Univerza
v Ljubljani
Fakulteta
za gradbeništvo
in geodezijo

BOJAN JAKŠE

RAZLIČNI PRISTOPI K NAPREDNEMU NUMERIČNEMU MODELIRANJU PRITISKA VIJAKA NA PLOČEVINO

MAGISTRSKO DELO

MAGISTRSKI ŠTUDIJSKI PROGRAM DRUGE STOPNJE GRADBENIŠTVO

Ljubljana, 2017

Hrbtna stran: **JAKŠE BOJAN** 2017

Univerza
v Ljubljani
Fakulteta za
gradbeništvo in
geodezijo

Jamova cesta 2
1000 Ljubljana,Slovenija
telefon (01) 47 68 500
faks (01) 42 50 681
fgg@fgg.uni-lj.si

MAGISTRSKI ŠTUDIJSKI
PROGRAM DRUGE
STOPNJE GRADBENIŠTVO

Kandidat/-ka:
BOJAN JAKŠE

RAZLIČNI PRISTOPI K NAPREDNEMU NUMERIČNEMU MODELIRANJU PRITISKA VIJAKA NA PLOČEVINO

DIFFERENT APPROACHES TOWARDS NUMERICAL MODELLING OF BOLT BEARING

Mentor/-ica:
doc. dr. Primož Može

Predsednik komisije:

Somentor/-ica:

Član komisije:

2017

STRAN ZA POPRAVKE

Stran z napako	Vrstica z napako	Namesto	Naj bo

BIBLIOGRAFSKO-DOKUMENTACIJSKA STRAN IN IZVLEČEK

UDK:	**UDK/UDC 519.6:624.014.2(043.3)**
Avtor:	**Bojan Jakše, dipl. inž. grad. (UN)**
Mentor:	**doc. dr. Primož Može**
Naslov:	**Različni pristopi k naprednemu numeričnemu modeliranju pritiska vijaka na pločevino**
Tip dokumenta:	**magistrsko delo**
Obseg in oprema:	**66 str., 15 pregl., 90 sl., 21 en.**
Ključne besede:	**pritisk vijaka, bočni pritisk, vijačeni spoji, porušitev, FEM, numerična analiza, simulacija, Euler-Lagrange model, Abaqus**

Izvleček

Magistrsko delo obravnava postopke za numerične simulacije pritiska vijaka na pločevine v vijačenih spojih do trenutka porušitve. Pritisk vijakov v območju kontakta s pločevinami rezultira v velikih plastičnih deformacijah, te pa lahko vodijo v porušitev materiala. Modeliranje obnašanja tega območja ni trivialno, zato smo predstavili možnost uporabe naprednih materialnih modelov, ki jih ponuja Abaqus, komercialni program za numerično modeliranje. Opisan problem nosilnosti vijaka v vijačenih spojih smo analizirali s statično, eksplicitno in povezano Euler-Lagrange analizo.

Model porušitve materiala sloni na principu akumuliranja škode in zmanjševanja togosti končnih elementov do točke, ko ne nudijo več nobene odpornosti in so odstranjeni iz modela, ali pa ostanejo na svojem mestu z zanemarljivo majhno togostjo. Opisan model je odvisen od odnosa med razmerjem napetosti (hidrostatičnim delom napetostnega tenzorja in Von Mises napetostjo), plastično deformacijo in plastičnim pomikom do porušitve. Omenjene parametre smo ocenili s pomočjo eksperimentalnih testov.

Simulirali smo več različnih vijačenih spojev z dvema različnima materialoma. Materialni model smo definirali na podlagi testov z različnimi porušitvami in rezultate analiz nato primerjali s preostalimi eksperimentalnimi testi. Preučili smo tudi možnosti in prednosti uporabe modela z Eulerjevo mrežo končnih elementov, saj je pri klasičnih modelih lahko simuliranje kontakta v območju velikih plastičnih deformacij problematično. Povezana Euler-Lagrange analiza kombinira oba pristopa tako, da za telesa, pri katerih pričakujemo velike deformacije, uporabimo Eulerjev pristop, pri ostalih pa konvencionalen Lagrangejev. Primerjali smo različne materialne modele, tipe končnih elementov, časovne korake in modele optimizirali za čim boljše rezultate in hitrosti analize.

BIBLIOGRAPHIC – DOCUMENTALISTIC INFORMATION AND ABSTRACT

UDC:	**UDK/UDC 519.6:624.014.2(043.3)**
Author:	**Bojan Jakše, B.Sc.**
Supervisor:	**Assist. Prof. Primož Može, Ph.D.**
Title:	**Different approaches towards numerical modelling of bolt bearing**
Document type:	**M. Sc. Thesis**
Scope and tools:	**66 p., 15 tab., 90 fig., 21 eq.**
Keywords:	**bolt bearing, fracture, FEM, Abaqus, simulation, triaxiality, Euler-Lagrange model**

Abstract

This thesis focuses on the procedures for numerical analysis that allow numerical modelling of bolt bearing up to fracture. Bolt bearing is characterized by large plastic deformations that occur mainly near the contact between bolts and plates and may possibly lead to fracture. Numerical modelling of such behaviour is not trivial. The commercially available software Abaqus was used for this purpose, taking the advantages of built-in material models and numerical procedures without introducing the user subroutines. The problem of bolt bearing is assessed using static stress analysis, explicit analysis and coupled Eulerian-Lagrange analysis.

The fracture model considered is based on stress modified fracture model and relies on the accumulating damage and on the reducing stiffness of finite elements to the point, where they offer no resistance and can be either removed from the model or are left with negligible stiffness. The required parameters (stress triaxiality, equivalent plastic strain to failure and displacement to failure) were determined from the experimental data.

A few different bolted connections with different types of failure are analysed with full failure model and the results are compared with experiments. The advantage of Eulerian meshing is considered where excessive plastic deformations lead to contact problems. Coupled Eulerian-Lagrange analysis with model parts expected to have large deformations were modelled with Eulerian approach and the rest with more conventional Lagrange approach. Diverse material models, element options, time step and their impact on numerical simulation were compared and optimized for speed and accuracy.

ZAHVALA

Za strokovno pomoč in usmeritve pri magistrskem delu se iskreno zahvaljujem mentorju doc. dr. Primožu Možetu.

Posebna zahvala očetu in materi ter sestri Heleni za podporo tekom celotnega študija.

Lucija, hvala za spodbudo in potrpežljivost.

KAZALO VSEBINE

KAZALO PREGLEDNIC

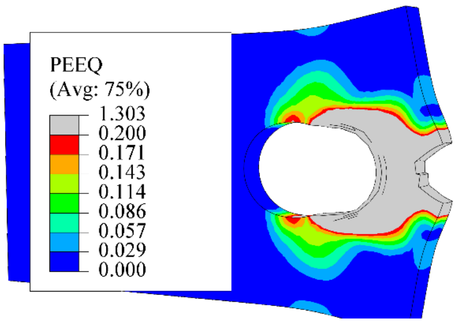
KAZALO SLIK

OKRAJŠAVE IN SIMBOLI

ε_f	deformacija ob porušitvi
η	triosno razmerje napetosti
k_s	materialni parameter
θ	Lode parameter
E_0	Youngov modul
ν	Poissonova vrednost
l_0	začetna merjena dolžina epruvete
σ_t	prava napetost
σ_e	inženirska napetost
ε_t	prava deformacija
ε_t	inženirska deformacija

1 UVOD

V magistrski nalogi smo se osredotočili na postopke modeliranja numeričnih simulacij pritiska vijaka na pločevino in na spremljajočo porušitev materiala. Obravnavali smo tematiko izdelave računske simulacije lokalne porušitve v jeklenem detajlu, konkretno za primer pritiska vijaka na pločevino v vijačenem spoju. Vijačeni spoji so pogosta rešitev v povezavi jeklenih elementov, za katere pri računu projektne nosilnosti le-teh obravnavamo tudi nosilnost na bočni pritisk. Ustrezna nosilnost na bočni pritisk je pomembna za duktilno obnašanje vijačnih spojev. Pri takšnih spojih se na kontaktu med vijaki in pločevino ob veliki obremenitvi tvori plastična deformacija, ki omogoča lokalno duktilnost. Velika plastična deformacija v območju pritiska vijaka na pločevino, kot prikazuje Slika 1, ob večanju obremenitve lahko vodi v porušitev materiala, katero smo si zadali simulirati v tem magistrskem delu. Numerična simulacija takšnega problema in pristop v ozadju je uporaben tudi širše gledano za probleme, kjer se pojavijo velike deformacije in lokalne porušitve. Razvoj konstrukcijskih rešitev zaradi časovnih in finančnih omejitev fizičnih eksperimentalnih testov le-te dopolnjuje ali zamenjuje z numeričnimi simulacijami z uporabo metode končnih elementov. To nam pomaga pri optimizaciji in reduciranju števila fizično izvedenih eksperimentov. Problematika pri numeričnem modeliranju tega problema je velikost plastičnih deformacij, kar zahteva obvladovanje konvergenčnih problemov, sama porušitev materiala pa za svoj opis zahteva napredno numerično modeliranje in uporabo posebnih materialnih modelov. Uporabili smo programsko opremo Abaqus, ki omogoča bogato definiranje materialnih modelov in parametrov. Obravnavana metoda simuliranja porušitve materiala je temeljila na odnosu parametrov plastične deformacije in razmerij različnih napetosti [1]. Končni elementi v območju kontakta so izpostavljeni velikim deformacijam, zaradi česar smo pri eksplicitni metodi numeričnega reševanja v programu Abaqus preučili tudi uporabo povezane Euler-Lagrange analize, kjer smo deformacijo spremljali kot tok materiala skozi togo mrežo. V prvi fazi smo določili materialne karakteristike in predstavili proces za pridobitev ocene materialnih parametrov in odnosa med deformacijo ob porušitvi in potjo razmerja napetosti do porušitve. V drugi fazi smo pridobljene parametre preizkusili na več primerih vijačenih spojev, rezultate pa validirali s pomočjo že izvedenih testov [2], [3].

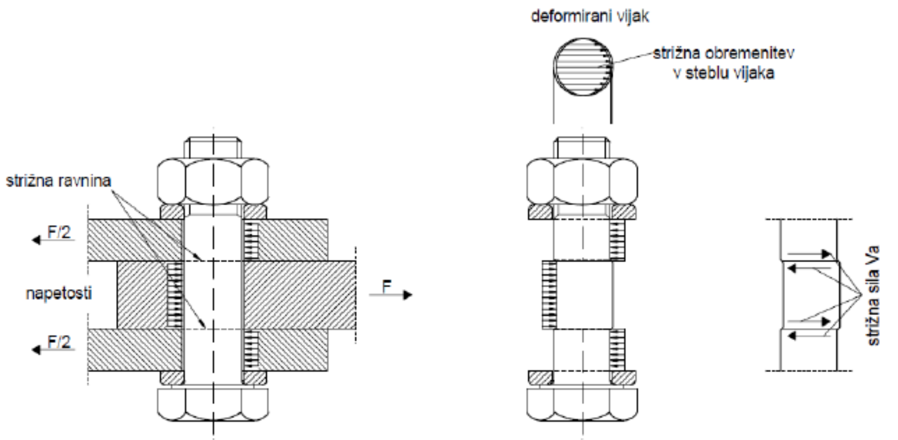


Slika 1: Modeliranje porušitve

Magistrsko delo se začne s pregledom teoretičnega ozadja mehanike, ki zadeva obravnavan problem, in pregledom strokovne literature, ki je služila za izhodišče našega pristopa k obravnavanju tematike. Sledi predstavitev glavnih teoretičnih ozadij numerične analize, vezane na uporabljen komercialni program Abaqus, nato pa smo nadaljevali z numeričnim modeliranjem. Po vzpostavitvi plastičnega materialnega modela za vse obravnavane materiale smo prešli na glavni del določitve parametrov modela porušitve in na sam pristop k simulaciji porušitve. V zadnjem delu smo rezultate simulacij primerjali z izvedenimi testi in ocenili ujemanje.

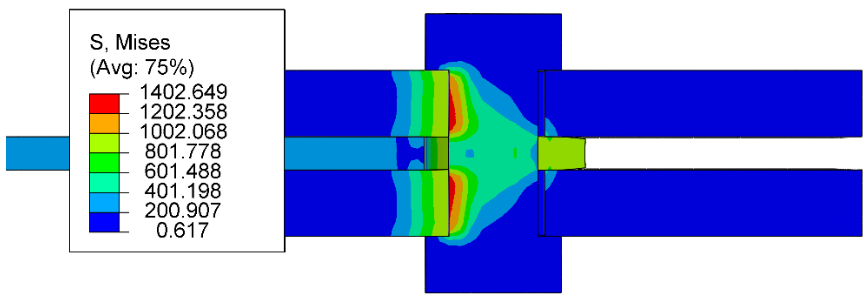
2 PRENOS SIL V SPOJIH

Vijačeni spoji obremenitve prenašajo na več različnih načinov. Ločimo dve skupini vijačenih spojev. V prvo skupino sodijo strižni spoji, kjer se obremenitev prenaša preko striga v steblu vijaka in bočnega pritiska vijaka na pločevino (običajni strižni spoji - Slika 2) ter torne spoje, kjer so vijaki prednapeti in se obremenitev prenese preko trenja med pločevinami. V drugo skupino sodijo natezni spoji, kjer se obremenitve prenašajo preko natega v vijaku. Tudi ti spoji so lahko prednapeti, vendar pri teh spojih prednapetje vijakov poveča togost v spoju. V tem delu obravnavamo običajne strižne spoje. Običajni strižni spoj obsega priključni pločevini ali več pločevin, vijak, matico. Podložke niso zahtevane, če so vijaki vgrajeni v običajne luknje, običajno pa se podložka namesti pod del vijaka, ki se obrača (glava ali matica). Pri vijačenih spojih ločimo več vrst lukenj za vijake. Običajni premer lukenj za vijake je od 1 mm do 3 mm večji od premera vijaka, odvisno od velikosti vijaka, povečane luknje so okrogle z točno doočeni premerom, ki je večji od običajne luknje ter kratke in dolge podaljšane luknje. V običajnih spojih se lahko uporbilj le običajne luknje in podaljšane luknje, kjer je smer podaljšane luknje pravokotna na obremenitev vijaka. Slika 2 prikazuje običajen strižni spoj, kjer se prenos sil vrši pravokotno glede na os vijaka, ki je obremenjen v eni ali dveh strižnih ravninah.



Slika 2: Prenos sil v spoju pri dveh strižnih ravninah [4]

Slika 3 prikazuje visoke obremenitve, ki vodijo v plastifikacijo pločevine okoli območja naleganja vijaka. Ta bočni pritisk med vijakom in pločevino povzroča vse večjo ovalizacijo (podaljšanje) luknje, vse dokler ne pride do porušitve najšibkejšega člena. To je lahko vijak (strižna porušitev), pločevina po neto prerezu ali pa porušitev pločevine. Pri spojih z več vijaki začetna elongacija luknje zaradi duktilnosti jekla omogoča zmanjšanje napetostnih konic in s tem prerazporedi obremenitev.



Slika 3: Prenos sil pri plastifikaciji

2.1 Bočni pritisk

EN 1993-1-8 projektno odpornost na posamezen vijak določa z enačbo spodaj, Slika 4 pa prikazuje pomen geometrijskih parametrov.

$$F_{b,Rd} = \frac{k_1 \alpha_b f_u\, d\, t}{\gamma_{M2}}, \tag{1}$$

kjer so:

f_u... natezna trdnost pločevine,

f_{ub}... natezna trdnost vijaka,

d... premer vijaka,

t... debelina pločevine,

- v smeri pravokotno na delovanja obtežbe:

$k_1 = \min\left(2{,}8\frac{e_2}{d_0} - 1{,}7; 2{,}5; 1{,}4\frac{p_2}{d_0} - 1{,}7\right)$ za robni vijak,

$k_1 = \min\left(1{,}4\frac{p_2}{d_0} - 1{,}7; 2{,}5\right)$ za notranji vijak,

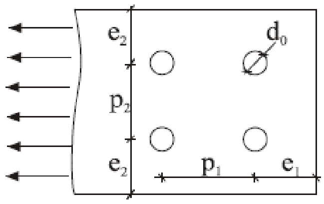
- v smeri delovanja obtežbe:

$\alpha_b = \min(\alpha_d; \frac{f_{ub}}{f_u}; 1)$,

$\alpha_d = \frac{e_1}{3d_0}$ za robni vijak,

$\alpha_d = \frac{p_1}{3d_0} - \frac{1}{4}$ za notranji vijak.

Geometrijska parametra e_2 in p_2 sta razdalji pravokotni na smer obremenjevanja in ne vplivata neposredno na nosilnost v bočnem pritisku, posredno pa zajameta porušitev v strižnem iztrgu oziroma porušitev v neto prerezu. V poglavju 7 smo prikazali še izračune za odpornost na bočni pritisk glede na zgornjo enačbo za primerjavo z dejanskimi rezultati.



Slika 4: Definicija razdalj [2]

Omenjena EC3 formulacija za oceno nosilnost na bočni pritisk še pušča prostor izboljšave, kot je pokazal in predlagal Može [5]. Trenuten pristop daje za nosilnost na bočni pritisk rezultate, ki so v primerih, kjer sicer kontrola na bočni pritisk ni kritična kontrola lahko tudi preveč optimistični. V primerih, kjer je kontrola na bočni pritisk kritična pa za visoko trdnostna jekla daje konservativne rezultate. Nova formulacija, predlagana v drugi generaciji standarda EN 1993-1-8, ki naj bi bila izdana 2020 pa modificirana obstoječo enačbo tako, da sedaj uspešno ujame različne tipe porušitev. Izboljšava izhaja iz upoštevanja razmerja med e_1 in e_2 in omogoča boljšo oceno razporeda sil na posamezne vijake s tem pa natančnejši izračun maksimalne nosilnosti spoja in projektiranje želenega tipa porušitve [6].

3 PREGLED LITERATURE IN PROGRAMSKE OPREME

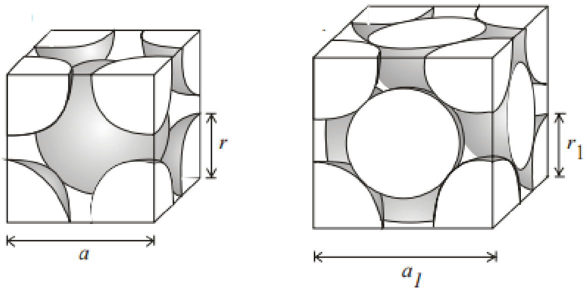
Pri konstrukcijskih zasnovah jeklenih okvirnih konstrukcij, ki lahko prenesejo lokalizirane poškodbe brez globalne porušitve, moramo zagotoviti sposobnost prenašanja večjih deformacij brez porušitve in tako omogočiti disipacijo energije. Pretekle študije so pokazale, da metoda končnih elementov lahko nadomesti oz. dopolni nekatere eksperimentalne teste in tako poda natančnejši opis obnašanja spojev [7]. Za bolj realističen opis obnašanja materiala je potreben celovitejši model, ki zajame tudi samo porušitev [8]. Materialne modele lahko pridobimo preko fizičnih eksperimentov ali pa numeričnih simulacij oz. kombinacije obojih. Optimizacija in redukcija količine fizičnih eksperimentov s pomočjo numeričnih modelov tako lahko prinese finančne prihranke pri raziskovanju novih rešitev.

V magistrskem delu smo obravnavali simulacijo porušitve materiala z metodo, ki uporablja končne elemente in sloni na odnosu parametrov plastične deformacije ob porušitvi in razmerjem med povprečnim hidrostatičnim delom tenzorja napetosti ter Von Misesovo napetostjo.

Abaqus je programsko orodje, ki omogoča numerične simulacije preko metode končnih elementov in ponuja dva reševalca za numerično reševanje problemov – ABAQUS/Standard in ABAQUS/Explicit. Prvi probleme rešuje s statičnim ravnotežjem, drugi pa z dinamičnim, z upoštevanjem eksplicitnih metod reševanja enačb. Pri velikih deformacijah imamo pri prvem načinu probleme s konvergiranjem k pravi rešitvi, tako se analiza prekine ali pa traja precej dolgo in je računsko potratna. Simulacije v magistrskem delu smo tako reševali z ABAQUS/Explicit.

3.1 Pregled teorije

Material kot je jeklo ima kristalno strukturo materialnih zrn, kar s skico ponazarja Slika 5. Atomi v teh zrnih so razvrščeni v vrstah. Ob vnosu natezne sile v vseh smereh se atomska vez elastično raztegne, ob odstranitvi te sile se atomi vrnejo v začetno pozicijo, deformacija ni bila trajna (elastična deformacija).



a) centralna kubična zgradba
b) ploskovna kubična zgradba

Slika 5: Osnovna celica pri kristalni strukturi kovin [9]

Ob dovolj velikem vnosu strižne sile se atomske vezi pretrgajo in formirajo nove vezi, atomi pa se premaknejo. V tem primeru nam ostane trajna deformacija (plastična deformacija). Ta zdrs atomov povzroči imperfekcije v kristalni strukturi, ki jih je ob večanju deformacije vse več. Zdrsi atomov se lahko med seboj ovirajo, kar privede do utrjevanja materiala [9].

Porušitev delimo na duktilno in krhko. Za krhko porušitev je značilno pomanjkanje plastične deformacije pred porušitvijo in razmeroma raven prelom pri porušitvi. Za duktilno porušitev je značilna prisotnost precejšne plastične deformacije pred porušitvijo in površina na lokaciji porušitve, ki ni ravna, ampak je pogosto »raztegnjena« s prisotnostjo mikrovotlinic. Slika 6 prikazuje razliko med površinama posameznega tipa porušitve.

