A. i dr.: „Optimization of process parameters for machining of AISI-1045 steel using Taguchi design and ANOVA“, *Simulation Modelling Practice and Theory,* Vol. 59, pp.36-51, 2015.
- [106] Leksycki, K. i dr.: „Cutting Forces and Chip Shaping When Finish Turning of 17-4 PH Stainless Steel under Dry, Wet, and MQL Machining Conditions“, *Metals,* Vol. 10, No. 9, p. 1187, 2020.
- [107] Kaynak, Y.; Gharibi, A.; Ozkutuk, M.: „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,* Vol. 94, No. 1, pp. 1411-1428, 2018.
- [108] Davoudinejad, A. i dr.: „Finite element simulation and validation of chip formation and cutting forces in dry and cryogenic cutting of Ti–6Al–4V“, *Procedia manufacturing.* Vol. 1, pp. 728-739, 2015.
- [109] Liu, Y. i dr.: „Numerical and experimental investigation of tool geometry effect on residual stresses in orthogonal machining of Inconel 718“, *Simulation Modelling Practice and Theory.* Vol. 106, p. 102187, 2021.
- [110] Haddag, B. i dr.: “Dry machining aeronautical aluminum alloy AA2024-T351: Analysis of cutting forces, chip segmentation and built-up edge formation. *Metals,* Vol. 6, No. 9, p. 197, 2016.



- [111] Rosli, A.M., i dr.: „Bold Approach in Finite Element Simulation on Minimum Quantity Lubrication Effect during Machining. Journal of Modern Manufacturing Systems and Technology. Vol. 2, pp. 33-41, 2019.
- [112] Vaziri, M.R.; Salimi, M.; Mashayekhi, M.: „Evaluation of chip formation simulation models for material separation in the presence of damage models“, Simulation Modelling Practice and Theory. Vol. 19, No. 2, pp. 718-733, 2011.
- [113] Borsos, B. i dr.: „Two-dimensional finite element analysis of turning processes“, Periodica Polytechnica Mechanical Engineering. Vol. 61, No. 1, pp. 44-54, 2017.
- [114] Yaich, M. i dr.: „A 2D finite element analysis of the effect of numerical parameters on the reliability of Ti6Al4V machining modeling“, Machining Science and Technology. Vol. 24, No. 4, pp. 509-543, 2020.
- [115] Outeiro, J.C., i dr.: „Machining residual stresses in AISI 316L steel and their correlation with the cutting parameters“, Machining Science and Technology. Vol. 6, No 2, pp. 251-270, 2002.
- [116] Sahib, B.S.; Nassrullah, K.S.: „Experimental and Numerical Investigation of Temperature Distribution in the Cutting Zone with Different Coated Tools in Orthogonal Turning Operations“, U IOP Conference Series: Materials Science and Engineering. Vol. 671, No. 1, p. 012016, 2020.
- [117] Uzun, İ.; Aslantas, K.: „Numerical simulation of orthogonal machining process using multilayer and single-layer coated tools“, The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, Vol. 54, No. 9-12, pp. 899-910, 2011.
- [118] Parida, A.K.; Rao, P.V.; Ghosh, S.: „Numerical analysis and experimental investigation in the machining of AISI 316 steel“, Sādhanā. Vol. 45, No. 1, pp. 1-11, 2020.
- [119] Tang, L.; Huang, J.; Xie, L.: „Finite element modeling and simulation in dry hard orthogonal cutting AISI D2 tool steel with CBN cutting tool“, The International Journal of Advanced Manufacturing Technology. Vol. 53, No. 9-12, pp. 1167-1181, 2011.
- [120] Maranhao, C. i dr.: „FEM machining analysis: influence of rake angle in cutting of aluminium alloys using Polycrystalline Diamond cutting tools“, International Journal of Materials and Product Technology. Vol. 37, No. 1-2, pp. 199-213, 2010.

- [121] Barge, M. i dr.: „Numerical modelling of orthogonal cutting: influence of numerical parameters“, *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 164, pp. 1148-1153, 2005.
- [122] Ducobu, F. i dr.: „Coupled Eulerian-Lagrangian (CEL) simulation for modelling of chip formation in AA2024-T3“, *Procedia CIRP* 82, pp. 142-147, 2019.
- [123] Haddag, B.: „Analysis of the heat transfer at the tool–workpiece interface in machining: determination of heat generation and heat transfer coefficients“, *Heat and Mass Transfer*. Vol. 51, No. 10, pp. 1355-1370, 2015.
- [124] Courbon, C. i dr.: „Investigation of machining performance in high pressure jet assisted turning of Inconel 718: A numerical model“, *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 211, No. 11, pp. 1834-1851, 2011.
- [125] Banerjee, N.; Sharma, A.: „Development of a friction model and its application in finite element analysis of minimum quantity lubrication machining of Ti-6Al-4 V“, *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 238, pp. 181-194, 2016.
- [126] Kanellos, P.; Karkalos, N.E.; Markopoulos, A.P.: „Numerical Simulation of Machining Using a Coupled FEM-CFD Approach“, *Procedia Manufacturing* 41, pp.795-802, 2019.
- [127] Hegab, H.: „A model for machining with nano-additives based minimum quantity lubrication“, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Vol. 102, No. 5, pp. 2013-2028, 2019.
- [128] Caudill, J.; Schoop, J.; Jawahir, I.S.: „Numerical modeling of cutting forces and temperature distribution in high speed cryogenic and flood-cooled milling of Ti-6Al-4V“, *Procedia CIRP* 82, pp. 83-88, 2019.
- [129] Agmell, M. i dr.: „Development of a simulation model to study tool loads in pcBN when machining AISI 316L“, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Vol. 96, No. 5, pp. 2853-2865, 2018.
- [130] Jiao, L.: „Modelling and analysis for the temperature field of the machined surface in the face milling of aluminium alloy“, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. Vol. 81, No. 9, pp. 1797-1808, 2015.
- [131] Pervaiz, S.: „A numerical and experimental study to investigate convective heat transfer and associated cutting temperature distribution in single point turning“, *The*

- International Journal of Advanced Manufacturing Technology. Vol. 94, No. 1, pp. 897-910, 2018.
- [132]Capello, E.: „Residual stresses in turning: Part I: Influence of process parameters“, Journal of materials processing technology. Vol. 160, No. 2, pp. 221-228, 2005.
- [133]El-Axir, M. H.: „A method of modeling residual stress distribution in turning for different materials“, International Journal of Machine Tools and Manufacture. Vol. 42, No. 9, pp. 1055-1063, 2002.
- [134]Guo, Y. B.; Liu, C.R.: „FEM analysis of mechanical state on sequentially machined surface“, Machining Science and Technology. Vol.6, pp. 21-41, 2002.
- [135]Umbrello, D.; M’saoubi, R.; Outeiro, J.C.: „The influence of Johnson–Cook material constants on finite element simulation of machining of AISI 316L steel“, International Journal of Machine Tools and Manufacture. Vol. 47, No. 3-4, pp. 462-470, 2007.
- [136]Wang, S.Y. i dr.: „FEM simulation of the residual stress in the machined surface layer for high-speed machining“, U Key Engineering Materials, Trans Tech Publications Ltd., Vol. 315, pp. 140-144, 2006.
- [137]Miguélez, M.H. i dr.: „Residual stresses in orthogonal cutting of metals: the effect of thermomechanical coupling parameters and of friction“, Journal of thermal stresses. Vol. 32, No. 3, pp. 269-289, 2009.
- [138]Zhou, Y.: „FEM simulation-based cutting parameters optimization in machining aluminum-silicon piston alloy ZL109 with PCD tool“, Journal of Mechanical Science and Technology. Vol. 33, No. 7, pp. 3457-3465, 2019.
- [139]Torrano, I. i dr.: Prediction of residual stresses in turning of Inconel 718, Trans Tech Publications Ltd., Vol. 223, pp. 421-430, 2011.
- [140]Nasr, M.N.; Ng, E.G.; Elbestawi, M.A.: „A modified time-efficient FE approach for predicting machining-induced residual stresses“, Finite Elements in Analysis and Design. Vol. 44, No.4, pp.149-161, 2008.
- [141]Moussa, N.B.; Sidhom, H.; Braham, C.: „Numerical and experimental analysis of residual stress and plastic strain distributions in machined stainless steel“, International Journal of Mechanical Sciences. Vol. 64, No. 1, pp. 82-93, 2012.