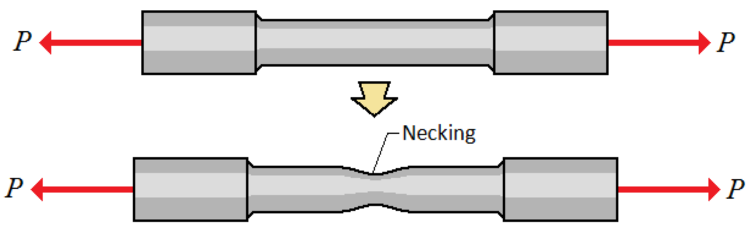
Slika 6: Primerjava duktilne in krhke porušitve [10]

O materialu lahko veliko informacij dobimo iz preprostega nateznega testa, ki je temeljni mehanski preizkus. Iz njega lahko dobimo podatek o elastičnem modulu, meji tečenja, natezni trdnosti in sposobnosti prenašanja deformacije do porušitve – torej duktilnosti. V nalogi smo se omejili na duktilna jekla. Ta lastnost je pomembna lastnost, saj na njej temelji sodoben pristop projektiranja JK. Ko v preizkušanec vnesemo natezno silo, se ta deformira, raztegne. Po začetnem linearnem odzivu preko točke tečenja preide v plastično stanje. Med plastičnim deformiranjem se material utrjuje, hkrati pa se ob naraščajoči obtežbi in raztegovanju prečni prerez zmanjšuje zaradi prečne kontrakcije. V trenutku, ko plastično utrjevanje materiala več ne more nadomestiti zmanjšanje prereza, smo dosegli točko maksimalne natezne trdnosti [11]. V tej točki je dejanska deformacija v materialu skozi preizkušanec približno enaka, povečevanje obremenitve po tej točki pa zelo poveča dejansko napetost. Utrjevanje materiala je po tej točki počasnejše kot izguba nosilne zmogljivosti zaradi zmanjševanja prečnega prereza preizkušanca. Po točki maksimalne natezne trdnosti je razmerje razlike dejanske napetosti in razlike dejanske deformacije manjše od dejanske napetosti, enačba (2) [12].

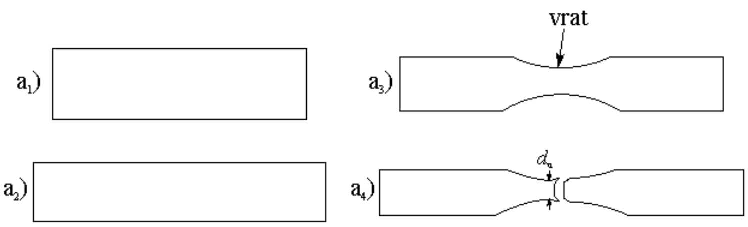
$$\frac{\delta\sigma_{true}}{\delta\sigma\varepsilon_{true}} < \sigma_{true} \qquad (2)$$

σ_{true} ... *dejanska napetost*

Obtežba bo to območje deformirala bolj kot ostale dele modela (pojav »necking«), tudi če obtežbe nato dodatno več ne povečujemo. Slika 7 prikazuje pojav vratu v preizkušancu, Slika 8 pa poenostavljeno obliko porušitve v območju formiranega vratu.



Slika 7: Lokaliziranje deformacije. »Necking« [13]



Slika 8: Oblika po porušitvi [14]

Povečevanje obtežbe po točki maksimalne natezne trdnosti vodi v večanje deformacije le na tem manjšem nestabilnem območju, prerez pa se zmanjšuje. Material hitro izgublja nosilnost. Mehanizem duktilne porušitve se lahko opiše v treh fazah ([15]):

- nukleacija oziroma nastanek praznine okoli delcev v materialu,
- rast praznin zaradi plastičnega deformiranja in hidrostatične napetosti,
- koalescenca (zlivanje) praznin, kar vodi v porušitev materiala

Z naraščanjem obtežbe po nastanku praznin te začnejo naraščati in se zlivati s sosednjimi, obtežba se tako prenaša le preko materiala med prazninami. Naraščajoča deformacija in triosno napetostno stanje narekuje rast praznin. Ob obremenjevanju se v preizkušancih v središču prereza pojavijo večje hidrostatične napetosti kot na robu, kar poveča hitrost širjenja praznin. Porušitev materiala se tako najprej pojavi v središču kritičnega prereza. To smo opazili tudi pri numeričnem modelu nateznega testa.

ABAQUS/Explicit omogoča modeliranje razvoja poškodb in porušitev. Obnašanje materiala do pojava poškodb je kontrolirano z vnosom elastičnega modula in plastičnega obnašanja. Porušitev materiala je definirana kot popolna izguba nosilne kapacitete, ki je rezultat progresivne degradacije materialne togosti.

Osredotočili smo se na porušitev duktilnega materiala, v našem primeru jekla. Taka porušitev se lahko v tej programski opremi obravnava z dvema tipoma porušitve:

- Nastajanja praznin, zlivanja in širjenja le teh – »Ductile criterion«
- Ozka cona formiranja velikih strižnih deformacij – »Shear criterion«

3.1.1 Mehanika porušitve

Simulacije duktilne porušitve smo v programu izvedli z modelom porušitve »Ductile damage«. Ta model poškodb temelji na odnosu deformacije ob porušitvi in triosnega napetostnega stanja. Veliko avtorjev [16], [17] je pokazalo, da je deformacija ob porušitvi odvisna od razmerja med povprečnim hidrostatičnim delom tenzorja napetosti in Von Misesovo napetostjo.

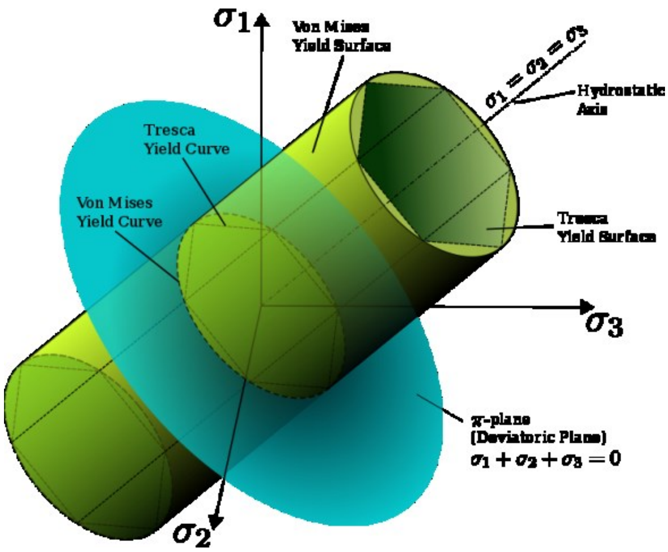
3.1.2 Von Misesova napetost

Von Misesova napetost se navezuje na koncept o potrebni deformacijski energiji za plastično tečenje. Gre za primerjavo deformacijske energije (dela ki spreminja obliko) pri deformaciji obravnavanega telesa in deformacijske energije pri enostavnem nateznem testu.

Von Misesova napetost izhaja iz uporabe za kriterij tečenja izotropnega duktilnega materiala, torej iz meje prehoda iz elastičnega obnašanja materiala v elasto-plastično obnašanje. Von Misesova napetost je vedno izražena kot pozitiven skalar, ki ga izračunamo iz tenzorja napetosti, enačba (3).

$$\sigma_v = \sqrt{3\,J_2} = \sqrt{\frac{(\sigma_{xx}-\sigma_{yy})^2+(\sigma_{yy}-\sigma_{zz})^2+(\sigma_{zz}-\sigma_{xx})^2+6({\sigma_{xy}}^2+{\sigma_{yz}}^2+{\sigma_{zx}}^2)}{2}} \qquad (3)$$

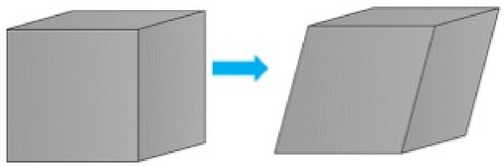
σ_v ... $Von\ Mises\ napetost. Vrednost\ napetosti\ izražena\ kot\ skalar.$



Slika 9: Von Misesova napetost [12]

3.1.3 Tenzor napetosti

Tenzor napetosti lahko razdelimo na hidrostatično in deviatorično komponento. Slika 10 ponazarja vpliv deviatorične komponente, hidrostatični tenzor napetosti pa je del tenzorja napetosti, ki spreminja volumen obremenjenega telesa.



Slika 10: Ponazoritev vpliva deviatoričnega dela tenzorja

V programu Abaqus je povprečna hidrostatična napetost označena kot izhodna spremenljivka »PRESS«. Izračun povprečne hidrostatične napetosti je prikazan v enačbi (4) in enačbi (5).

$$\sigma_h \cdot I_3 = \begin{bmatrix} \sigma_h & 0 & 0 \\ 0 & \sigma_h & 0 \\ 0 & 0 & \sigma_h \end{bmatrix} \qquad (4)$$

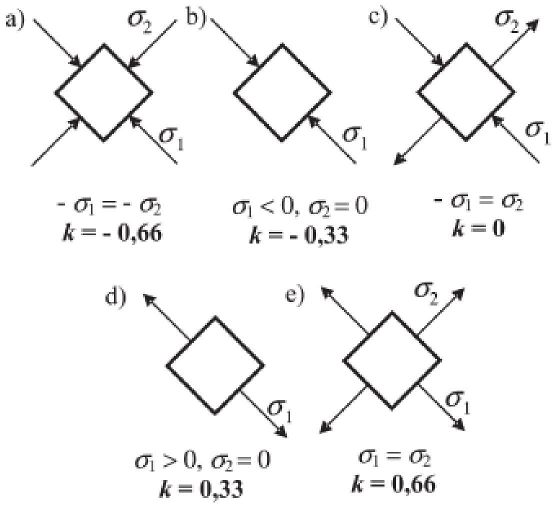
Povprečna hidrostatična napetost je tako:

$$\sigma_h = \frac{\sigma_{11}+\sigma_{22}+\sigma_{33}}{3} \qquad (5)$$

Sedaj lahko zapišemo to razmerje triosne napetosti »Stress triaxiality« kot:

$$\eta = \frac{\sigma_h}{\sigma_v} = \frac{\sigma_{11} + \sigma_{22} + \sigma_{33}}{3\,\sigma_v} \tag{6}$$

Slika 11 naniza značilna razmerja napetosti $\frac{\sigma_h}{\sigma_v}$ (povprečne hidrostatične napetosti in Von Mises napetosti), ki rezultirajo tudi v svojih tipih porušitev. Spremenljivka k je triosna napetost, primeri pa prikazujejo: a) dvoosni tlak, b) enoosni tlak, c) čisti strig, d) enoosni nateg in d) dvoosni nateg.



Slika 11: Grafični prikaz razmerja napetosti [18]

Za uporabljen material torej potrebujemo rezultate različnih testov in numeričnih simulacij teh testov. Ti testi morajo biti zasnovani tako, da lahko iz njih pridobimo informacijo o širšem območju vrednosti plastičnih deformacij pri pretrgu in razmerja med povprečnim hidrostatičnim delom tenzorja napetosti in Von Misesovo napetostjo [17]. Odnos med ε_f in η lahko za posamezna območja vrednosti zapišemo z različnimi funkcijami. Če bi obravnavali samo natezne teste, bi lahko uporabili le odnos z eksponentno funkcijo in materialno konstanto:

$$\varepsilon_f \propto \exp(-\alpha \frac{\sigma_h}{\sigma_v}), \tag{7}$$

kjer je:

α ... *materialna konstanta*

ε_f ... *deformacija ob porušitvi*

Ko imamo znane vrednosti ε_f za celotno obravnavano območje η, lahko določimo novo spremenljivko ω, ki bo delovala kot indeks poškodovanosti. Poškodovanost končnega elementa (KE) zaradi plastične deformacije ε_p bo tako ob večanju plastične deformacije naraščala s prirastkom $\Delta\omega$, definiranim v enačbi (8):

$$\Delta\omega = \frac{\Delta\varepsilon_{pl}}{\varepsilon_f}, \tag{8}$$

kjer je:

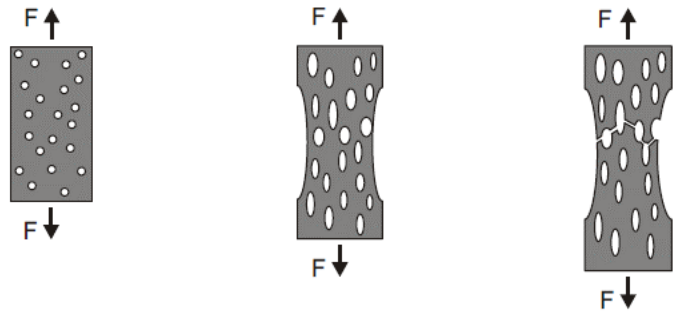
$\Delta\varepsilon_{pl}$ ... *prirastek ekvivalentne plastične deformacije v enem časovnem inkrementu*

Plastična deformacija ob porušitvi ε_f, se ob vsakem časovnem inkrementu spreminja. Spreminja se glede na η, torej skladno s prej omenjenim odnosom $\varepsilon_f - \eta$. Ko vsota $\Delta\omega$ doseže vrednost 1, smo v točki začetka duktilne porušitve. To samo po sebi ne vpliva na simulacijo, saj dobimo le informacijo, da je neko stanje doseženo. Za razvoj porušitve materiala nato določimo še razvoj poškodb, oboje skupaj pa nato vodi v zmanjševanje napetosti v končnih elementih.

3.2 Duktilni kriterij porušitve – »Ductile criterion«

Duktilno porušitev spremljajo velike plastične deformacije v bližini rastoče razpoke [10]. Razpoka se upira širjenju, torej proces potrebuje naraščanje napetosti. Proces je prikazan na spodnji sliki, posamezne točke pa prikazujejo:

a) pojav vratu
b) formiranje mikro praznin
c) zlivanje praznin
d) širjenje razpoke
e) porušitev



Slika 12: Nukleacija in porušitev [20]

Več virov ([1], [16] [17]) je pokazalo, da je primerjalna plastična deformacija ob pojavitvi poškodbe funkcija triosne napetosti in hitrosti spremembe primerjalne plastične deformacije.

Kriterij za nastanek poškodbe je izpolnjen, ko velja enačba [21] spodaj:

$$\omega_D = \int \frac{d\bar{\varepsilon}^{pl}}{\bar{\varepsilon}_D^{pl}(\eta, \dot{\bar{\varepsilon}}^{pl})} = 1 \tag{9}$$

ω_D je indeks poškodovanosti, ki narašča monotono s plastično deformacijo. Ob vsakem inkrementu analize prirastek izračuna kot:

$$\Delta\omega_D = \frac{\Delta\bar{\varepsilon}^{pl}}{\bar{\varepsilon}_D^{pl}(\eta, \dot{\bar{\varepsilon}}^{pl})} \geq 0 \tag{10}$$

Podatki, ki jih kriterij zahteva:

- $\bar{\varepsilon}_D^{pl}$… plastična deformacija ob pojavitvi poškodbe
- η… triosna napetost
- $\dot{\bar{\varepsilon}}^{pl}$… hitrosti spremembe primerjalne plastične deformacije
- $\Delta\bar{\varepsilon}^{pl}$… prirastek plastične deformacije v enem inkrementu

Ko pridemo do začetka porušitve, odčitamo deformacijo, ta definira pojavitev poškodb. V ABAQUS-u to naredimo preko parametra »Damage initiation criterion«. Vrednost tega parametra smo nastavili s pomočjo izračuna vrednosti primerjalne plastične deformacije ob začetku porušitve različnih preizkušancev.

3.2.1 Možnost modeliranja strižnih poškodb »Shear damage option«

Ta model se uporablja za simulacijo pojava poškodb zaradi velikih lokaliziranih strižnih deformacij. Model privzame, da je ekvivalentna plastična deformacija ob pojavu poškodb – $\bar{\varepsilon}_D^{pl}$ funkcija razmerij strižnih napetosti in hitrosti spremembe primerjalne plastične deformacije.

$$\bar{\varepsilon}_D^{pl}(\Theta_s, \dot{\bar{\varepsilon}}^{pl})$$

$$\Theta_s = \frac{(\sigma_v + k_s\, p)}{\tau_{max}} \tag{11}$$

τ_{max} ... *maksimalna strižna napetost,*

p ... *pritisk,*

σ_v ... *Von Mises napetost,*

k_s ... *materialni parameter.*

V primeru, ko podamo več kriterijev pojava in razvoja poškodb, se efekt vseh opiše preko spremenljivke D, ta zajame skupen vpliv vseh kriterijev. Spremenljivka D zajame skupen vpliv preko spremenljivk d_i, ki pripadajo i-temu mehanizmu na naslednji način:

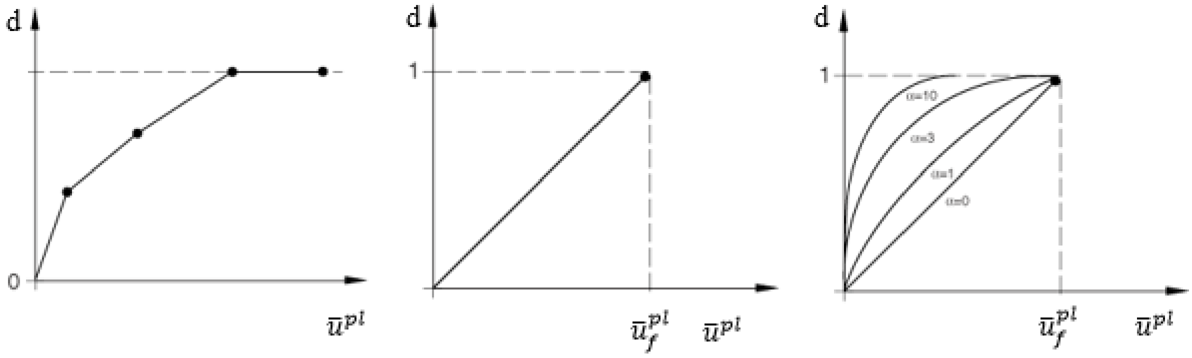
$$d_{skupni} = 1 - \prod_{i \in N_{skupni}} (1 - d_i)$$

$$D = max\{d_{skupni}, \max(d_i)\}$$

3.2.2 Razvoj poškodb

Model širjenja poškodb potrebuje krivuljo odziva brez poškodb. Krivulja poškodovanega materiala pa je definirana z vključitvijo parametra D, tako da je $\sigma = (1 - D)\bar{\sigma}$. Parameter D ponazarja poškodovanost KE, $\bar{\sigma}$ napetost, ki bi se razvila v KE brez modela poškodovanja, in σ napetost, ki se razvije v KE pri modelu, ki upošteva poškodovanost. Slika 14 prikazuje obe krivulji in vpliv prametra D. Razvoj poškodb je bil določen z definiranjem poteka poti od točke pojavitve poškodb do pretrga materiala. Omogočeno je več definicij poteka razvoja poškodb znotraj dveh tipov, in sicer preko pomika ali energije. V primeru opisa razvoja poškodb preko pomika to naredimo s efektivnim plastičnim pomikom $\bar{u}^{pl}$, ki je lahko opisan na 3 načine:

a) tabelaričen – vrednost spremenljivke za poškodbe določena po uporabniško podani tabeli,
b) linearen – linearno naraščanje vrednost spremenljivke za poškodbe pri elasto-plastičnih materialih in
c) eksponenten.



a) b) c)

Slika 13: Možnosti definiranja pomika [22]

Če je vrednost za plastičen pomik pri porušitvi predpisana kot 0, se ob doseženem pogoju za začetek poškodb material takoj poruši – element v naslednjem elementu izgine oz. pade njegova togost na manj kot 1 % (ali uporabniško predpisano vrednost), to pa lahko povzroči nestabilnosti, zato ta možnost ni priporočena. V linearnem razvoju poškodb po izpolnitvi kriterija pojava poškodb je efektivni plastični pomik $\bar{u}^{pl}$definiran kot:

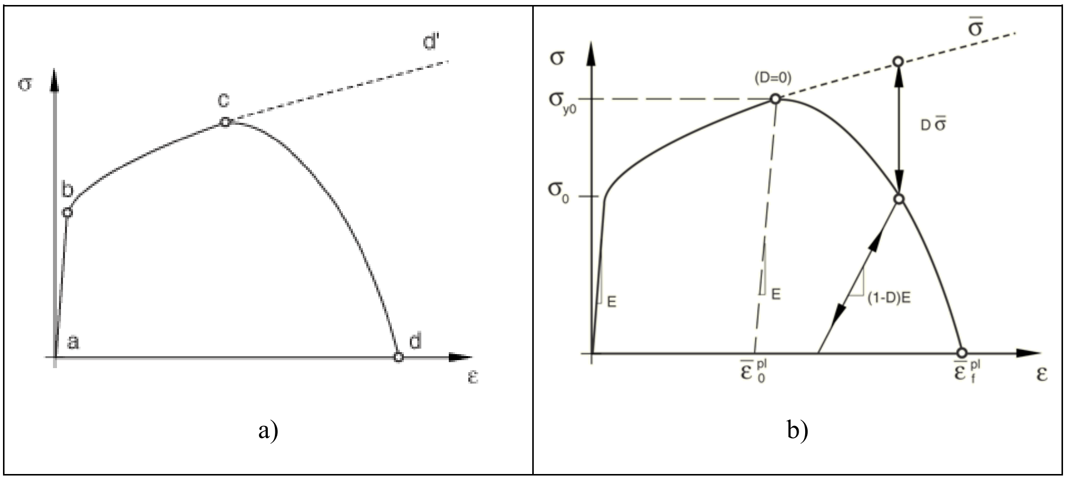
$$\dot{\bar{u}}^{pl} = L\,\dot{\bar{\varepsilon}}^{pl}, \qquad (12)$$

kjer je L karakteristična dolžina končnega elementa.

Predpostavke modela razvoja poškodb za duktilne metalne materiale v ABAQUS-u:

- poškodba je karakterizirana kot progresivna degradacija materialne togosti,
- predpogoj je definirana pojavitev 1. poškodbe,
- po pojavitvi poškodbe se ta razvija preko plastične deformacije ali fizične disipacije energije.

Porušitev materiala je postopno zmanjševanje materialne togosti, ki vodi v izgubo sposobnosti prenašanje obtežbe. Slika 14 skicira postopno degradacijo togosti, ki je modelirana z mehaniko porušitve. Prikazana je krivulja odziva jeklenega preizkušanca pri nateznem testu.



Slika 14: Model porušitve [23] a) odziv z modelom porušitve in brez njega b) razvoj poškodb – parameter D [20]

Po začetnem elastičnem odzivu od točke a do točke b sledi plastično utrjevanje do točke c. Točka c je lokacija na krivulji, kjer se pojavi začetek poškodb materiala. Tu se začne zmanjševanje nosilne kapacitete do porušitve, deformacija pa se vrši lokalizirano v »vratu« preizkušanca. Del od c-d pa opisuje evolucijo degradacije togosti v območju lokalizirane deformacije. Del c-d se lahko smatra kot degradiran odziv dela krivulje c-d', ki ponazarja odziv brez prisotnosti poškodb materiala. Mehanika porušitve je v Abaqusu tako določena z naslednjimi parametri [24]:

1. definicija odziva brez pojava poškodb a-d';
2. določitev parametra za pojav poškodb – točka c;
3. evolucija poškodb, območje c-d;
4. ohranitev ali izbris elementov po popolni degradaciji togosti.

Ko element izgubi togost ga lahko iz modela odstranimo ali pa mu pustimo vsaj 1 % togosti. Zgoraj omenjeni parameter D je odvisen od vnesene definicije plastičnega pomika do porušitve. Različna gostota KE zaradi pojava lokalizacije deformacije pomeni, da je definicija plastičnega pomika do porušitve odvisna od velikosti KE. Abaqus omogoča enostavno pretvarjanje teh vrednosti glede na velikost KE preko preko uporabe karakteristične dolžine elementa. Karakteristična dolžina elementa je odvisna od geometrije in tipa elementa [22]. Za 3D elemente prvega reda je to običajno dolžina skozi element, se pravi telesna diagonala. Za elemente drugega reda pa je ta dolžina pol prej omenjene. Takšna definicija karakteristične dolžine je uporabljena, ker smer porušitve navadno ni znana vnaprej. V tem primeru je smotrno uporabiti elemente s podobnimi dolžinami stranic v vsaki smeri.

3.3 Eksplicitna dinamična analiza

Numerične simulacije pri metodi končnih elementov običajno slonijo na dveh različnih integracijskih metodah, implicitni in eksplicitni. Implicitna metoda je računsko draga za posamezni časovni korak, a je v tem primeru možno uporabiti velike časovne korake. Eksplicitna integracija je računsko gledano manj potratna za posamezen časovni korak, a so potrebni manjši časovni koraki. Primerna je za probleme, kjer potrebujemo zelo majhne inkremente, blizu drug drugemu, kot so kratke dinamične simulacije, razni trki in podobno. Primerna pa je tudi za primere, kjer:

- so med različnimi deli modela definirane kontakti ali interakciji,
- je odziv nelinearen,
- gre za simulacije uklonov, porušitev ...

Reševanje poteka preko direktne integracije globalne enačbe gibanja skozi čas [22]. Za rezultat tako dobimo rešitve posameznih korakov oziroma inkrementov Δt.

$$[M]\{\ddot{u}\} + \{F^{not}\} = \{F^{zun}\}$$

$[M]$… masna matrika modela

$\{\ddot{u}\}$ … pospešek

$\{F^{not}\}$… vektor notranjih sil

$\{F^{zun}\}$… vektor zunanjih sil

Diagonalna masna matrika omogoči programu enostaven izračun vozliščnih pospeškov v poljubnem času t.

$$\ddot{u}|_{(t)} = M^{-1}\,(F^{zun} - F^{not})|_{(t)}$$

Pri eksplicitni metodi so neznane količine izračunane iz neznanih, pri implicitni pa so neznane količine pri trenutnem inkrementu pridobljene iz trenutno znanih. Eksplicitna metoda tudi ne zahteva konvergence, morajo pa biti inkrementi dovolj majhni (več o tem v nadaljevanju). Kvazi statični problemi se lahko modelirajo s takim načinom, pri čemer pa je smiselno, da umetno pospešimo simulacijo. Nanos obtežbe pohitrimo in ga ne modeliramo v realnem času. To je primerno za modele, kjer hitrost nanosa obtežbe ne igra vloge. Umetno povečanje materialne gostote za f^2 poveča stabilen časovni inkrement za f tako, da je za doseg rezultata potrebno manj inkrementov.

Simulacije lahko na osebnih računalnikih trajajo tudi po nekaj deset ur in več, zato je smiselno, da jih pospešimo do meje sprejemljive natančnosti, to lahko naredimo z masnim skaliranjem. Pri masnem skaliranju je ta meja hitrost napetostnega vala. Napetostni val v enem časovnem inkrementu ne sme prepotovati razdalje, večje kot je dolžina najmanjšega elementa. Omejitev je znana kot Courantov pogoj.

$$\Delta t \leq f * \left[\frac{h}{c}\right]_{min}$$

Δt … *stabilen časovni inkrement*

h … *dolžina najmanjšega elementa*

c … *akustična hitrost*

f … *faktor skaliranja za izboljšanje stabilnosti*

Akustična hitrost:

$$c = \sqrt{\frac{E}{\rho}}$$

$E \ldots\ Youngov\ modul$

$\rho \ldots\ gostota$

Izračun za uporabljene velikosti elementov in materialov.

$$c = \sqrt{\frac{210 * 10^9\ N\ m^3}{7800\ kg\ m^2}} = 5189\ \frac{m}{s}$$

Preglednica 1: Časovni koraki za različne dolžine stranic k.e.

h [mm]	h [m]	Δt [s]
0,5	0,0005	8,67E-08
1	0,001	1,73E-07
1,5	0,0015	2,60E-07
2	0,002	3,47E-07
2,5	0,0025	4,34E-07
3	0,003	5,20E-07
3,5	0,0035	6,07E-07
4	0,004	6,94E-07
4,5	0,0045	7,81E-07
5	0,005	8,67E-07

Na velikost časovnega inkrementa lahko vplivamo z velikostjo elastičnega modula, elementov in gostote. Velikost elementov optimiziramo s konvergenčno študijo, elastičnega modula pa ne moremo spreminjati, saj je to materialna karakteristika. V Abaqus-u je masno skaliranje polavtomatski proces, ki v najmanjših elementih poveča gostoto s tem pa posledično računski časovni inkrement. Kot že prej omenjeno, pa je postopek primeren za primere, kjer je kinetična energija zelo majhna napram notranji energiji.

Preglednica 2: Št. inkrementov:

Št. inkrementov na sekundo				
	masni multiplikator			
h [mm]	1	100	10000	1000000
0,5	11530545	115305	1153	12,0
1	5765272	57653	577	5,8
1,5	3843515	38435	384	3,8
2	2882636	28826	288	2,9
2,5	2306109	23061	231	2,3
3	1921757	19218	192	1,9
3,5	1647221	16472	165	1,6
4	1441318	14413	144	1,4
4,5	1281172	12812	128	1,3
5	1153054	11531	115	1,2

Analizo lahko pospešimo tudi ročno s povečanjem gostote materiala, v tem primeru moramo kontrolirati odziv in energijo v sistemu, ki jo Abaqus loči na več delov:

1. ALLWK: delo zunanjih sil,
2. ALLSE: deformacijska energija,
3. ALLAE: umetna deformacijska energija, povezana s »hourglass« problematiko,
4. ALLDMD: energija, disipirana zaradi poškodovanosti,
5. ALLPD: energija, disipirana s plastično deformacijo,
6. ALLIE: neelastične disipacije ter vsota večih deformacijskih energij (ALLSE, ALLAE, ALLDMD, ALLPD),
7. ALLPW: delo kontaktnih sil,
8. ALLKE: kinetična energija,
9. ALLFD: energija zaradi trenja,
10. ALLVD: energija, povezana z viskoznostjo in
11. ETOTAL: celotna energija sistema.

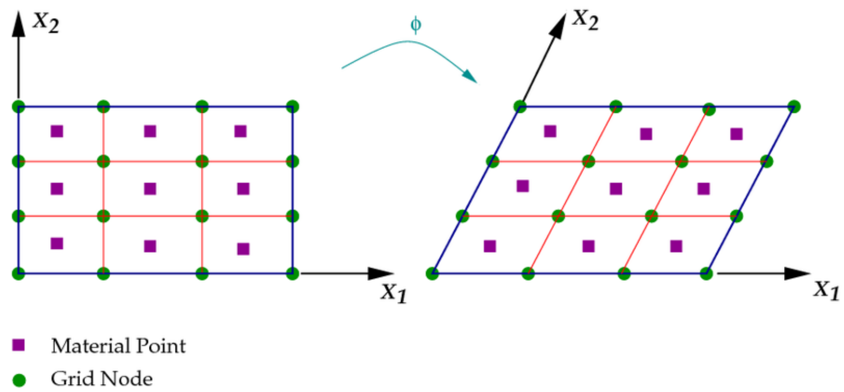
V primeru ročnega povečanje gostote moramo kontrolirati energiji ALLKE in ALLIE (priporočljivo $\frac{\text{ALLKE}}{\text{ALLIE}} < 5\ \%$).

Uporabili smo 8-vozliščne C3D8R elemente z reducirano integracijo. Ti imajo naslednje prednosti:

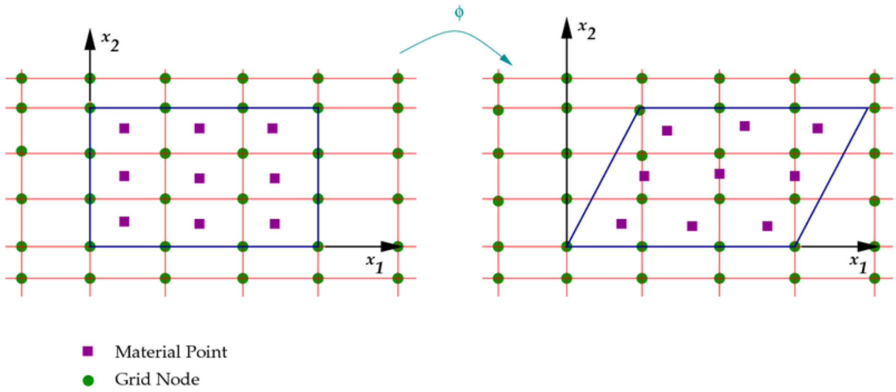
- hitrejša analiza kot v primeru polne integracije,
- redkejše mreže končnih elementov se lahko obnašajo bolj togo kot realni material, manj integracijskih točk pomeni manj precenjeno togost (Cook et al. 1989).

3.3.1 Povezana Euler-Lagrange analiza

Čista Eulerjeva analiza deluje po principu, da material teče skozi elemente, ki so pozicionirani v togi mreži. Z njo se izognemo problematiki kvalitete opisovanja deformacij različnih tipov elementov, ki se pojavlja pri Lagrangeevi analizi. Navadno se uporablja pri primerih, ki obravnavajo fluide, uporabna pa je tudi za reševanje primerov z velikimi deformacijami, ki lahko vodijo tudi do porušitve materiala. Eulerjeva mreža KE ne sovpada z zunanjimi mejami telesa, kar oteži definicijo mej telesa in interakcijo z drugimi telesi. Abaqus ta izziv rešuje z izračunom polnosti posameznega KE v mreži s posameznimi materiali, podrobneje smo ta del obravnavali v poglavju 5.7.



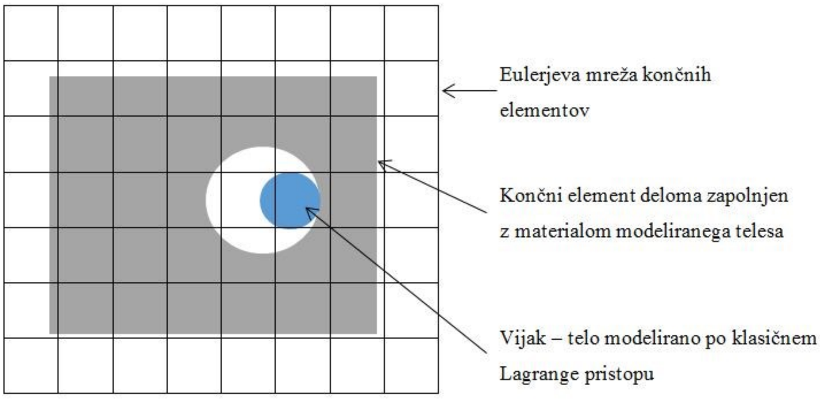
Slika 15: Lagrange pristop [25]



Slika 16: Eulerjeva mreža končnih elementov [25]

Povezana analiza kombinira tehniko dveh pristopov do mreže končnih elementov. Razlog za tako analizo je zmanjšanje problematike simulacije modelov z velikimi deformacijami. Za razliko od čiste Eulerjeve analize pri tej določene dele modela, kjer pričakujemo velike deformacije, modeliramo z Eulerjevim pristopom, ostale dele pa s klasičnim.

Enostavno gledano se Lagrange mreža deformira skupaj z materialom, Euler mreža pa stoji fiksno na mestu in meri kako material »teče« skozi njo. V tem povezanem pristopu v programu Abaqus uporabimo oba pristopa. Za preizkušanec, v katerem pričakujemo največje deformacije, smo uporabili Eulerjevo mrežo končnih elementov (KE), za vijak in stranske ploščе pa Lagrange mrežo KE.



Slika 17: Skica pristopa k povezanem modeliranju pritiska vijaka na pločevino

V tem pristopu za telo, za katerega pričakujemo velike deformacije, formiramo območje Eulerjevo mrežo, ki je nekoliko večje od tega telesa. Večje območje formiramo, ker pričakujemo deformacije in tok materiala izven začetne referenčne geometrije. Zaradi tega je smiselno na začetku oceniti pričakovane deformacije v različnih ravninah, da se izognemo pretirani povečavi modela, hkrati pa ne ustvarimo premajhne mreže, kjer bi material uhajal iz modela. mreži preko referenčne geometrije nato določimo material v posameznem elementu. Element je lahko tudi le deloma zapolnjen z maso. Povezana Euler-Lagrange (»CEL-Couped Eulerian-Lagrangian«) analiza omogoča interakcijo med dvema tipoma posameznih delov modela.

4 MATERIALNI MODEL

Najprej smo definirali elastične materialne karakteristike za jeklo, in sicer: modul elastičnosti $E = 210$ GPa, Poissonov količnik ν=0,3 in gostoto ρ= 7850 kg/m³. Sledil je vnos plastičnega materialnega modela, opis sledi spodaj.

4.1 Plastični model

Za simulacijo poizkusa potrebujemo materialne karakteristike. Potrebno je bilo določiti obnašanje materiala v plastičnem območju. Preizkušanci, ki smo jih simulirali, so bili vijačni spoji iz dveh različnih materialov. Prva skupina spojev je imela oznako B (jeklo visoke trdnosti S690), druga pa W (običajno konstrukcijsko jeklo S235). Tej oznaki so sledile tri številke, torej B*** in W***. Za preizkušance B101 – B122 smo materialni model povzeli iz [2], prikazuje ga Preglednica 3, za preizkušanec W110 pa smo morali določiti plastični materialni model.

Preglednica 3: Povzet plastični materialni model

ε_{true}	σ_{true} [Mpa]
0,0000	850,60
0,0032	854,30
0,0142	876,85
0,0321	912,46
0,0387	922,66
0,0440	928,87
0,0943	970,76
1,3800	1091,0

Plastični model za drugo uporabljeno jeklo smo določili s podatki o deformacijah in napetosti pri nateznem testu. Geometrija v numeričnemu modelu je izhajala iz enega izmed vzorcev pri izvedenem eksperimentu [3]:

Preglednica 4: Geometrija vzorca

Geometrija vzorca - epruvete		
Širina	25	mm
Debelina	10	mm
Dolžina L_0	90	mm
A_0	250	mm^2

Robni pogoji:

- krajni ploskvi sta bili togo vpeti s pomočjo referenčnih točk
- definiran je bil pomik ene od krajnih ploskev. Vse prostostne stopnje so bile preprečene, predpisana vrednost za pomik pa je bila 45 mm.

Spremljan je bil pomik v dveh točkah, vsaka oddaljena od sredine vzorca za 45 mm v svojo stran.

Iz nateznega testa smo dobili podatke o pomiku in sile. Iz tega smo izračunali inženirske vrednosti napetosti in deformacij. Inženerska napetost σ_e (enačba (13)) je definirana kot sila glede na začetni prerez obremenjenega telesa, inženirska deformacija ε_e pa kot velikost raztezka telesa glede na začetno dolžino. Potrebovali smo tudi pravo napetost σ_{true} in pravo deformacijo ε_{true}, ki sta povezani s prerezom in raztezkom med deformiranjem, enačbi (15) in (16).

$$\sigma_e = \frac{P}{A_0} \tag{13}$$

$$\varepsilon_e = \frac{\delta}{L_0} \tag{14}$$

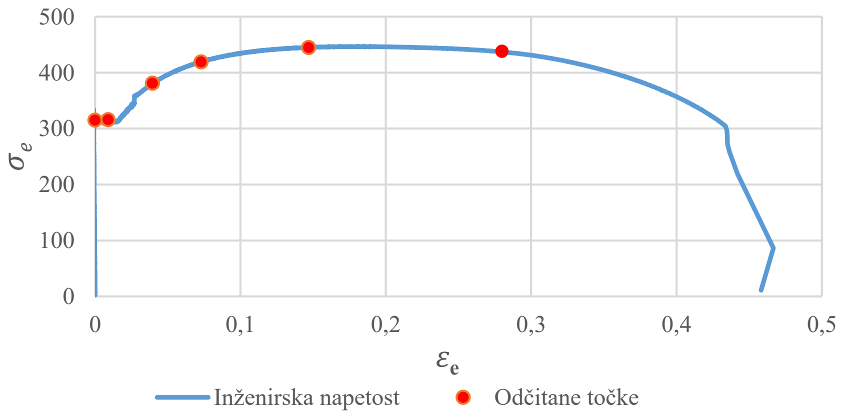
$$\sigma_{true} = \frac{P}{A} = \sigma_e(1+\varepsilon_e) \tag{15}$$

$$\varepsilon_{true} = ln\frac{L}{L_0} = \ln(1+\varepsilon_e), \tag{16}$$

kjer so spremenljivke:

- P… sila
- A_0… začetni prerez preizkušanca, pred deformacijo
- A… prerez preizkušanca med obremenjevanjem
- δ… pomik
- L_0… začetna dolžina
- L… dolžina med obremenjevanjem

Slika 18 pikazuje kruvuljo inženirske napetosti za izveden natezni test, ki je bil vmesna točka za izdelavo plastičnega materialnega modela. Iz tega grafa smo odčitali 6 takih točk, da smo krivuljo dobro opisali, in jih pretvorili v pravo deformacijo in napetost, kar je potreben vhodni podatek za program.



Slika 18: Napetost – deformacija, natezni eksperiment

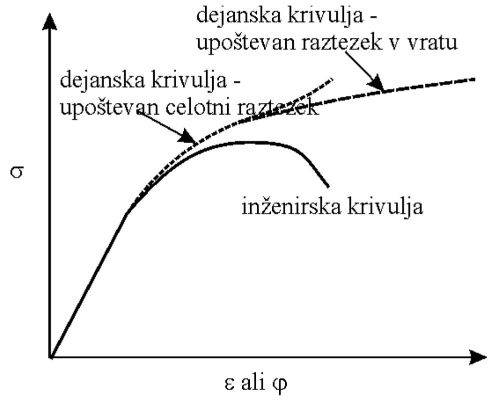
Preglednica 5 prikazuje odčitane vrednosti inženirske napetost in deformacije.

Preglednica 5: Vrednosti odčitanih točk

ε_e	σ_e [Mpa]
0	315
0,009	316
0,040	381
0,073	419
0,147	445
0,280	438

Inženirske vrednosti napetosti in deformacij smo preko spodnjih enačb pretvorili v prave napetosti in deformacije z uporavo enačbe (15) in enačbe (16).

Slika 19 prikazuje idealizirano razliko med obema napetostima in deformacijama.

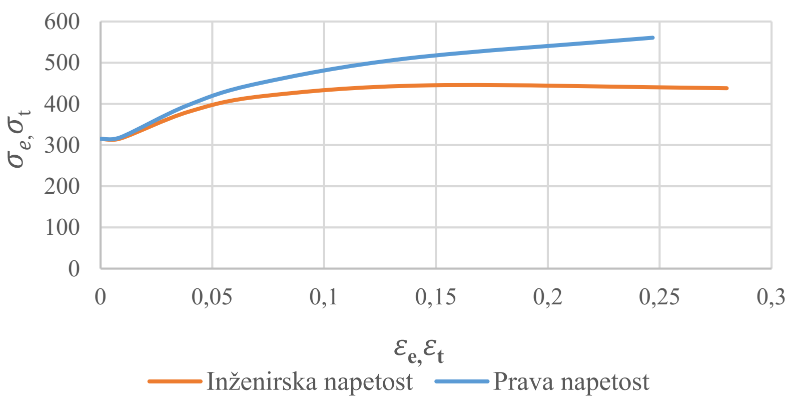


Slika 19: Krivulje glede na upoštevan raztezek [26]

V Abaqus pogovorno okno moramo za plastične materialne karakteristike vnesti neelastičen del prave deformacije, zato smo pred tem odšteli še elastični del deformacije po principu na spodnji enačbi:

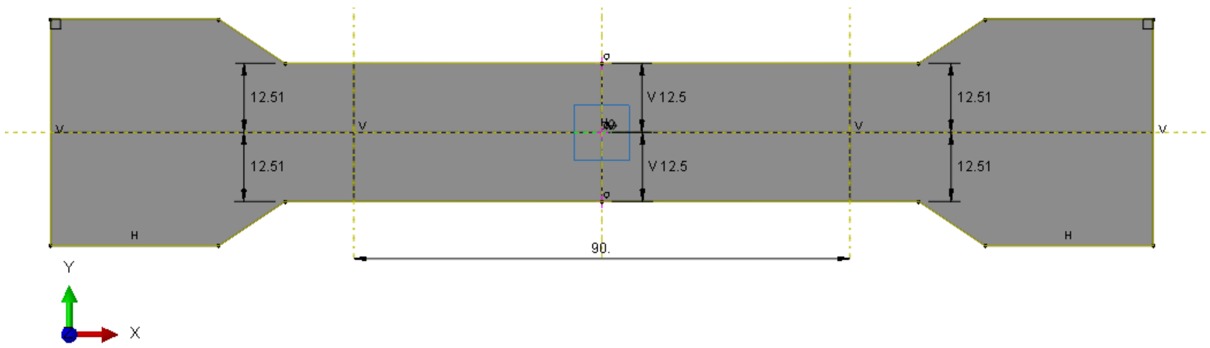
$$\varepsilon_{true-plastic} = \varepsilon_{true} - \frac{\sigma_{true}}{E}$$

Slika 20 primerja inženirsko in pravo napetost za naš natezni test. Deformacije so do natezne trdnosti enakomerne na celotni dolžini. Zato se diagrmama na spodnji sliki bistveno ne razlikujeta. Razlika nastane, ko se pojavi lokalno zoženje (vrat). Takat se doformacije začnejo koncentrirati na majhni dolžini, dejanski prerez pa se močno zmanjša, kar privede do bistvene razlike v krivuljah (slika 23).