- [142] Schulze, V.: „Investigation of surface near residual stress states after micro-cutting by finite element simulation“, *CIRP annals*. Vol. 59, No. 1, pp. 117-120, 2010.
- [143] Mohammadpour, M.; Razfar, M.R.; Saffar, R.J.: „Numerical investigating the effect of machining parameters on residual stresses in orthogonal cutting“, *Simulation modelling practice and theory*, Vol. 18, No. 3, pp. 378-389, 2010.
- [144] Outeiro, J.C. i dr.: „Evaluation of present numerical models for predicting metal cutting performance and residual stresses“, *Machining Science and Technology*. Vol. 19, No. 2, pp. 183-216, 2015.
- [145] Outeiro, J.C. i dr.: „Some observations on comparing the modelled and measured residual stresses on the machined surface induced by orthogonal cutting of AISI 316L steel“, *U 9th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations*, University of Ljubljana, Faculty of Mechanical Engineering, pp. 475–481, 2006.
- [146] Pu, Z. i dr.: „Finite element simulation of residual stresses in cryogenic machining of AZ31B Mg alloy“, *Procedia CIRP*, 13, pp. 282-287, 2014.
- [147] Nasr, M.N.: „Effects of sequential cuts on residual stresses when orthogonal cutting steel AISI 1045“, *Procedia CIRP* 31, pp. 118-123, 2015.
- [148] Muñoz-Sánchez, A. i dr.: „Numerical analysis of the tool wear effect in the machining induced residual stresses“, *Simulation Modelling Practice and Theory*. Vol. 19, No. 2, pp. 872-886, 2011.
- [149] Liang, S.Y.; Su, J.C.: „Residual stress modeling in orthogonal machining“, *CIRP annals*, Vol.56, No. 1, pp. 65-68, 2007.
- [150] Desai, A. i dr.: „Numerical evaluation of residual stresses induced during metal cutting“, *Materials Today: Proceedings*. Vol. 5, No. 11, pp. 25501-25508, 2018.
- [151] Ozel, T.: „Numerical modelling of meso-scale finish machining with finite edge radius tools“, *International Journal of Machining and Machinability of Materials*. Vol 2, No. 3-4, pp. 451-468, 2007.
- [152] Kalhori, V.: „Modelling and simulation of mechanical cutting“, doktorski rad, Luleå tekniska universitet, Švedska, 2001.

- [153] Elsheikh, A.H. i dr.: „Effect of cutting parameters on surface residual stresses in dry turning of AISI 1035 alloy“, *Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering*, Vol. 41 No. 8, pp.1-12, 2019.
- [154] Abboud, E i dr.: „Finite element-based modeling of machining-induced residual stresses in Ti-6Al-4 V under finish turning conditions“, *Procedia Cirp* 8, pp. 63-68, 2013.
- [155] Outeiro, J.C.; Umbrello, D.; M'saoubi, R.: „Experimental and numerical modelling of the residual stresses induced in orthogonal cutting of AISI 316L steel“, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. Vol. 46, No. 14, pp. 1786-1794, 2006.
- [156] Caruso, S. i dr.: „Modeling and experimental validation of the surface residual stresses induced by hard machining of AISI H13 tool steel“, *International journal of material forming*, Vol. 3, No. 1, pp. 515-518, 2010.
- [157] Marimuthu, P. i Kumar, C.: „Finite element modelling to predict machining induced residual stresses in the end milling of hard to machine Ti6Al4V alloy“ *Periodicals of Engineering and natural sciences*, Vol. 7, No.1, pp.1-11, 2019.
- [158] Simoneau, A.; Ng, E.; Elbestawi, M.A.: „Grain size and orientation effects when microcutting AISI 1045 steel“, *CIRP annals*, Vol. 56, No. 1, pp. 57-60, 2007.
- [159] Ljustina, G.; Larsson, R.; Fagerström, M.: „A FE based machining simulation methodology accounting for cast iron microstructure“, *Finite elements in analysis and design*, Vol. 80, pp. 1-10, 2014.
- [160] Abouridouane, M. i dr.: „A new 3D multiphase FE model for micro cutting ferritic–pearlitic carbon steels“, *CIRP annals*, Vol. 61, No. 1, pp. 71-74, 2012.
- [161] Abouridouane, M. i dr.: „Microstructure-based FEM simulation of metal cutting“, *Procedia CIRP* 58, pp. 85-90, 2017.
- [162] Zheng, M. i dr.: „Analysis on the effect of phase boundary in meso-cutting of AISI1045 based on the microstructure-level simulation“, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. Vol. 90, No. 9, pp. 3229-3238, 2017.
- [163] He, Y. i dr.: „Numerical study of microstructural effects on chip formation in high speed cutting of ductile iron with discrete element method“, *Journal of Materials Processing Technology*. Vol. 249, pp. 291-301, 2017.