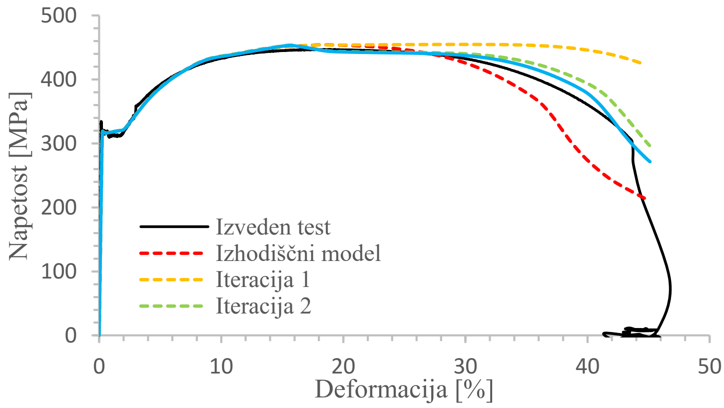
Slika 20: Primerjava inženirske in prave napetosti

Te vrednosti so bile izhodišče za plastični materialni model simulacije testa epruvete. Pred začetkom simulacije smo pripravili model epruvete. Da smo pri numerični simulaciji zagotovili začetek tečenja v sredinskem delu preizkušanca smo na sredini epruvete za majhno vrednost zmanjšali širno prereza in sicer za 0,02 mm.



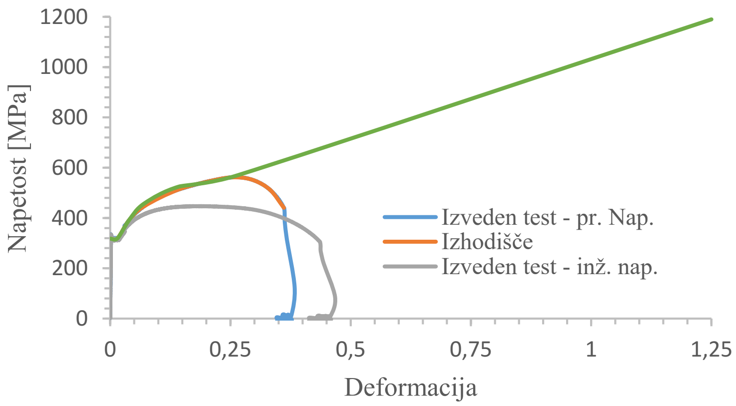
Slika 21: Kotirana skica preizkušanca

Nato smo izhodiščni model vnesli v numerični model epruvete za natezni test in se lotili kalibracije materialnega modela. Primerjali smo numerične rezultate z izvedenim testom in nato z metodo bisekcije materialni model večkrat modificirali in se tako še bolj približali dejanskemu testu.



Slika 22: Odziv materialnih modelov

Slika 22 prikazuje kalibracijo materialnega modela, Slika 23 pa primerjavo materialnega modela in napetosti pri izvedenem nateznem testu.



Slika 23: Plastični materialni model

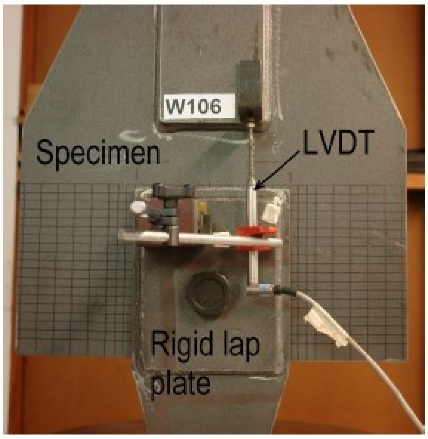
Končne uporabljene vrednosti prikazuje Preglednica 6.

Preglednica 6: Plastični del materialnega modela upoštevan v analizah

ε_{true}	σ_{true}[Mpa]
0	318
0,015	319
0,039	392
0,071	458
0,143	525
0,265	570
1,250	1190

5 NUMERIČNI MODELI

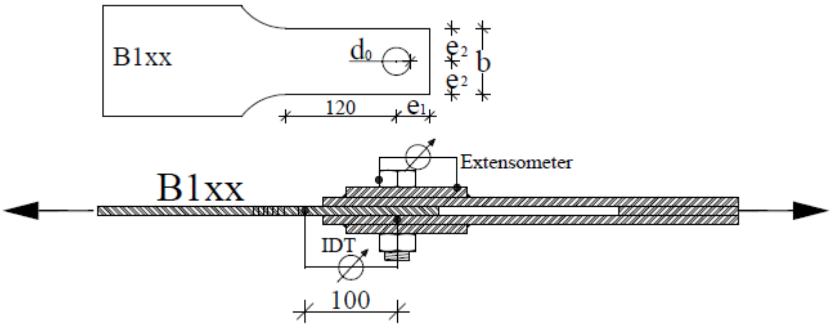
Simulirali smo 5 vijačnih spojev, fizični testi teh so bili izvedeni v [2]. Numerične simulacije smo opravili v programski opremi ABAQUS/CAE v14-1. Preizkuse smo modelirali s končnimi elementi, uporabili smo 2 numerična modela z različnim nivojem podrobnosti. Z enostavnim smo grobo kalibrirali modele in ocenili nekatere parametre, s podrobnim pa smo izvedli končno simulacijo.



Slika 24: Eksperiment [3]

5.1 Izvedeni eksperimenti uporabljeni za validacijo

Simulirali smo 5 vijačnih spojev z enim vijakom pravokotno na smer obremenjevanja, skica eksperimenta na Slika 25. Spoj je bil sestavljen iz preizkušanca in dveh stranskih pločevin z dvojno debelino preizkušanca. Spoje smo izbrali tako, da so imeli različne tipe porušitev. Spoji so imeli različne razdalje vijaka do robov prereza v smeri na obremenjevanja in v smeri pravokotno na obremenjevanje.



Slika 25: Skica eksperimenta. Povzeto po [2].

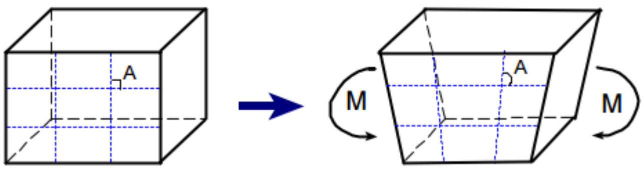
Poleg vijačenih spojev smo simulirali še natezni test s preizkušancem v obliki klasične testne epruvete. Geometrijske karakteristike vijačenih spojev se nahajajo v Preglednica 7.

Preglednica 7: Geometrija preizkušancev

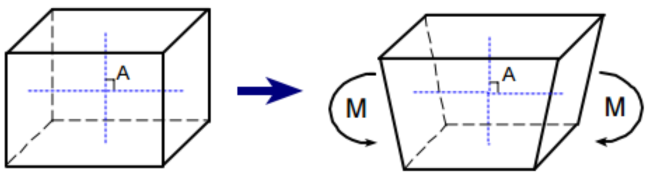
Preizkušanec	**Vijak**	b (mm)	t (mm)	d_0 (mm)	e_2/d_0	$e1/d_0$	A_{neto} (mm^2)
B109	M27	90	10	30	1,50	1,00	600
B111	M27	90	10	30	1,50	1,50	600
B118	M27	120	10	30	2,00	1,50	900
B122	M27	120	10	30	2,00	3,50	900
W110	M27	448	10	30	7,47	5,00	4180

5.2 Izbira tipa elementov

Zaradi izboljšanja učinkovitosti analize smo težili k uporabi elementov z reducirano integracijo, a smo jih najprej primerjali z običajnimi. Pri takšnih elementih se pri 8-vozliščnih elementih prvega reda uporablja le ena integracijska točka (pri elementih drugega reda 8), pri običajnih (s polno integracijo) elementih prvega reda pa je integracijskih točk 8 (pri elementih drugega reda 27). Pri elementih z reducirano integracijo pa je potrebno paziti na fenomen »hourglassing«, ko se elementi obnašajo bolj upogibno kot bi se morali. Na slikah spodaj prikaz tega problema, ko se kot A pri elementu z reducirano integracijo ne spremeni. To rezultira, da so normalne in strižne napetosti v integracijski točki nič, torej je tudi deformacijska energija nič.

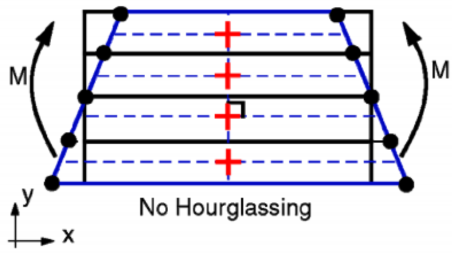


Slika 26: Polno integriran element prvega reda, obremenjen z momentom



Slika 27: Element z reducirano integracijo, obremenjen z momentom

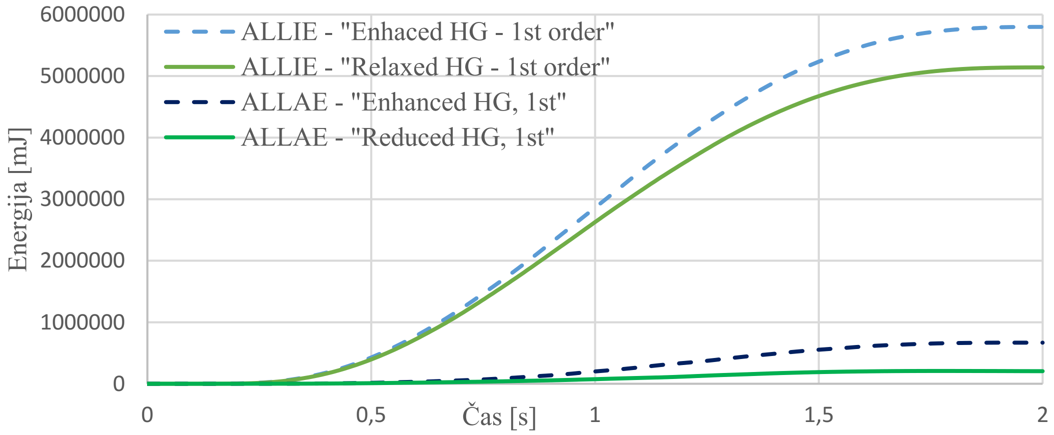
Problem se zmanjšuje z uporabo več elementov po debelini in pri vsaj štirih elementih po debelini ne predstavlja več velike napake.



Slika 28: »Hourglassing« Vir: [27]

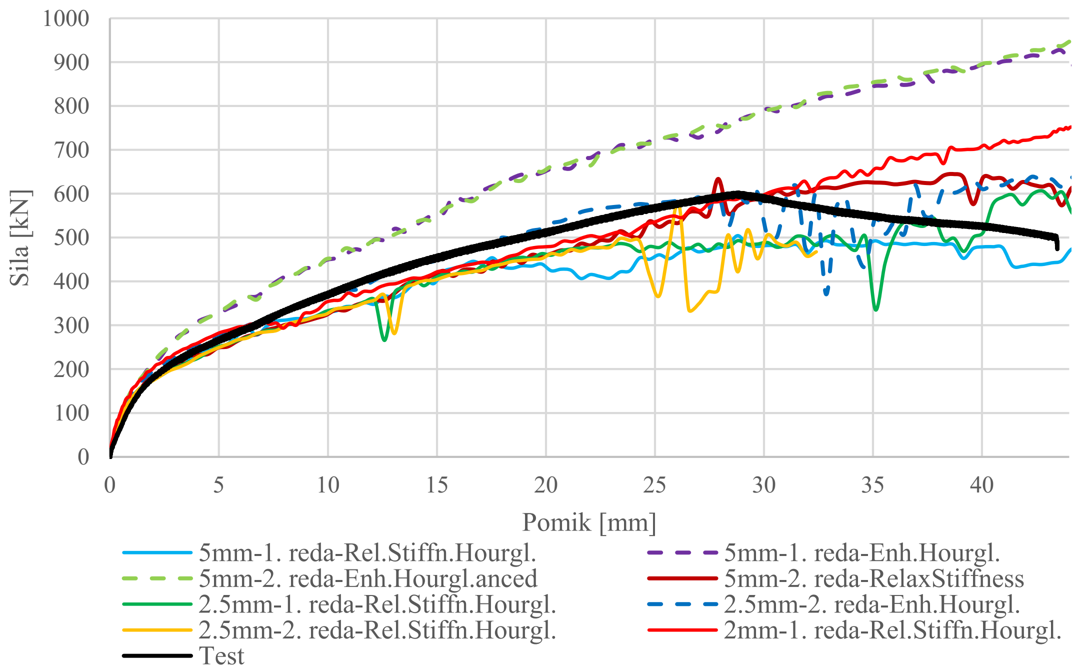
Program Abaqus avtomatsko poizkuša reševati ta problem z višanjem togosti elementa. Razlika v energiji se beleži kot »artificial strain energy«. Kontrola se opravi pri pregledu rezultatov energij in sicer s primerjavo ALLAE (umetna deformacijska energija) in ALLIE (notranja energija modela).

Primerjali smo 2 metodi kontroli pojava »hourglassing« (v nadaljevanju HG), in sicer »relax stiffness«, ki je tudi privzeta možnost in »enhanced«. Vpeljana količina umetne deformacijske energije je lahko tudi prevelika. Umetna deformacijska energija, ki kontrolira HG naj bi bila manj kot 1 odstotek notranje energije modela [23]. Slika 29 prikazuje primerjavo energij ALLIE, ALLAE pri testnem primeru za preizkušanec B109 z velikostjo KE 1 mm, brez modela porušitve.



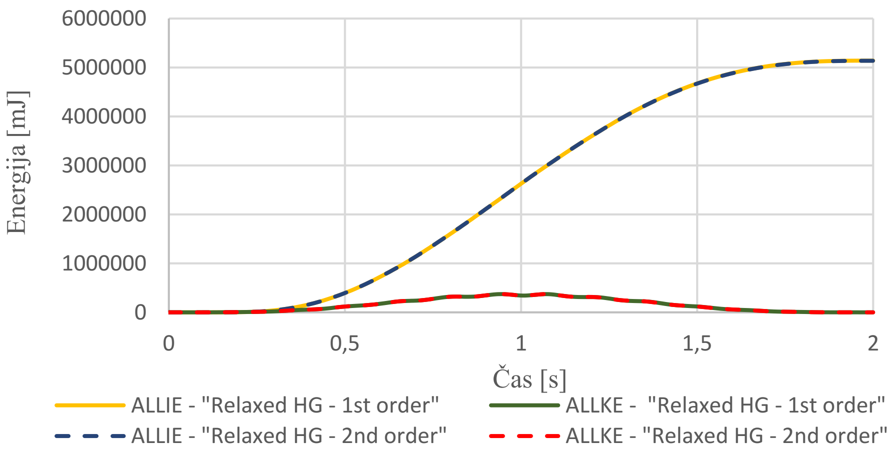
Slika 29: Primerjava energij ALLIE, ALLAE.

Pri opciji »enhanced hourglass control« razmerje energij ALLAE in ALLIE naraste na okoli 13 odstotkov. Vnesena količina energije ALLAE je tako precej velika, torej je dodana togost dokaj velika. Tak primer bi pričakovali pri hiperelastičnih materialih, tako da v nadaljevanju za naše izračune nismo uporabili te opcije [28]. Slika 28 prikazuje primerjavo različnih nastavitev testnega modela za preizkušanec W110.



Slika 30: Izbira tipa izboljšave »Hourglassinga«

Opazimo, da je mreža velikosti 5 mm še preredka in se model obnaša preveč togo, če uporabimo »Enhanced HG«, in dosti manj togo, če uporabimo »Relaxed HG«. Pri CD8R elementih je torej pri redki mreži, ki je imela le 2 KE skozi debelino preizkušanca, opazen velik vpliv HG. Najboljše ujemanje numeričnih rezultatov s testom pa smo dobili pri mreži z velikostjo KE 2,5 mm in funkcijo »Relaxed HG«. Slika 31 pa primerja še kinetično energijo (ALLKE) z notranjo energijo (ALLIE) na testnem modelu preizkušanca, brez modela porušitve in masnim skaliranjem velikostnega reda 10^6. Opazimo, da tudi brez modelirane porušitve kinetična energija ni več zanemarljiv del energij v sistemu, saj je v določenem delu analize razmerje ALLKE/ALLIE okoli 20 %. Več o tem razmerju je predstavljeno v poglavju 5.8. Primerjali smo tudi razliko med elementi 1. reda in 2. reda, odstopanja med rezultati nismo opazili, dokumentacija programa pa za primere z velikimi deformacijami in gradienti deformacij priporoča uporabo elementov 1. reda, zato smo se na te v nadaljevanju tudi omejili [22].

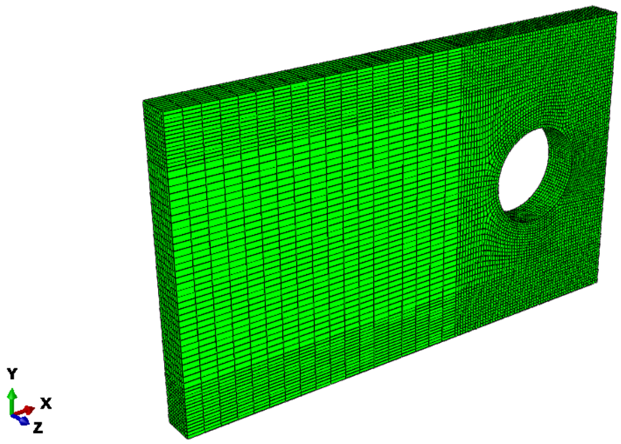


Slika 31: Primerjava energij ALLKE in ALLIE

Na koncu smo tako izbrali element CD8R, ki se poslužuje reducirane integracije, a z dovolj veliko gostoto elementov, za kontrolo problematike »hourglassing« pa smo uporabili funkcijo »Relaxed HG«.

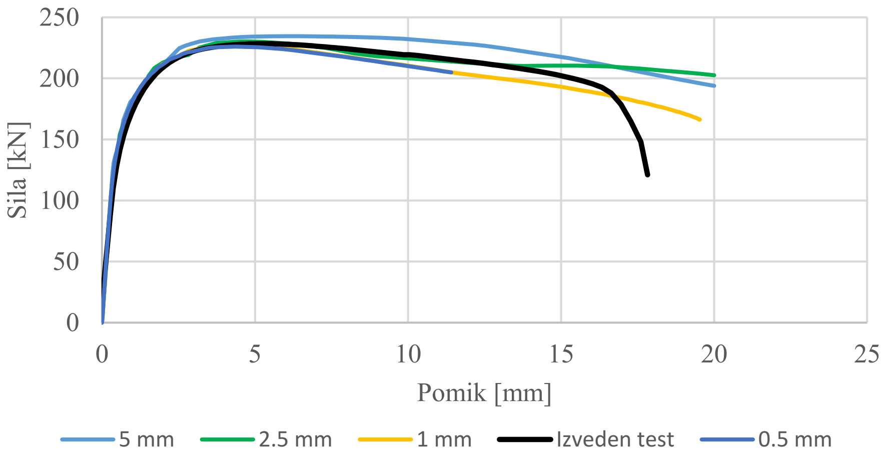
5.3 Študija konvergence

Velikost končnih elementov je potrebno smiselno izbrati, zagotavljati morajo zadostno natančnost, zaradi praktičnih razlogov pa tudi računsko najmanj potratno. Optimalno razmerje smo razbrali iz konvergenčne študije, ki smo jo opravili na numeričnih modelih za preizkušanec B109.



Slika 32: B109, 1 mm mreža

Primerjali smo 3 različne tipe analiz, ki jih ponuja ABAQUS, in sicer ABAQUS/Standard, Explicit in Coupled Euler-Lagrange analize. Za vsako od teh treh smo primerjali različne goste mreže končnih elementov, z različnimi velikostmi KE, in sicer z dolžinami stranic od 5 mm do 1 mm. Slika 33 prikazuje konvergenco rezultatov za model preizkušanca B109. Model s dolžino stranice KE 5 mm se je odzval razmeroma dobro, a nekoliko pretogo. Gostejše mreže pa se še bolje ujemajo s eksperimentom.



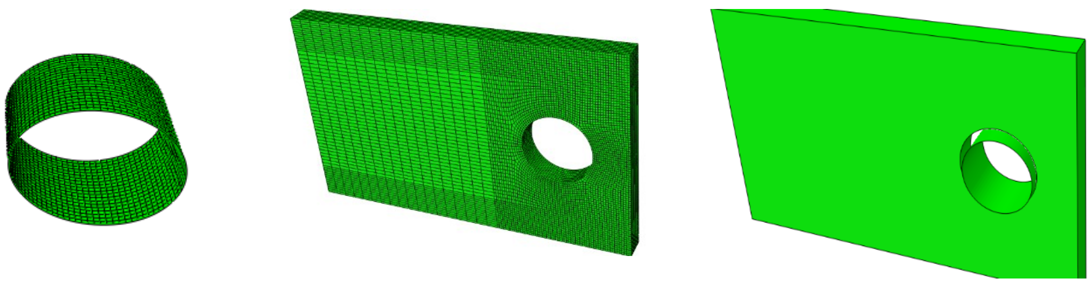
Slika 33: Primerjava rezultatov različnih velikosti KE (B109)

5.4 Tipi modelov

5.4.1 Model 1

Numerični model 1, kot ga prikazuje Slika 34, je model z le dvema elementoma, deformabilnim preizkušancem in togim vijakom. Preizkušanec je pločevina v obliki pravokotnika z eno luknjo, vijak pa je poenostavljen na tog valj. Model je bil primeren za preizkušance, pri katerih preklopni pločevini nista ovirala deformacije testirane pločevine v smeri debeline. V teh primerih se med preizkušancem in preklopnima pločevinama ni razvilo opazno trenje in je model dobro opisal izveden poizkus. Tip elementa za vijak: R3D4: 4 vozliščni 3-D »bilinear rigid quadrilateral« element.

Tip elementa za preizkušanec: C3D8R: 8 vozliščni »linear brick« element z reducirano integracijo in »hourglassing« kontrolo.



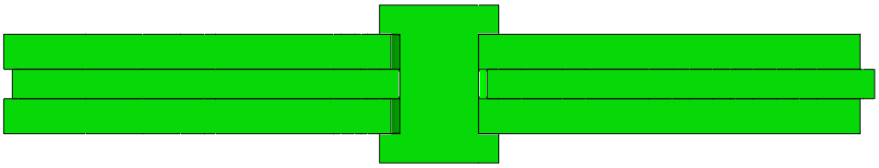
a) vijak b) c)

Slika 34: Enostavni model

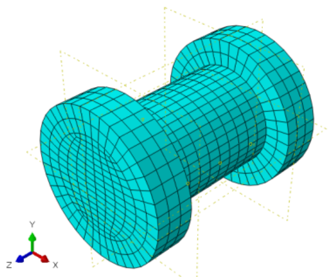
Ta model smo uporabili za začetne kalibracije modelov, poenostavitev je pomenila, da smo zanemarili vpliv trenja med preklopnimi pločevinami in preizkušancem. To je v večini primerih pomenilo nižjo vrednost reakcijske sile na grafu sila-pomik med simulacijo kot pri testih, ker pa smo hoteli ujeti še boljši odziv in morebitne nepredvidene vplive smo zasnovali tudi bolj podroben model. Model 1 je že ujel ustrezne tipe porušitev, ti se z Modelom 2 niso spremenili.

5.4.2 Model 2

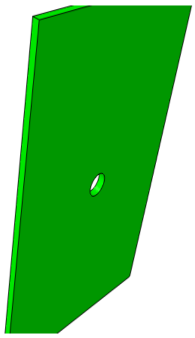
Numerični model 2 je zelo detajlno opisal natezne preklopne spoje. Dodali smo preklopni pločevini, vsaka na eni strani preizkušanca, kot prikazuje Slika 35. Definirani so bili kontakti med preklopno pločevino in preizkušancem. Podrobnejši model je omogočil simulacijo oziroma kontrolo razvoja trenja med preklopno pločevino in preizkušancem. Trenje se pojavi v preizkušancih pri katerih preklopna pločevina v precej veliki meri ovira deformacijo preizkušanca v smeri debeline, saj to pomeni večje kontaktne napetosti. Ujemanje rezultatov sila-pomik se je tako s tem modelom povečalo.



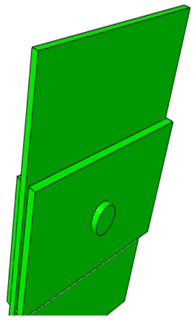
a.) prerez spoja



a.) elastičen vijak



b.) deformabilen preizkušanec



c.) preklopni spoj

Slika 35: Model 2

Celoten sestav v tem modelu je bil iz elementov tipa C3D8R.

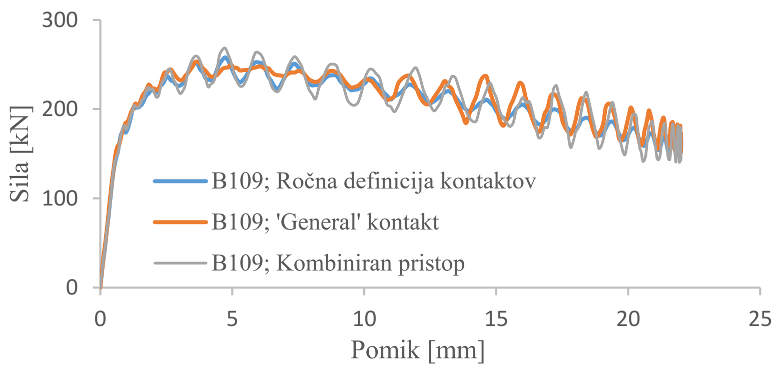
5.5 Postopek izdelave modelov

5.5.1 Kontakt med površinama

Med površinami teles smo kontakte določili na 3 različne vrste:

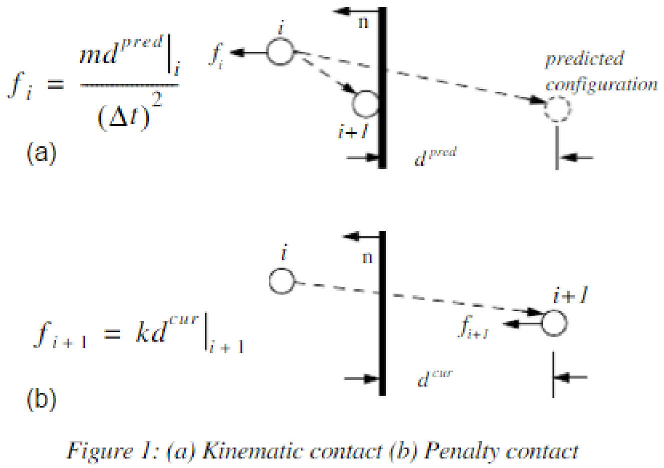
- »autocontact« opcija programa sama najde potencialne pare kontaktnih površin, iz tega izbora izberemo dejanske pare in smer kontakta. Nato ročno določimo vse nadaljnje parametre.
- Ročna identifikacija kontaktnih parov in nadaljnja definicija parametrov. Gre za isti rezultat kot pri zgornjem primeru, primeren za primere s kompleksno geometrijo in malo kontakti.
- »General contact« napreden avtomatski kontakt, ki omogoča tudi evolucijo kontakta, ko končne elemente odstranjujemo iz modela. Več v naslednjem podpoglavju.

Tip definiranega kontakta seveda tudi vpliva na odziv modela, primerjavo prikazuje Slika 36. Ročno definirani kontaktni pari so se odzvali bolj enakomerno skozi simulacijo, »General contact« pa ima na začetku bolj gladek odziv, ki pa je vse manj gladek z večanjem deformacije. Uporabljali smo še kombiniran pristop, kje smo kontakt med vijakom in območjem porušitve na preizkušancu definirali z »General contact« vse ostalo pa s kontaktnim pari.



Slika 36: Primerjava odzivov modela glede na definiran tip kontaktov (Abaqus/Explicit)

Kinematični kontakt v ABAQUS/Explicit se upošteva preko dveh faz v vsakem inkrementu, predvidovalna in korekcijska. Prva faza ignorira pogoje kontakta, kar lahko rezultira v penetraciji podrejene »Slave« kontaktne površine oziroma vozlišča. V korekcijski fazi istega inkrementa se upošteva popravek pospeška na kontaktnih vozliščih, gibalna količina se ohranja. Po obeh fazah je tako podrejeno vozlišče na ustreznem mestu glede na glavno »Master« vozlišče. »Penalty contact« na drugi strani pa te druge faze ni saj kontakt simulira tako, da se obnaša kot vzmet med glavno in podrejeno površino. Sila v vzmeti je enaka togosti zmeti krat razdalja penetracije. Togost vzmeti se določi avtomatsko, tako da je maksimalen vpliv na stabilen inkrement 4 %. Čas simuliranja obeh tipov interakcij je podoben in tako v večini primerov v tem vidiku ne igra vloge.



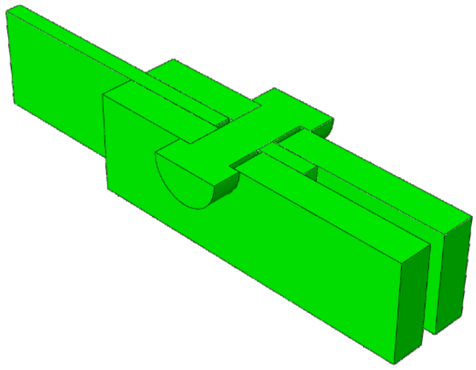
Slika 37: Tipa kontaktov [24]

Splošni kontakt (opcija »General contact«)

Poseben algoritem za obširno vrsto različnih kontaktov. Omogoča tudi avtomatsko definiranje površin za kontakte, ki je tudi računsko hitrejši od kontaktnih parov. Kontakte upošteva po principu »Penalty method«, tako da pri izračunu lahko pride do opozoril o penetraciji vozlišč v kontaktno površino. To opozorilo se pojavi v primeru, ko sila virtualne vzmeti, ki jo upošteva ta tip kontakta, ni dovolj velika, da bi povsem izničila penetracijo. V tem primeru je potrebno dodatno preveriti, ali je del modela prešel skozi kontaktno površino. Če ni prešel skozi kontaktno površino, je model v redu, saj »Penalty method« deluje po principu virtualne vzmeti opisane v prejšnjem poglavju. Če pa del modela preide skozi kontaktno površino (v naših primerih vijak skozi površino luknje pločevine), pa uporabimo kontaktne pare, kjer uporabimo »Kinematic method«.

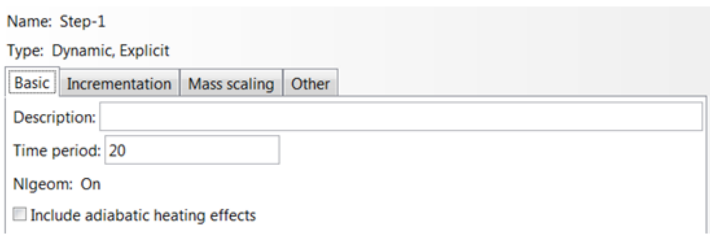
5.6 Pregled postopka izdelave modela za Abaqus/Explicit

Posamezne dele smo preko definiranih referenčnih točk združili v sestav, ki predstavlja izvedene teste.



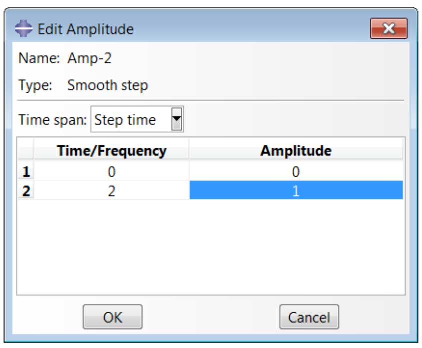
Slika 38: Sestav modela

Za analizo moramo definirati njene korake. Mi smo se poslužili samo enega in sicer Abaqus/Explicit.



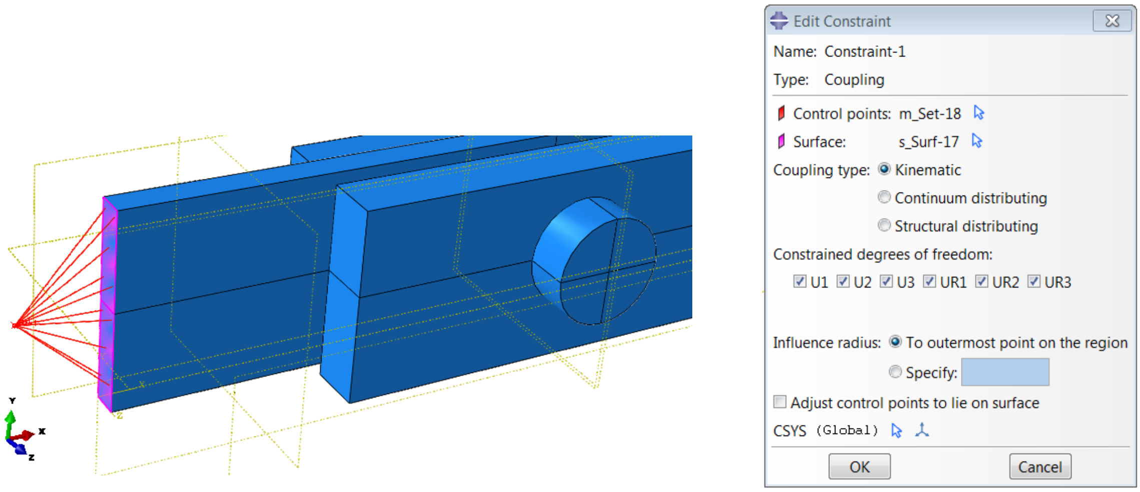
Slika 39: Izbira tipa analize: "Dynamic, Explicit"

Pri Abaqus/Explicit moramo določiti tudi način nanosa obtežbe, pomika, hitrosti. To smo naredili preko modula »Amplitude«. Za začetni čas izberemo ničen delež končne obtežbe, za končni čas pa polno vrednost predvidene obtežbe. Za naše modele smo uporabljali dva tipa, »Smooth step« in »Tabular«, torej zglajeno krivuljo nanosa in enostaven linearno naraščajoč nanos.



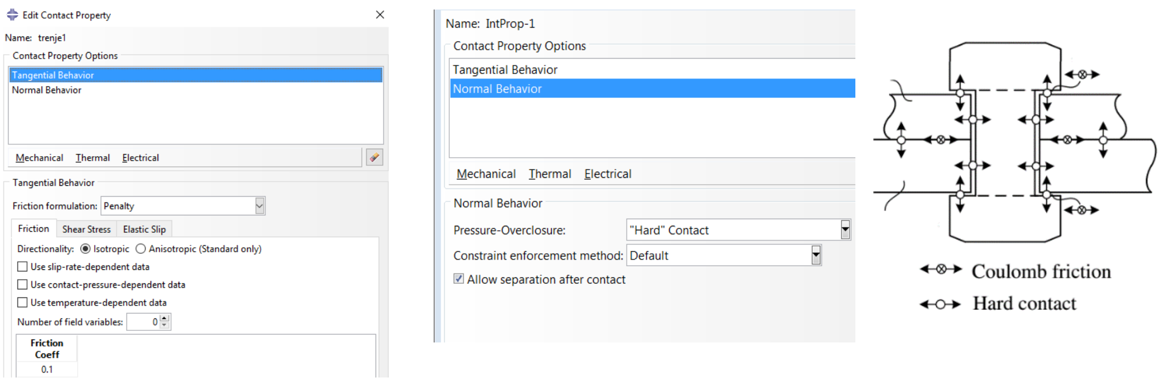
Slika 40: Definiranje poteka nanosa obtežbe

Robne pogoje in vsiljen pomik smo definirali preko referenčnih točk. Za prenos teh pogojev iz referenčnih točk na same elemente smo uporabili »Kinematic coupling«, ta opcija je zagotovila povezavo poljubnih prostostnih stopenj referenčne točke z želeno ploskvijo modela.



Slika 41: Povezava referenčne točke in ploskve preizkušanca

Za kontakte je potrebno določiti način interakcije in koeficiente trenja.

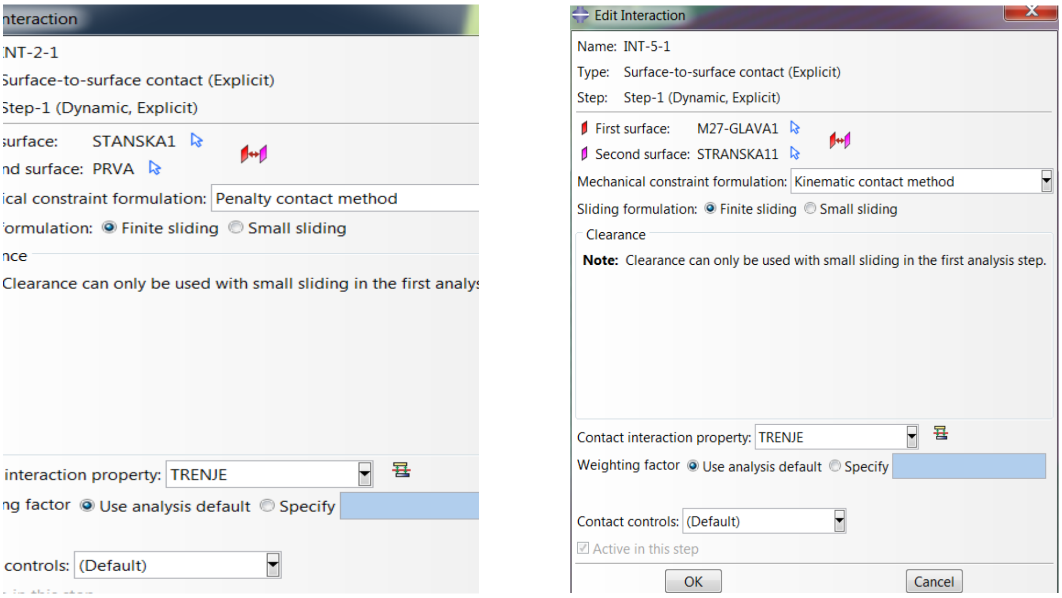


a) kontakt v tangentni smeri

b) kontakt v smeri normale

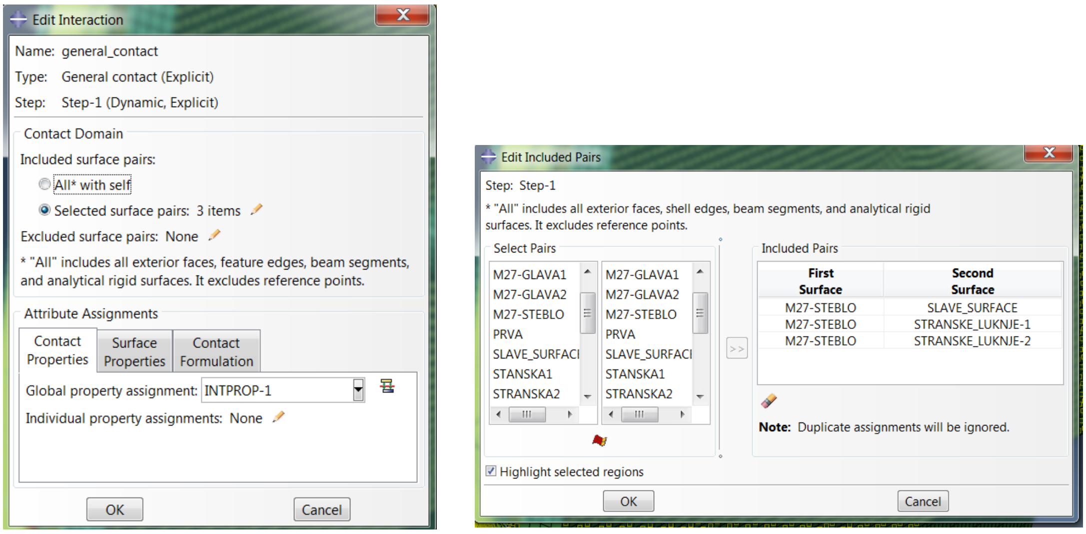
c) prikaz kontaktov [29]

Slika 42: Kontakti

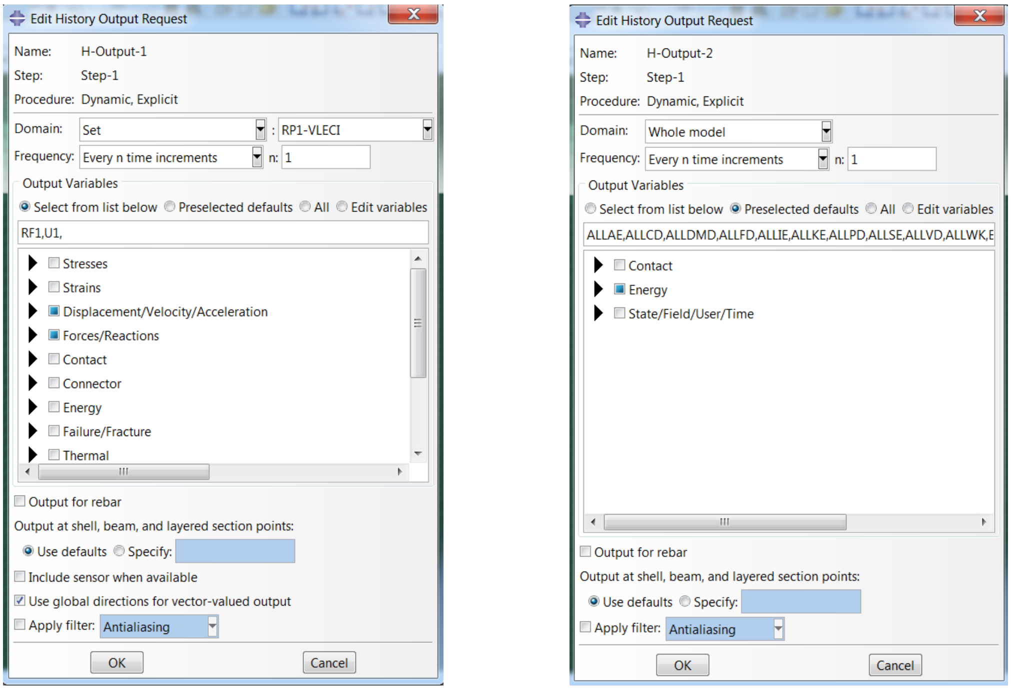


Slika 43: Kontakt med glavo vijaka in stransko ploščo ter med preizkušancem in stransko ploščo

Pri določitvi kontaktov je pomembno, da predhodno ustrezno zajamemo celotno površino porušitve. Definicija kontakta, ki bo zajel območje porušitve, mora obsegati zunanje, kakor tudi notranje, ploskve KE v tem območju, to bo omogočilo sprotno posodabljanje kontaktne površine v primeru odstranjevanja končnih elementov, ki so presegli kriterij porušitve. Interakcijo med površino pričakovane porušitve in površino z vijakom smo označili kot » general contact«.