- [164] Shang, T.Y., i dr.: „Simulation of meso-scale machining of AISI1045 based on multiphase model“, In Materials Science Forum, Trans Tech Publications Ltd. Vol. 836, pp. 374-380, 2016.
- [165] Xie, L. i dr.: „Comparative investigation on microstructure-based modelling for the orthogonal cutting of AISI1045“, The International Journal of Advanced Manufacturing Technology. Vol. 88, No. 1-4, pp. 603-611, 2017.
- [166] Abdelhafeez, A.M. i dr.: „A coupled Eulerian Lagrangian finite element model of drilling titanium and aluminium alloys“, SAE International Journal of Aerospace, Vol. 9, pp. 198-207, 2016.
- [167] Afsharhanaei, A.; Parenti, P.; Annoni, M.: „Coupled Eulerian-Lagrangian technique for microcutting FE-modelling of AISI1045 steel“, International Journal of Machining and Machinability of Materials. Vol. 21, No. 3, pp. 169-186, 2019.
- [168] Berezvai, S. i dr.: „Numerical and experimental investigation of contact length during orthogonal cutting“, Materials Today: Proceedings 12, pp. 329-334, 2019.
- [169] Gao, Y.; Ko, J.H.; Lee, H.P.: „3D coupled Eulerian-Lagrangian finite element analysis of end milling“, The International Journal of Advanced Manufacturing Technology. Vol. 98, No. 1, pp. 849-857, 2018.
- [170] Gao, Y.; Ko, J.H.; Lee, H.P.: „Meso-scale tool breakage prediction based on finite element stress analysis for shoulder milling of hardened steel“, Journal of Manufacturing Processes, 55, pp. 31-40, 2020.
- [171] Ducobu, F.; Rivière-Lorphèvre, E.; Filippi, E.: „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. Vol. 122, pp. 143-155, 2017.
- [172] Ducobu, F.; Rivière-Lorphèvre, E.; Filippi, E.: „Mesh influence in orthogonal cutting modelling with the Coupled Eulerian-Lagrangian (CEL) method“, European Journal of Mechanics-A/Solids. Vol. 65, pp. 324-335, 2017.
- [173] Shuang, F.; Chen, X.; Ma, W.: „Numerical analysis of chip formation mechanisms in orthogonal cutting of Ti6Al4V alloy based on a CEL model“, International Journal of Material Forming. Vol. 11, No. 2, pp. 185-198, 2018.

- [174] Ducobu, F.; Rivière-Lorphèvre, E.; Filippi, E.: „Finite element modelling of 3D orthogonal cutting experimental tests with the Coupled Eulerian-Lagrangian (CEL) formulation“, *Finite Elements in Analysis and Design*. Vol. 134, pp. 27-40, 2017.
- [175] Abouridouane, M. i dr.: „Microstructure-based approach to predict the machinability of the ferritic-pearlitic steel C60 by cutting operations“, *Procedia CIRP* 82, pp. 107-112, 2019.
- [176] Arrazola, P.J. i dr.: „Recent advances in modelling of metal machining processes“, *Cirp Annals*, Vol. 62, No. 2, pp.695-718, 2013.