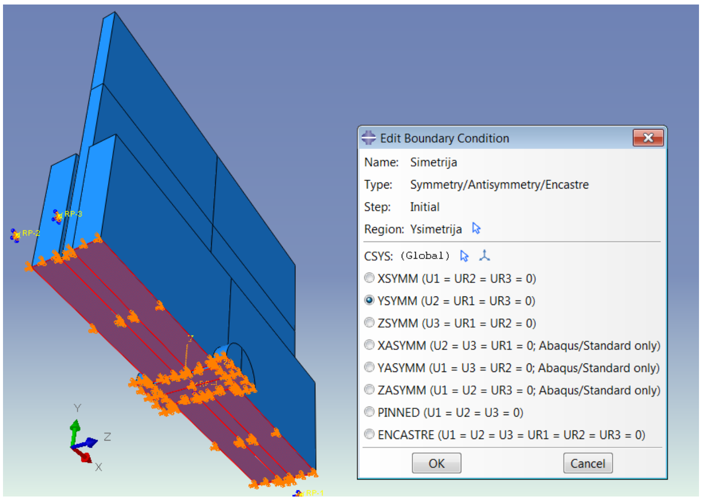
Slika 44: Kontakt za območje porušitve



Slika 45: Določitev spremenljivk, za katere se je izvedel izračun

Pri simulacijah smo poizkusili tudi z upoštevanjem simetrije kot prikazuje Slika 46, a je pri nekaterih modelih prišlo do pretiranih deformacij KE ob ravnini simetrije, zato smo nadaljne analize izvedli brez upoševanja simetrije.

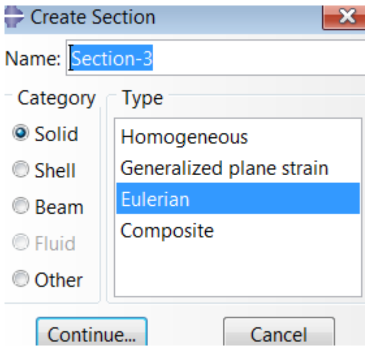
Robni pogoji:



Slika 46: Upoštevanje simetrije

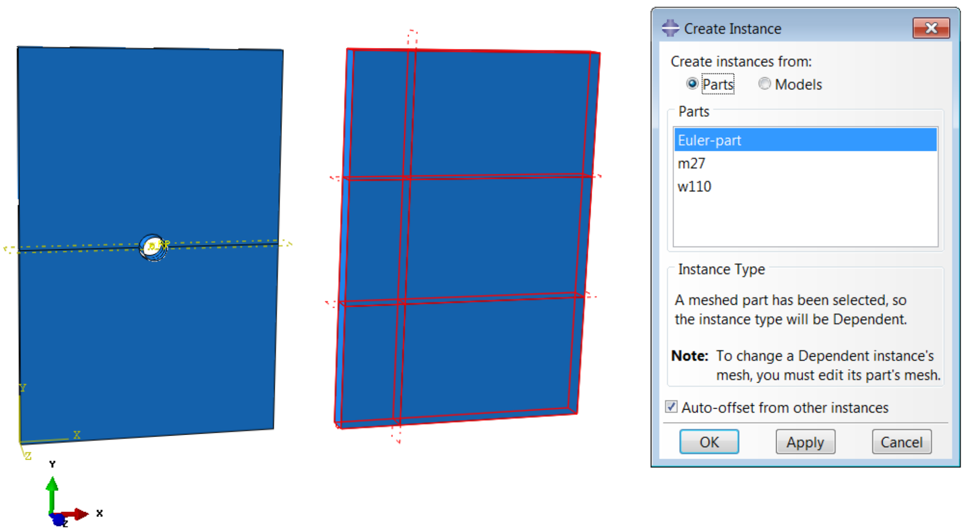
5.7 Pregled postopka izdelave povezanega Euler-Lagrange modela (CEL model)

1. Za izhodišče smo uporabili že izdelane Abaqus/Explicit modele s končano geometrijo za Lagrange dele modela. Najprej moramo definirati novo območje, ki bo vsebovalo Eulerjev del modela s togo mrežo končnih elementov.



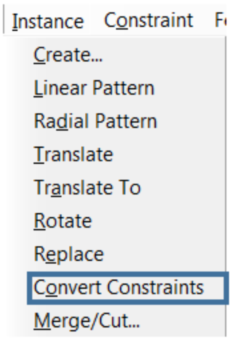
Slika 47: Definicija novega prereza in določitev materialov

2. Ustvarjenemu delu nato določimo Eulerjev tip območja in ustvarimo seznam materialov, ki bodo modelirani s takim tipom. Eulerjev del v primeru simuliranja večih različnih materialov razdelimo na particije, ki sledijo začetnim mejam med materiali.
3. Vse dele moramo nato uvoziti v »Assembly«, kjer bomo definirali lege posameznih delov našega sestava.



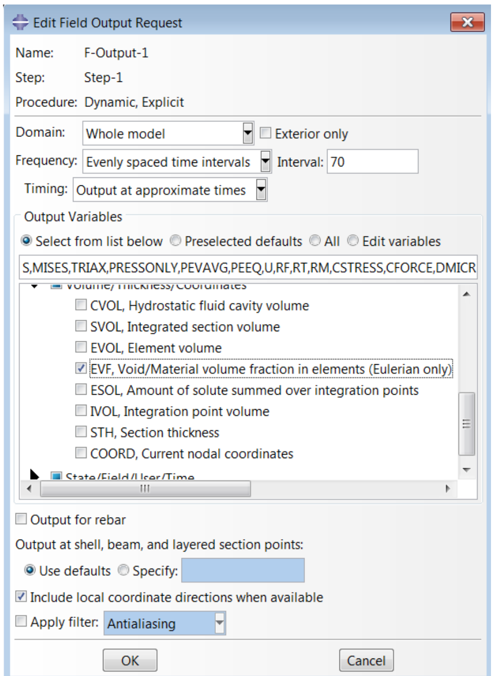
Slika 48: Uvoz komponent za sestav

Delom smo določili pozicije preko fiksiranja točk tako, da sta sredinska prereza Lagrange dela in Euler dela sovpadala. Ker tukaj Lagrange del uporabimo le za določitev zapolnitev Eulerjeve mreže z materialom, nato pa ga izklopimo, moramo delovanje povezavam omogočiti tudi brez tega dela za referenco. To naredimo z ukazom »Instance/convert constraint«.



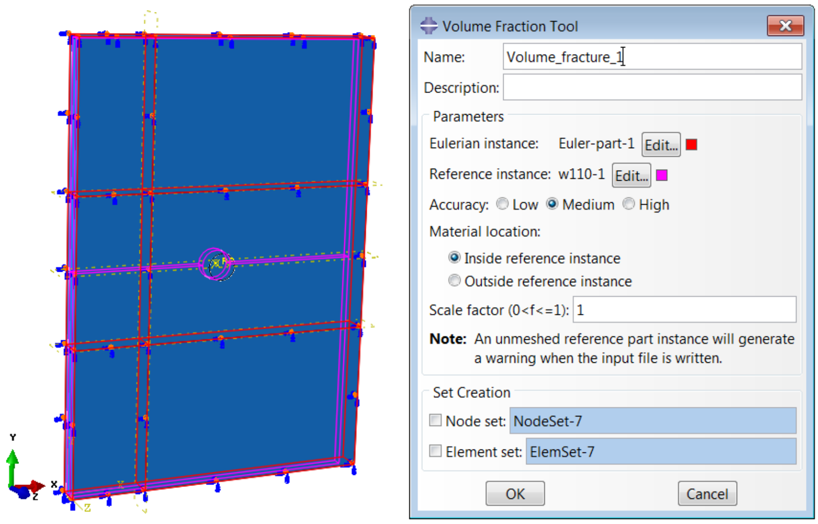
Slika 49: Prenos relativnih pozicij na »globalen« nivo

4. Materialu sledimo, medtem ko teče skozi mrežo preko »Eulerian volume fractions – EVF«. Ta vrednost predstavlja razmerja zapolnjenosti Eulerjevega KE v mreži. Razmerje z vrednostjo 1 bi tako ponazarjalo polno zapolnjen element, vrednost 0 pa popolnoma prazen element. Meja Eulerjevega materiala mora biti tako ob vsakem časovnem inkrementu posebej izračunana, da sledi toku materiala. Prikaz rezultatov deformacij materiala, se pravi toka materiala, pri tej analizi zahteva vklop izračuna in beleženja izhodne spremenljivke EVF. Najdemo jo v modulu »Field Output Request« v zavihku »Volume/thickness«.

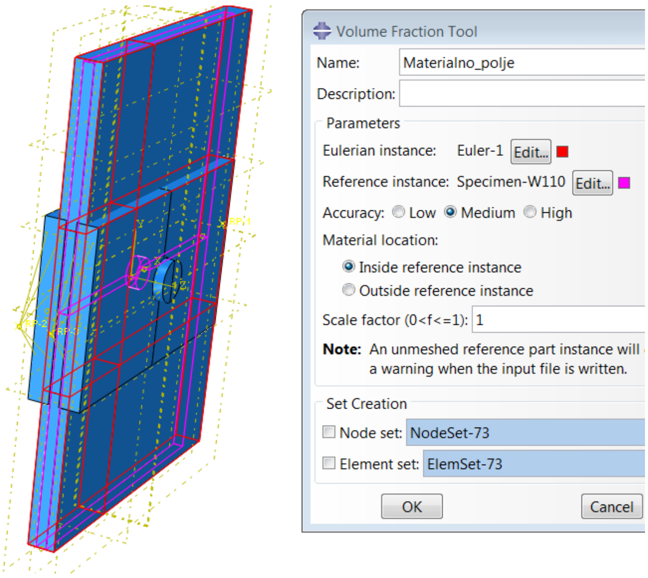


Slika 50: Določitev potrebnih izhodnih spremenljivk

5. Sedaj moramo Eulerjevo mrežo zapolniti z materialom. Material lahko pripnemo mreži preko diskretnega polja, za vsak material potrebujemo svoje polje. To polje lahko ustvarimo preko »volume fraction control«, nato pa z njim povežemo posamezne elemente z materialom.

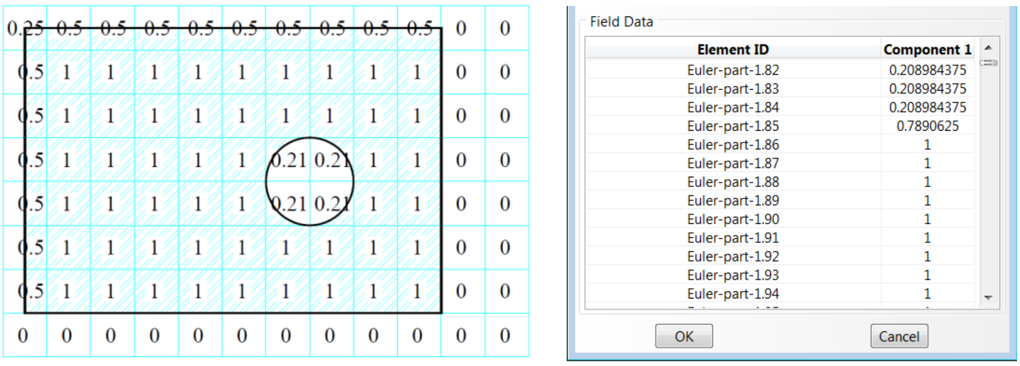


Slika 51: Izračun deleža materiala v posameznem končnem elementu



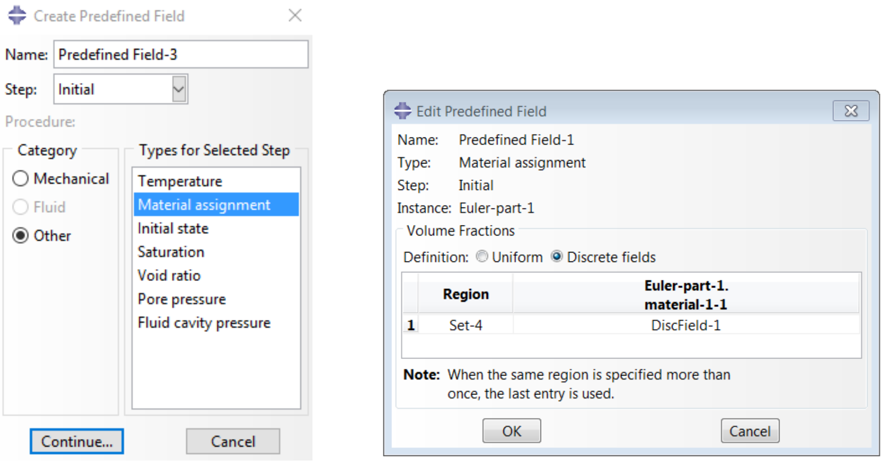
Slika 52: Določitev referenčne geometrije

Program primerja prekrivanje referenčne geometrije (v našem primeru geometrija preizkušanca) z Eulerjevo mrežo končnih elementov in določi zapolnjenost posameznega elementa v odstotkih, kot je prikazano na spodnji sliki. Za vsak material potrebujemo svoje polje.



Slika 53: »Polnost« posameznih končnih elementov

Sledi določitev materiala v modulu »Load«.



Slika 54: Določitev materiala

6. Na koncu določimo robne pogoje. Eulerjeva mreža končnih elementov je toga, temu primerno tudi določimo robne pogoje. Robni pogoji so v tem primeru fiksirani na določeno točko v prostoru in se ne premikajo, temveč določajo robni pogoj materialu, ki se nahaja na tej lokaciji v tem momentu.

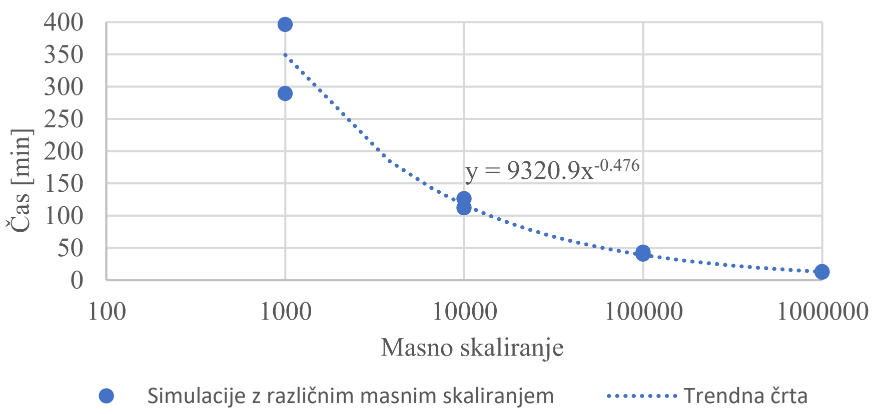
5.8 Pospešitev analize

Obravnavani modeli so vsebovali precej veliko končnih elementov, velikostnega reda 10^5 elementov. Računski čas velikostnega reda je nekaj ur, zato je smiselno razmisliti o naslednjih opcijah optimizacije računskega časa:

- Skrajšanje simulacije analize, kjer moramo kontrolirati razmerje kinetične (»ALLKE«) in celotne energije (»ALLIE output«). Za obravnavane probleme mora biti »ALLKE« zanemarljiv del »ALLIE«. Ustrezna zgornja meja za kvazi statične probleme je 4 % .
- Skaliranje mase (»mass scaling«), zopet potrebno kontroliranje zgoraj omenjenih energij,
- Uporaba simetrije,
- Za del modela uporabimo togo teles, če je to primerno.

Poleg pravkar omenjenih možnosti je v končnih modelih zaradi časovnega prihranka in velikosti datoteke izračuna smiselno omejiti obseg in frekvenco beleženja izhodnih spremenljivk. Te se delijo na »History output«, kjer smo spremljali pomike in sile v kontrolnih točkah, in pa na »Field output«, ki so beležile polje rezultatov, kot so napetostno polje, deformacijsko polje, , polje koeficienta poškodb…

Masno skaliranje je bilo zaradi pogoja energij pri večini modelov navzgor omejeno na 10^5, vendar je še vedno za nekatere preizkušance dajalo nekoliko ostro nihanje krivulje sila-pomik, zato smo se pri nekaterih modelih odločili za masno skaliranje v vrednosti 10^4. Preverili smo tudi rezultate pri skaliranju 10^3, ki pa je zelo podaljšalo čas računanja, Grafikon 1. Masno skaliranje 10^6 je rezultiralo v sprejemljivih rezultatih, vendar je bilo v času porušitve razmerje ALLKE/ALLIE od 3 do 10 %, zato smo ga uporabljali le za grobe začetne kalibracije.



Grafikon 1: Grafikon časa računanja za i7-5820K 3.30 Ghz, 32GB RAM:

6 DOLOČITEV PARAMETROV ZA SIMULIRANJE PORUŠITVE

Osnovne materialne karakteristike:

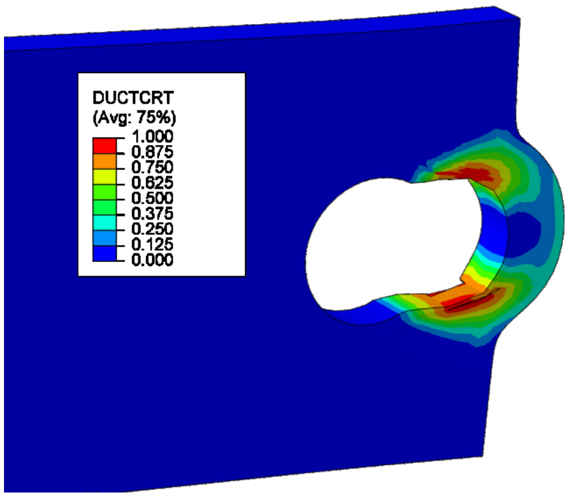
Preglednica 8: Osnovne materialne karakteristike

Količina		Enota
Gostota	7800	kg/m^3
Elastični modul	210	GPa
Poissonov količnik	0,3	

Iz opisa zastavljenega modela v poglavju 2 izhaja, da Abaqus zahteva še naslednje vhodne podatke:

- ε_f… primerjalna plastična deformacija ob pojavitvi poškodb,
- η_{avg}… povprečno razmerje triosne napetosti in
- u_f^{pl}… plastični pomik KE pri porušitvi.

Odziv modela je odvisen od odnosa razmerja triosna napetost−primerjalna plastična deformacija in plastičnega pomika od pojavitve poškodb do popolne porušitve [22]. Iz teh parametrov model izračuna vrednost kriterija porušitve »DUCTCRT«, ta pa izhaja iz spremenljivke ω_D, opisane v poglavju 3.2. Ko vrednost kriterija porušitve doseže vrednost 1, se začne zmanjševanje togosti končnega elementa.



Slika 55: Dosežen delež kriterija začetka poškodb

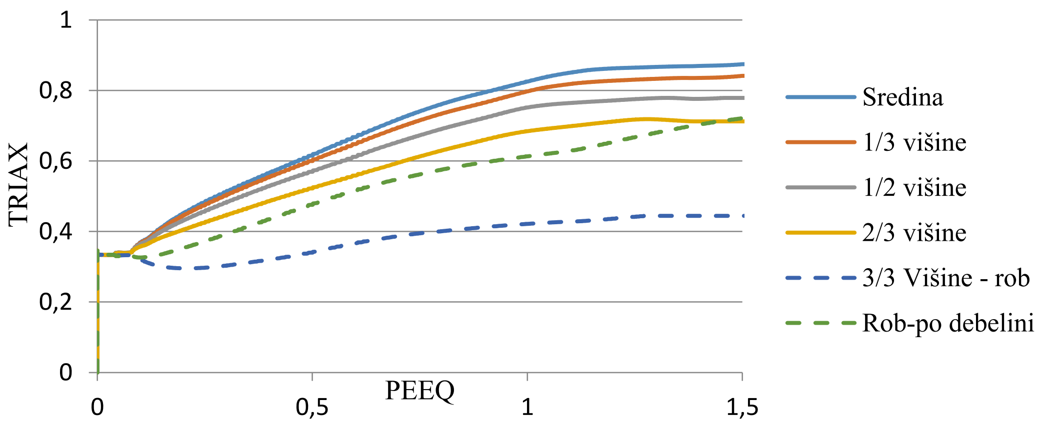
6.1 Odnos $\varepsilon_f - \eta_{avg}$

Za določitev odnosa med primerjalno plastično deformacijo ob pojavitvi poškodb in povprečnim razmerjem triosne napetosti je potrebna izvedba več standardiziranih eksperimentov. Ker novih testov za pridobitev teh parametrov nismo izvajali, smo si pomagali z že izvedenimi testi vijačnih spojev v [3] in numeričnimi simulacijami takih spojev. Tako smo pridobili oceno tega odnosa, ki smo je nato iterativno izboljšali. Oceno $\varepsilon_f - \left(\frac{\sigma_m}{\sigma_v}\right)_{avg}$ smo izračunali iz primerjave numeričnih rezultatov in eksperimentom tako, da smo locirali pomik, pri katerem se pojavi začetek poškodb. Na tem mestu v Abaqusu odčitamo ε_f v območju pojava pretrga na preizkušanec. Sledi določitev poteka Von Mises napetosti in povprečne hidrostatične napetosti do te točke. Te vrednosti odčitamo iz nabora elementov v območju lokacije maksimalne ε_f oziroma območju dejanske porušitve.

Pri simuliranju porušitve je pomemben tudi koncept odvisnosti poti deformacije oz. obtežbe. Za natančno napovedovanje porušitve nekega elementa je pomembna pot plastične deformacije do sedanjega stanja. Program Abaqus triosno napetost oz. razmerje med povprečno hidrostatično napetostjo (v Abaqusu kot spremenljivka »PRESSONLY«) in Von Mises napetostjo (v Abaqusu kot spremenljivka »MISSES«) izračuna kot spremenljivko »TRIAX«. Primerjalna plastična deformacija pa se v programu beleži kot spremenljivka »PEEQ«. Za oceno parametrov η_{avg}-ε_f smo torej najprej iz programa izpisali η in ε_f, ki so v izhodnih rezultatih programa zapisane kot »PEEQ« in »TRIAX«. V Excelu je sledil izračun η_{avg}.

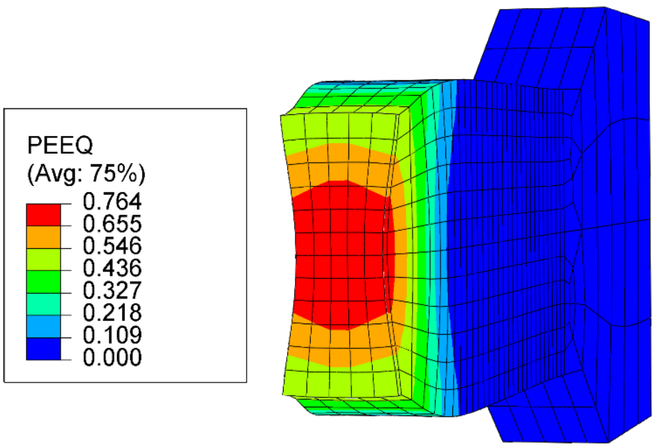
6.1.1 Natezni test

Izdelali smo simulacijo nateznega testa, ker smo za preizkušanec uporabili epruveto pravokotnega prereza. Primerjali smo ekvivalentno plastično deformacijo ε (»PEEQ«) in razmerje triosne napetosti η (»TRIAX«) pri nateznem testu glede na položaj v prerezu, kjer se pojavi porušitev. Višina epruvete je znašala 25 mm, debelina pa 10 mm. Slika 56 prikazuje η in ε za različne KE v kritičnem prerezu epruvete. Deformacija je največja v sredini prereza, najmanjša pa ob robovih.



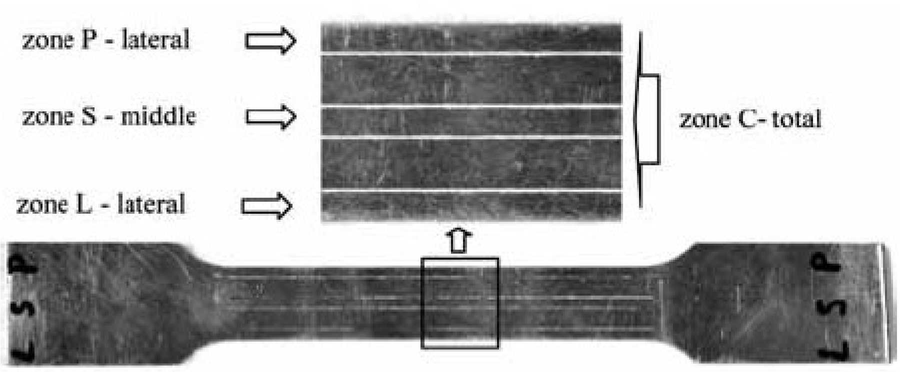
Slika 56: Natezni preizkus ε-η

Pojavi se vprašanje katera od zgornjih deformacij je ustrezna izbira za izhodišče izračune naših parametrov. Deformacije v območju porušitve nihajo od 0,859 na sredini do 0,477 na zgornjem robu prereza. Ostale vrednosti prikazuje Slika 57.



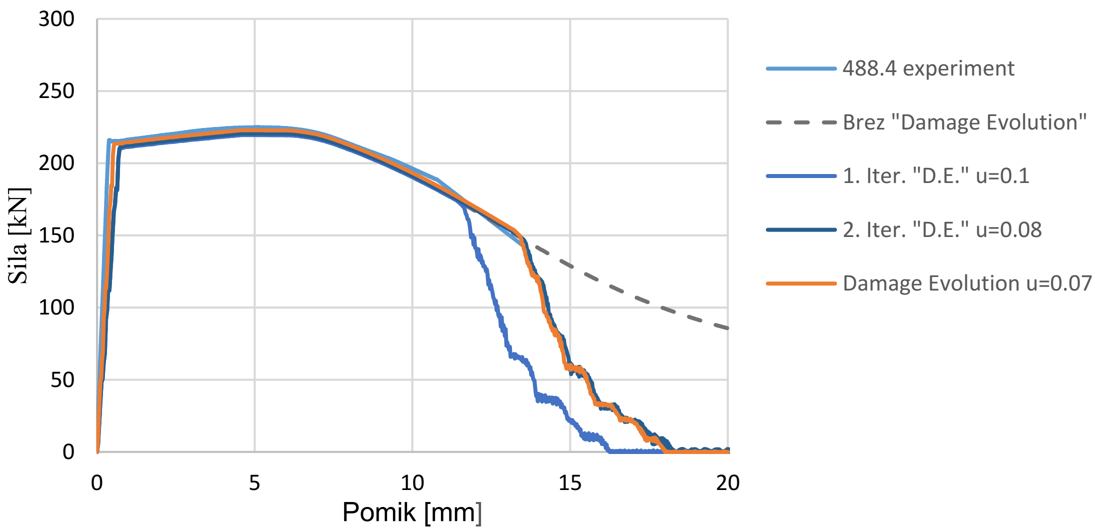
Slika 57: Oblika kritičnega prereza

Zanesli smo se na literaturo, kjer so primerjali deformacije ob porušitvi pri nateznih testih z epruvetam pravokotnega prereza [18]. Spremljali so deformacije ob porušitvah v treh conah prereza, kot prikazuje Slika 58.



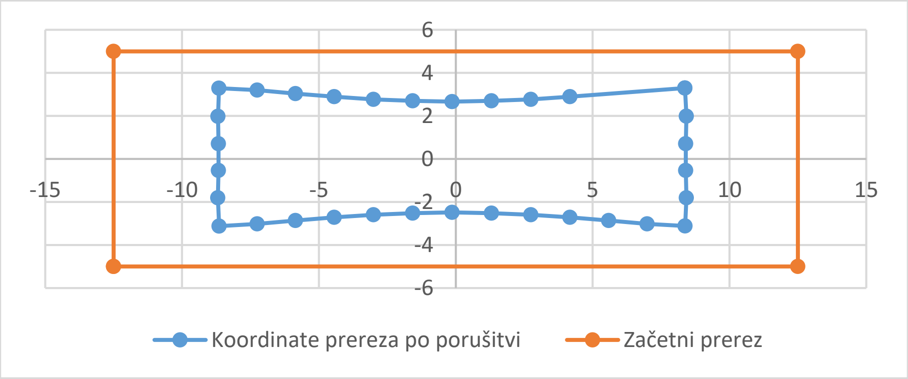
Slika 58: Tri spremljane cone deformacij [30]

Coni P in L sta bili ob straneh preizkušanca, cona C pa na sredini. Tudi v tej raziskavi so ugotovili podoben razpon deformacij in ugotovili, da je sta območji P in L najbolj primerni za določitev deformacije ob porušitvi. Tako smo pri naši simulaciji epruvete prišli do izhodiščne ocene ε_f=0,57 in η_{avg}=0,39. S to oceno smo zagnali novo simulacijo z dodanim modelom porušitve in dobili rezultate, ki kažejo zelo dobro ujemanje s testom, Slika 59.



Slika 59: Sila – pomik, natezni preizkus

Oceno smo preverili tudi preko oblike in velikosti prereza na mestu porušitve. Primerjali smo velikost zmanjšanega prereza po koncu testa s tistim v simulaciji, ki je uporabila naše parametre. Obliko prereza po porušitvi prikazuje Slika 60, izračun površine prereza pa Preglednica 9. Če smo uporabili zgornjo oceno ε_f=0,57 in η_{avg}=0,39, smo dobili nekoliko večjo površino kot pri testu, in sicer 114 mm^2, zato smo primerjali še simulacijo z oceno parametrov iz centra prereza ε_f=0,85 in η_{avg}=0,55. Pri tej simulaciji smo dobili manjšo površino, in sicer 96,9 mm^2, kar je bližje vrednostim iz eksperimentalnega testa.



Slika 60: Koordinate prereza po porušitvi

Preglednica 9: Površine prereza po porušitvi

Začetni prerez	250 mm^2
Površina prereza po porušitvi	96,9 mm^2
Z	$Z = (250\ mm^2 - 96{,}9\ mm^2)/250\ mm^2 = 0{,}613$

Parametre porušitve smo kontrolirali preko primerjave površine prereza epruvete na mestu preloma pri eksperimentih in simulaciji, tako da smo primerjali vrednost Z. Ta je enaka razmerju med zmanjšanjem površine prereza epruvete na mestu porušitve in začetno površino prereza, ki je znašala 250 mm^2 (stranici prereza 25 mm in 10 mm). Odstopanje je znašalo manj kot 1 odstotka, Preglednica 10.

Preglednica 10: Delež površine po porušitvi napram začetni površini prereza

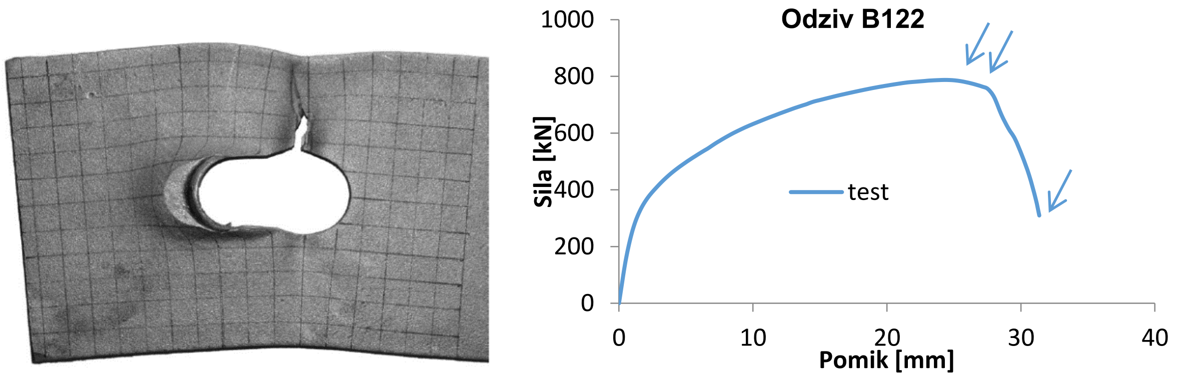
	Z [%]
Eksperiment 1	61,7
Eksperiment 2	62,6
Eksperiment 3	62,4
Simulacija	61,3

6.1.2 Določitev vrednosti parametrov ε_f in η_{avg}

Kot smo zastavili v poglavju 6.1, smo iz testov vijačnih spojev in iz numeričnih simulacijah ob identifikaciji pomika, pri kateri se je zgodila porušitev, dobili oceno parametra porušenega modela po korakih predstavljenih spodaj.

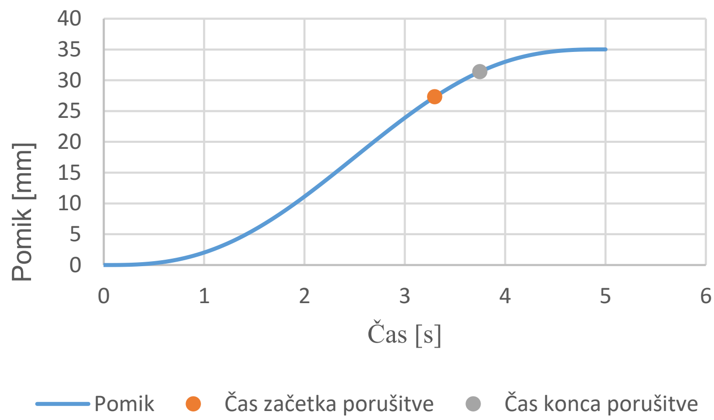
1. Pregled odziva (izris grafov sila – pomik) preizkušanca in tipa ter lokacije porušitve. Iz grafa odziva pri fizičnem testu smo razbrali pomike pri doseženi maksimalni sili, začetku porušitve in koncu testa. Slika 61 te vrednosti označuje s puščicami. Zanimale so nas vrednosti napetosti

in deformacij pri začetku in koncu porušitve, ta se je zgodila v tem primeru pri pomiku 27,5 mm in 31,4 mm.

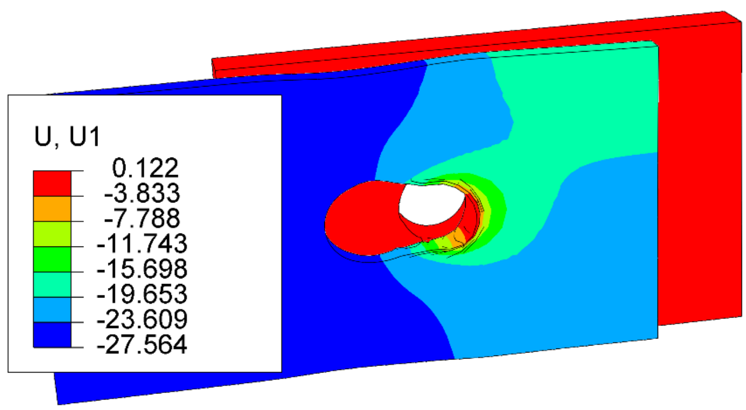


Slika 61: Test in odziv B122 [1]

2. Identificiramo čas, pri katerem smo v simulacijah prišli do teh pomikov. Ugotovimo, da se pomikoma najbližje prilegata časa 3,30 s in 3,75 s.



Slika 62: Robni pogoj v simulaciji, vsiljen »smooth step« pomik

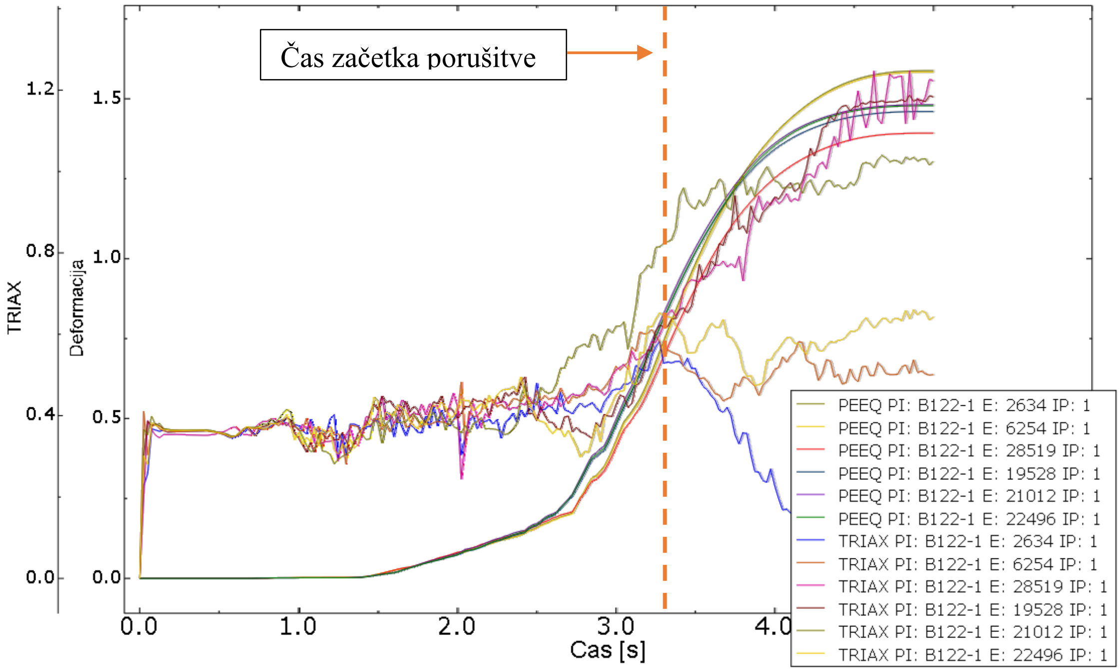


Slika 63: Pomik U1 v času, ko se pri testu pojavi porušitev

3. Na območju, kjer se je pri testu pojavil prelom, lociramo največje deformacije na numeričnem modelu. Za končne elemente v tem območju izpišemo vrednosti deformacije. Izbrali smo 6 KE

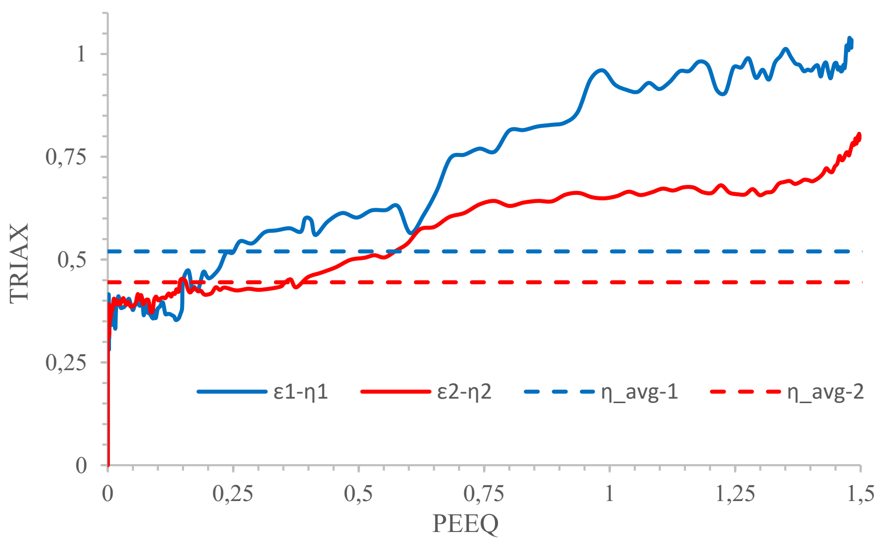
z največjimi deformacijami na tem območju. Ta nabor KE smo uporabili za izdelavo grafa v naslednji točki.

4. Za te končne elemente izpišemo vrednosti spremenljivk »PEEQ« in »TRIAX«. Do trenutka, ko se pojavi začetek porušitve (pri času simulacije 3,30 s) v naši simulaciji, imata obe krivulji za posamezne KE iz zgornjega nabora razmeroma podobne vrednosti, po tem trenutku pa se razlike začno povečevati. Izračunali smo povprečni vrednosti »TRIAX« in »PEEQ« za KE iz nabora ter te vrednosti primerjali s tistimi za končni element z največjo deformacijo.



Slika 64: Vrednosti ε-η za različne KE

5. Nato smo izrisali odnos med »PEEQ« in razmerjem napetosti »TRIAX«. Vrednosti ε1, η1 so za KE z maksimalno deformacijo v območju porušitve, vrednosti ε2, η2 pa izhajata iz povprečja vrednosti območja porušitve.



Slika 65: B122 ε-η

Iz teh podatkov smo nato lahko izračunali povprečno vrednost η_{avg}, ki je vhodni parameter za model porušitve, enačba (17).

$$n_{avg} = \left(\frac{\sigma_h}{\sigma_v}\right)_{avg} = \frac{1}{\bar{\varepsilon}_f}\int_0^{\varepsilon_f} \frac{\sigma_H}{\bar{\sigma}} d\bar{\varepsilon} \tag{17}$$

Preglednica 11 kaže primer izračuna vrednosti $\eta_{avg.}$ Najprej smo integrirali območje pod krivuljo »PPEQ« – »TRIAX« in dobili površino območja pod to krivuljo. To vrednost smo nato delili s »PEEQ« ob porušitvi in dobili povprečno vrednost »TRIAX« do momenta porušitve.

Preglednica 11: Primer izračuna za vrednost η_{avg}

Preglednica skrajšana na 27 inkrementov (izračuni narejeni s 200 inkrementi)

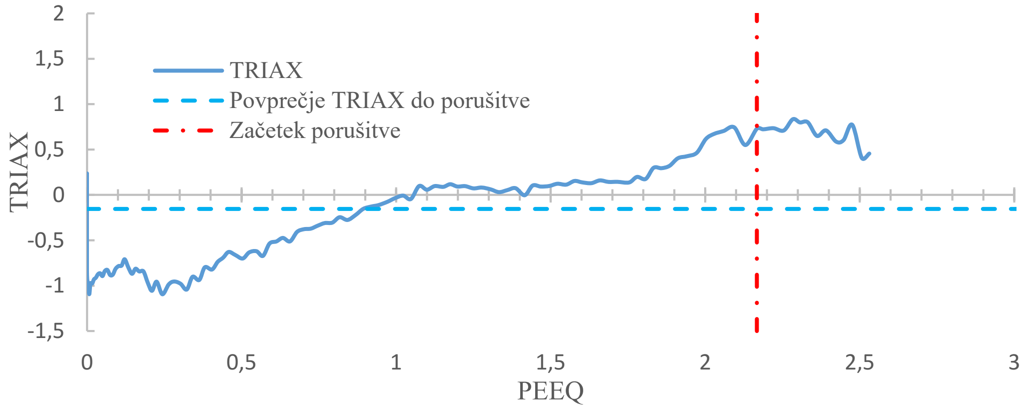
ID	ε	η	$\Delta\,\varepsilon$	$n * \Delta\varepsilon$
1	0,0000	0,3835	/	/
2	0,0258	0,3835	0,0258	0,0099
3	0,0302	0,3864	0,0043	0,0017
4	0,0421	0,3879	0,0120	0,0046
5	0,0466	0,3774	0,0045	0,0017
6	0,0680	0,3647	0,0214	0,0078
7	0,0838	0,3569	0,0158	0,0056
8	0,0906	0,3765	0,0068	0,0026
9	0,1037	0,3960	0,0131	0,0052
10	0,1095	0,3677	0,0059	0,0022
11	0,1147	0,3680	0,0052	0,0019
12	0,1196	0,3674	0,0049	0,0018
13	0,1238	0,3656	0,0042	0,0015
14	0,1322	0,3530	0,0084	0,0030
15	0,1412	0,3669	0,0091	0,0033
16	0,1606	0,4261	0,0194	0,0083
17	0,1680	0,4339	0,0074	0,0032
18	0,1800	0,4696	0,0120	0,0056
19	0,1901	0,4593	0,0102	0,0047
20	0,1972	0,4545	0,0071	0,0032
21	0,2015	0,4591	0,0043	0,0020
22	0,2083	0,4801	0,0068	0,0033
23	0,2226	0,5165	0,0143	0,0074
24	0,2358	0,5170	0,0132	0,0068
25	0,2491	0,5447	0,0133	0,0072
26	0,2638	0,5397	0,0147	0,0079
27	0,2881	0,5665	0,0243	0,0138
28	0,3126	0,5711	0,0244	0,0139
29	0,3366	0,5761	0,0240	0,0138
30	0,3623	0,5678	0,0258	0,0146
31	0,3846	0,5999	0,0223	0,0134
32	0,3930	0,5955	0,0084	0,0050
33	0,4054	0,5597	0,0124	0,0069
		$\sum_{i=1}^{33} \eta * \Delta\varepsilon_i$		0,1938
		$n_{avg} = \frac{\sum_{i=1}^{33} \eta * \Delta\varepsilon_i}{\varepsilon_{33}}$		0,4781

Zgoraj prikazani približni primer nam je dal rezultat $n_{avg} = 0{,}48$. V izračunih z uporabo 200 inkrementov pa smo dobili naslednje rezultate, Preglednica 12:

Preglednica 12: Primerjava rezultatov parametrov porušitve

Preizkušanec	n_{avg}	ε_f	
B122-$n_{avg} - \varepsilon_f$	0,481	0,403	Povprečje 6ih KE v območju porušitve
B122-$n_{avg} - \varepsilon_f$	0,445	0,575	KE z max ε

Takšen izračun smo opravili za več preizkušancev tipa B, nato pa še za enega tipa W, in sicer za preizkušanec W110, Slika 66. Preglednica 13 kaže izračunano oceno parametrov.