## SAŽETAK

U području obrade odvajanjem čestica, upotreba numeričkih metoda je postala sve češća pojava jer omogućuje preciznije rezultate za optimizaciju tehnoloških parametara i geometrije rezne oštrice alata u odnosu na konvencionalne analitičke i empirijske metode. Isto tako, rezultati skupih i dugotrajnih eksperimentalnih istraživanja značajno ovise o kalibraciji opreme i uređaja. U posljednjih nekoliko desetljeća istraživanja su se fokusirala na primjenu metode konačnih elemenata u modeliranju obrade odvajanjem čestica. Također, većina radova u simulacijama obrade primjenjuje model ortogonalnog rezanja. Međutim, modeliranje ortogonalnog rezanja i dalje je otvorena tema jer još uvijek sve fizičke pojave u području rezanja nisu u potpunosti razjašnjene. U prvom dijelu ovog istraživačkog rada su detaljno objašnjene osnove modeliranja obrade odvajanjem čestica u softverima koji se baziraju na MKE. Uočeno je da se s ciljem opisivanja ponašanja duktilnih materijala, Johnson-Cookov model materijala, Johnson-Cookov model za opisivanje oštećenja u materijalu (kriterij za nastajanje odvojene čestice) te Columbov model trenja najčešće primjenjuju u istraživačkim radovima. U drugom dijelu su prikazani rezultati dosadašnjih istraživanja s fokusom na numerička predviđanja sila rezanja, predviđanja temperatura u zoni rezanja te predviđanja zaostalih naprezanja. Također, zbog uočenog potencijala spregnute Euler-Lagrangeove formulacije, u zasebnom poglavlju su detaljno prikazani radovi koji su primijenili istu. Iako se numeričkim simulacijama može smanjiti skupa eksperimentalna istraživanja, simulacija obrade je izazovni zadatak obzirom da utjecaj mnogo faktora još u potpunosti nije jasan i / ili nije jednostavno simulirati.



## POPIS OZNAKA

### Oznaka Opis

|                     |  |
|---------------------|--|
| $A$                 | granica tečenja pri referentnoj temperaturi i referentnoj brzini deformacije za Johnson-Cook model materijala      |
| $a_p$               | dubina rezanja   |
| $B$                 | parametar koji opisuju očvršćivanje materijala uslijed plastičnih deformacija u Johnson-Cookovom modelu materijala |
| $C$                 | konstanta brzine deformacije u Johnson-Cookovom modelu materijala  |
| $C_i$               | $i=1,2,\dots,5$ ; parametri Zerilli-Amstrong modela materijala   |
| $c_i$               | $i=1,2,\dots,5$ ; parametri eksponencijalno očvršćujućeg modela materijala   |
| $c_p$               | specifični toplinski kapacitet   |
| $D_i$               | $i=1,2,\dots,5$ ; parametri Johnson-Cookovog modela loma   |
| $D_l$               | linearni razvoj oštećenja  |
| $e$                 | toplinska efuzivnost   |
| $e_{al}$            | toplinska efuzivnost alata   |
| $e_{ob}$            | toplinska efuzivnost obratka   |
| $F_c$               | glavna sila rezanja  |
| $F_f$               | posmična sila rezanja  |
| $F_x$               | sila rezanja u $x$ smjeru  |
| $F_y$               | sila rezanja u $y$ smjeru  |
| $F_z$               | sila rezanja u $z$ smjeru  |
| $f(\dot{\epsilon})$ | funkcija koja opisuje utjecaj brzine deformacije   |
| $G_f$               | energija loma  |
| $g(\epsilon_p)$     | funkcija koja opisuje očvršćenje materijala uslijed plastičnih deformacija materijala                              |
| $h_f$               | debljina sloja gdje dolazi do odvajanja odvojene čestice i obratka   |

|           |  |
|-----------|--|
| $H_v$     | visina dijela modela koji je ispunjen prazninom u spregnutoj Euler-Lagrangevoj formulaciji                                   |
| $L$       | duljina obrade   |
| $l$       | visina obratka   |
| $l_c$     | duljina zone dodira alata i obratka  |
| $L_c$     | karakteristična duljina konačnog elementa  |
| $l_p$     | duljina zone lijepljenja   |
| $L_1$     | materijalna konstanta koja predstavlja akumulirano oštećenje   |
| $L_2$     | parametar koji opisuje stupanj oštećenja   |
| $m$       | parametar koji opisuje omekšavanje materijala uslijed promjene njegove temperature u Johnson-Cookovom modelu materijala      |
| $m'$      | parametar koji opisuje utjecaj brzine deformacije u eksponencijalno očvršćujućem modelu materijala                           |
| $m''$     | parametar koji opisuje pad vrijednosti koeficijenta trenja s povećanjem temperature  |
| $n$       | parametar koji opisuju očvršćivanje materijala uslijed plastičnih deformacija u Johnson-Cookovom modelu materijala           |
| $n'$      | parametar koji opisuje očvršćenje materijala uslijed plastičnih deformacija u eksponencijalno očvršćujućem modelu materijala |
| $q$       | gustoća toplinskog toka  |
| $r_e$     | radijus zaobljenja vrha rezne oštrice  |
| $T$       | temperatura materijala   |
| $T'$      | temperatura u zoni dodira  |
| $T_o$     | temperatura okoline  |
| $T_T$     | temperatura taljenja materijala  |
| $T_0$     | referentna temperatura   |
| $u_p$     | ekvivalentni plastični pomak   |
| $u_{p,f}$ | ekvivalentni plastični pomak pri potpunom lomu   |

|       |                           |
|-------|---------------------------|
| $v_c$ | brzina rezanja            |
| $v_f$ | posmična brzina           |
| $w$   | smični koeficijent trenja |

### Grčka slova

|                           |   |
|---------------------------|---|
| $\alpha$                  | stražnji kut alata  |
| $\alpha$                  | koeficijent prijelaza topline                                       |
| $\beta$                   | udio topline koji nastaje zbog trenja i koji se prenosi na obradak  |
| $\gamma$                  | prednji kut alata   |
| $\Delta\varepsilon_p$     | inkrement ekvivalentne plastične deformacije                        |
| $\varepsilon$             | ekvivalentna deformacija  |
| $\dot{\varepsilon}_p$     | ekvivalentna plastična brzina deformacije                           |
| $\varepsilon_{p,max}$     | ekvivalentna deformacija pri kojoj dolazi do loma                   |
| $\varepsilon_{p,0}$       | referentna plastična deformacija                                    |
| $\dot{\varepsilon}_{p,0}$ | referentna brzina plastične deformacije                             |
| $\dot{\varepsilon}_0$     | referentna brzina deformacije                                       |
| $\lambda$                 | koeficijent toplinske vodljivosti                                   |
| $\mu$                     | Coulombov koeficijent trenja  |
| $\mu_p$                   | Taylor-Quinney koeficijent  |
| $\theta(T)$               | funkcija koja opisuje utjecaj temperature na omkšavanje materijala  |
| $\sigma_n$                | normalno tlačno naprezanje  |
| $\sigma_{y0}$             | inicijalna granica tečenja materijala                               |
| $\sigma_0$                | inicijalno naprezanje   |
| $\sigma_1$                | glavno naprezanje   |
| $\sigma^*$                | omjer hidrostatskog naprezanja i von Mises ekvivalentnog naprezanja |
| $\rho$                    | gustoća materijala  |

$\tau$  smično naprezanje  
 $\tau_Y$  početna smična granica tečenja

## POPIS KRATICA

| <b>Kratika</b> | <b>Opis</b>   |
|----------------|---|
| ALE            | proizvoljna Lagrange-Eulerova (engl. Arbitrary Lagrange Euler)    |
| 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                             |
| eksp.          | eksperiment   |
| EVF            | Eulerov volumni udio materijala (engl. Eulerian Volume Fractions) |
| FEM            | metoda konačnih elemenata (engl. Finite Element Method)           |
| HKHZ           | hlađenje komprimiranim hladnim zrakom                             |
| JC             | Johnson-Cook  |
| MKE            | metoda konačnih elemenata   |
| MQCL           | minimalna količina sredstva za hlađenje i podmazivanje            |
| ML             | minimalna količina sredstva za podmazivanje                       |
| num.           | numerika  |
| OČ             | odvojena čestica  |
| RT             | referentna točka  |
| SHIP           | sredstvo za hlađenje, ispiranje i podmazivanje                    |
| VB             | širina pojasa trošenja na stražnjoj površini alata                |