Slika 66: ε-η za W110

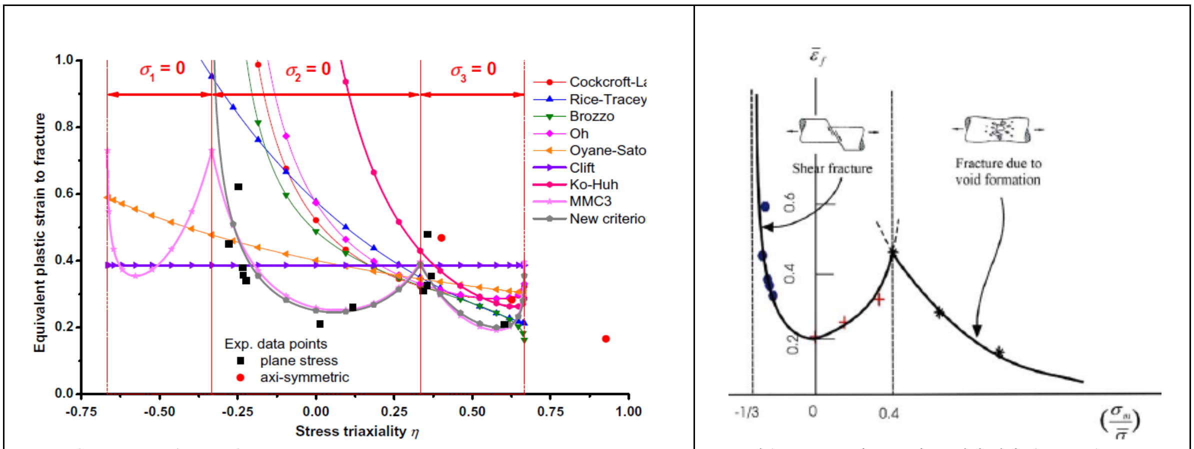
Dobljena ekvivalentna plastična deformacija pri porušitvi za izračunano vrednost n_{avg} je bila višja kot pri ostalih preizkušancih, kar ne preseneča, saj material ni enak. S to vrednostjo smo v nadaljevanju poizkušali model porušitve preizkušancev z oznako B prilagoditi za material preizkušanca z oznako W.

Preglednica 13: Ocena parametrov za W110

Preizkušanec	n_{avg}	ε_f
W110-$n_{avg} - \varepsilon_f$	-0,154	2,150

6.1.3 Določitev funkcij za opis odnosa $\varepsilon_f - \eta_{avg}$

Triosna napetost je poleg velikosti deformacij najpomembnejša lastnost, ki vpliva na pričetek duktilnega loma. Primerjalna deformacija ob porušitvi ε_f pa je dober kazalnik duktilnost porušitve [32]. Torej lahko z odnos $\varepsilon_f - \eta_{avg}$ določimo pričetek duktilnega loma. Za posamezni KE lahko ekvivalentno plastično deformacijo primerjamo z odnosom $\varepsilon_f - \eta_{avg}$. Kriterij poškodovanosti je opisan z oddaljenostjo od krivulje $\varepsilon_f - \eta_{avg}$. Ko primerjalna deformacija doseže krivuljo $\eta_{avg} - \varepsilon_f$, se aktivira model širjenja poškodb, kjer se KE prične zmanjševati togost. Težava je v določitvi krivulje $\varepsilon_f - \eta_{avg}$. V literaturi je krivulja običajno razdeljena na 3 območja (Slika 67). Tudi v našem primeru smo določili trendne krivulje za tri tipična območja. Območja so bila razdeljena na tista z negativnim η, η med – 0,33 in 0 (črtkana rdeča krivulja), tistimi z nad to vrednostjo (črtkana zelena krivulja) in celotno območje (črtkana oranžna krivulja). Območje smo razmejili na podlagi literature [31] in [32], kjer so predstavljene ocene odnosa $\varepsilon_f - \eta$ (Slika 67) in tipi porušitev v različnih območjih η. Za negativni del območja η je značilna strižna porušitev, za pozitivno območje η pa porušitev zaradi nastanka praznin. Točke, izračunane v prejšnjem poglavju 6.1.2, prikazuje Slika 68.

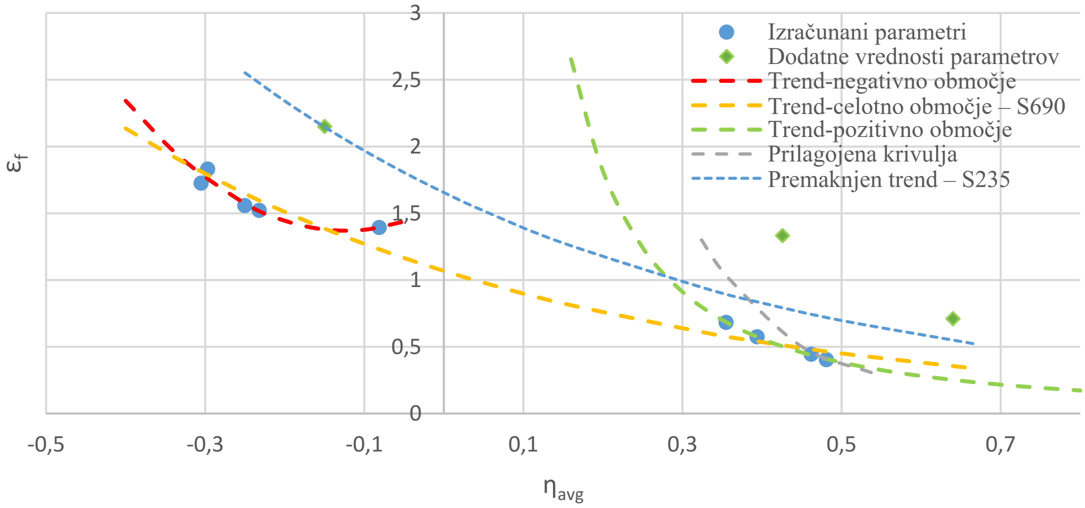


a) Lou (2012) [31]

b) Bao in Wierzbicki (2005) [32]

Slika 67: Območja η v literaturi

Točke, prikazane na sliki Slika 68 so izračunane v poglavju 6.1.2 in povzete v preglednici Preglednica 14. Trendne krivulje so izračunane na podlagi teh točk, kjer smo pri izračunu trendnih krivulj izvzeli 3 točke, ki so na grafu označene z zelenimi simboli, v legendi pa označene kot »Dodatne vrednosti parametrov«. Zelena točka v negativnem območju predstavlja preizkušanec W110 iz jekla S235, ostale točke pa predstavljajo preizkušance serije B iz jekla S690. Točka za W110 je prikazana le za primerjavo. Skrajno desna zelena točka predstavlja rezultat za standardni natezni test epruvete L, jeklo S690 (glej poglavje 6.1.1), ki je precej odstopala od ostalih točk in je zato pri določitvi trendnih krivulj nismo upoštevali.



Slika 68: Grafični prikaz parametrov

Trendne krivulje smo določili v programu Excel, za tri različne prej opisane obsege izračunanih parametrov. Za negativni del η smo uporabili polinomsko funkcijo, za pozitivni del η potenčno funkcijo, za celotno območje pa eksponentno funkcijo. Za celotno območje smo tako dobili trendno krivuljo z enačbo (18), za negativne vrednosti η_{avg} enačbo (19), za pozitivne pa enačbo (20):

$$\varepsilon_f = 1{,}068 * e^{-1{,}731 * \eta_{avg}}$$ rumeno oranžna črtkana krivulja (18)

$$\varepsilon_f = 12{,}71 * \eta_{avg}^2 + 3{,}137 * \eta_{avg} + 1{,}563 \quad \text{rdeča črtkana krivulja} \qquad (19)$$

$$\varepsilon_f = 0{,}118 * \eta_{avg}^{-1{,}70} \quad \text{zelena črtkana krivulja} \qquad (20)$$

V materialnem modelu za opis poškodovanosti smo za jeklo S235 uporabili modro črtkano krivuljo (Slika 68). Za jeklo S690 smo uporabili oranžno črtkano krivuljo, izjema pri tem je bil preizkušanec B122 za katerega smo uporabili sivo črtkano krivuljo (glej poglavje 6.1.4).

6.1.4 Uporaba trendnih krivulj v izračunih

Krivuljo za jeklo S235 smo določili tako, da smo trendno krivuljo celotnega območja za jeklo S690 (rumeno oranžna krivulja) premaknili višje tako, da je sekala izračunano točko za material S235 v negativnem območju η (preizkušanec W110). Preglednica 14 prikazuje točkovne podatke, pridobljene iz simulacij za preizkušance.

Preglednica 14: Točkovni podatki za preizkušance

Preizkušanec	η_{avg}	ε_f
B101	0,46	0,44
B103	0,43	1,33
B109	-0,08	1,39
B110	-0,30	1,83
B111	0,36	0,68
B111	-0,25	1,56
B112	-0,23	1,52
B118	-0,31	1,63
B122	0,48	0,40
epruveta (L)	0,39	0,57
epruveta (S)	0,64	0,71
W110	-0,15	2,15

Ti podatki so delovali kot pomoč pri oceni, vendar bi za boljše ocene morali izvesti namenske teste, ki bi pokrivali vsa 3 območja, ne samo robnih dveh, in s primerno razpršenimi točkami za dobro pokritje krivulje. V našem primeru smo simulirali omejen obseg preizkušancev tako, da je tudi takšen poenostavljen pristop dajal dobre rezultate. Opisane krivulje so se dobro izkazale za območja, kjer smo imeli veliko točkovnih podatkov. Dobro smo imeli pokrit negativni del η_{avg} in zato je uporabljena trendna krivulja (rumeno oranžna črtkana krivulja) za S690 dajala ustrezne rezultate. Dobro smo imeli pokrit tudi pozitivni del nad 0,4 η_{avg}, ki je prav tako dajal pravilne rezultate. Problematične so vrednosti krivulje na vmesnem delu, ker za te del nismo imeli točkovnih podatkov. V naših simulacijah so se porušitve v preizkušancih vršile tako, da je bilo območje η_{avg} večinoma v dobro pokritih območjih. Izjema je bil preizkušance B122, kjer se je porušitev zgodila v neto prerezu in v prehodnem območju η_{avg}, kjer glede na literaturo vrednost ε_f hitro naraščajo in lahko model hitro preide iz ene vrste porušitve v drugo. Posebej zasnovanih eksperimentov za določitev omenjenega odnosa nismo izvajali, saj prej omenjene krivulje dobro pokrijejo ostale eksperimente. Za preizkušanec B122 smo trendno krivuljo za pozitivni del premaknili ter modificirali tako, da smo dosegli pravilen tip porušitve in tako dobili sivo črtkano krivuljo. Ocena odnosa η_{avg} – ε_f se je preko uporabljenih testov dobro izkazala za območja, ki niso blizu mejnih vrednost η_{avg}, pomanjkljiva pa v mejnem območju (vrednosti η_{avg} blizu 0,33). Simulacijo B122 smo tako izvedli s sivo krivuljo. Popolnejši model, ki bi omogočal simulacijo problemov za katere ne moremo v naprej domnevati tip porušitve bi zahteval posebej zasnovane teste vsaj za mejna območjih η_{avg}.

6.2 Porušitev glede na »Shear ratio« Θ_s

Preverili smo tudi alternativno možnost modeliranja porušitve, in sicer takšno kjer je upoštevana poleg Misesove napetosti in hidrostatičnega pritiska tudi strižna napetost. Porušitev lahko modeliramo z materialnim modelom, ki upošteva razmerja prej omenjenih količin in PEEQ. Poleg tega potrebujemo materialni parameter ks, vrednost tega smo predpostavili na 0,3, kar je dobra ocena za širok spekter kovinskih materialov [33]. Podobno kot pri prejšnjem modelu porušitve smo razmerje napetosti Θ_s (enačba (21)) izračunali iz numeričnih rezultatov modela brez pojava poškodb in nato preverili obnašanje modela pri tej vrednosti.

$$\Theta_s = \frac{(q + k_s\, p)}{\tau_{max}} \tag{21}$$

, kjer so:

τ_{max} ... $maksimalna\ strižna\ napetost,$

p ... $pritisk,$

q ... $Misses\ napetost,$

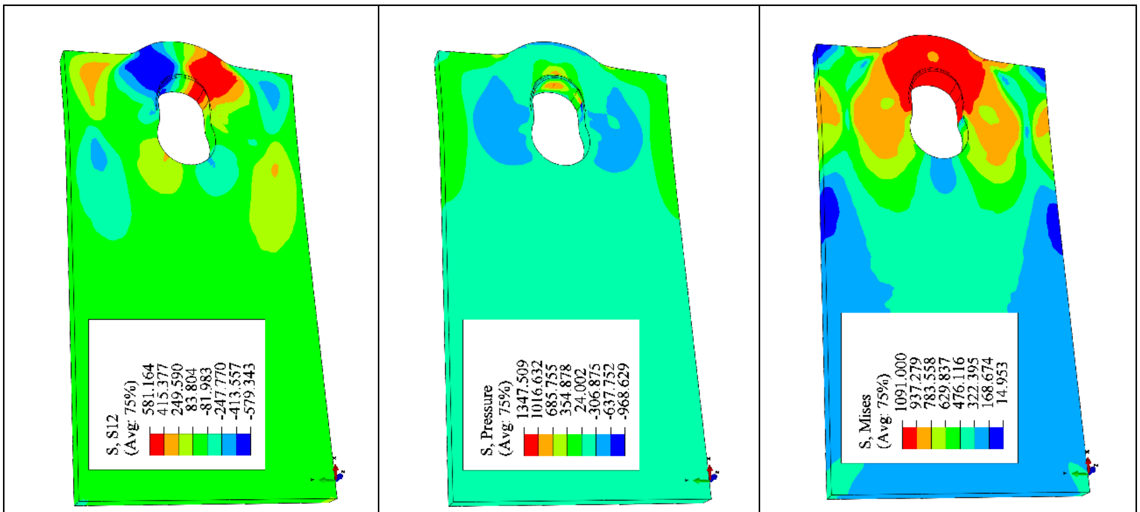
k_s ... $materialni\ parameter.$

Vrednosti PEEQ in Θ_s smo razbrali pri pomiku, ko se v preizkušancu pojavi opazen padec sile pri eksperimentu.

Primer izračuna za preizkušanec B118:

$$\Theta_s = \frac{(q + k_s\, p)}{\tau_{max}} = \frac{(1091\ Mpa + 0{,}3 * 1347\ MPa)}{581\ MPa} = 2{,}57$$

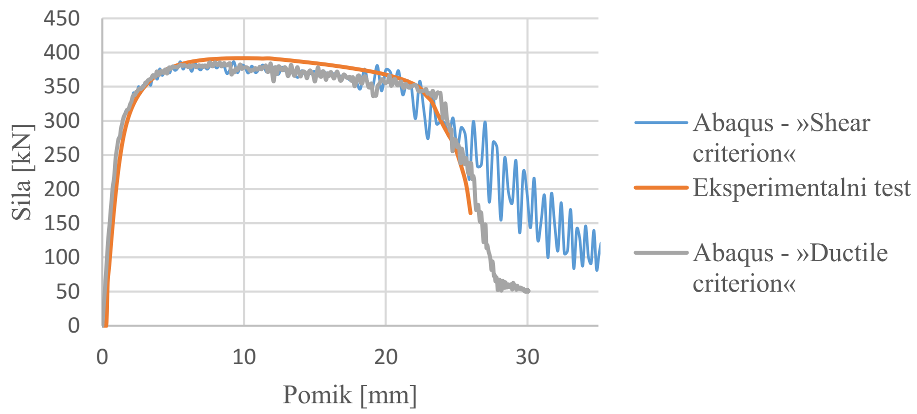
Slika 69 prikazuje vrednosti parametrov za izračun. Izračunano razmerje strižnih napetosti ob porušitvi smo vnesli v kriterij porušitve in dobili odziv, ki ga prikazuje Slika 70.



a) Strižna napetost b) pritisk c) Von Misses napetost

Slika 69: B118

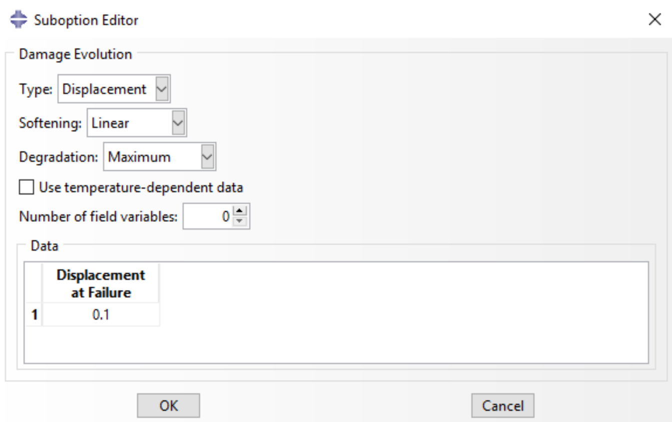
Odziv s tem kriterijem je bil dober, sila in pomik sta se ujemala s tistima na eksperimentalnem testu vse do zadnjega dela, tam je padec sile nekoliko bolj počasen. Model opisan v prejšnjem podpoglavju je dajal boljše rezultate, zato smo nadaljevali s tistim.



Slika 70: Odziv B118

6.3 Razvoj poškodb

S tem parametrom v zavihku »Damage Evolution« (Slika 71) določimo, kako bo nivo poškodb rastel do končne porušitve. Nivo poškodb se upošteva preko postopnega zmanjševanja togosti končnega elementa. V našem primeru smo izbrali linearno zmanjševanje togosti. Kombiniranje konkretnega mehanizma poškodb z ostalimi kontroliramo preko opcije »Degradation«.



Slika 71: Razvoj degradacije preko pomika

Plastičen pomik smo ocenili preko razlike vrednosti ekvivalentne plastične deformacije od pojava padca sile do konca meritve pri eksperimentu. S pomočjo simulacije smo v točki, ko dosežemo pomik pri katerem se je pri testu pojavil padec sile, zabeležili vrednost ekvivalentne plastične deformacije. Isto smo naredili še pri pomiku, pri katerem se na eksperimentalnem testu meritev konča . S tem smo poskušali oceniti ustrezno vrednost plastičnega pomika do porušitve.

Izračun za primer B109:

Vrednost ekvivalente plastične deformacije smo tako zabeležili pri pomiku 16,4 mm in 17,9 mm, te so znašale 1,390 oz. 1,436.

$$\Delta\varepsilon_f = \varepsilon_{f-end} - \varepsilon_{f-start}$$

$$\Delta\varepsilon_f = 1{,}436 - 1{,}390 = 0{,}046$$

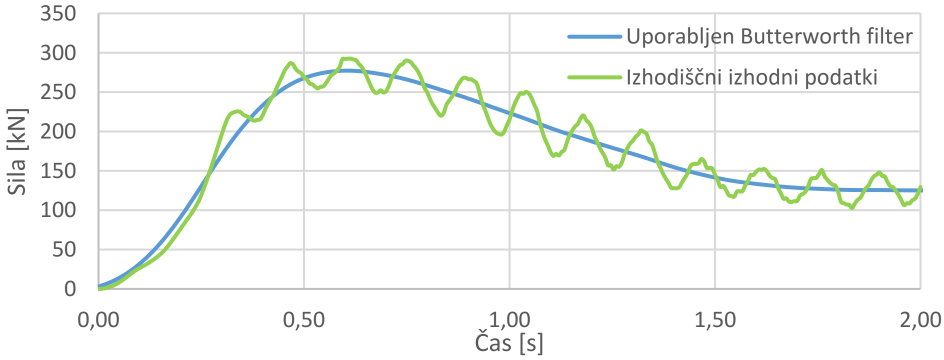
Plastični pomik d_{pl} smo nato izračunali tako, da smo razliko ekvivalentne plastične deformacije $\Delta\varepsilon_f$ pomnožili z karakteristično dolžino KE. Karakteristična dolžina KE je definirana kot telesna diagonala KE. Povprečna dimenzija stranice KE je v našem primerz znašala 2 mm, tako da smo dobili naslednjo vrednosti d_{pl}:

$$d_{pl} = \Delta\varepsilon_f * L \sim 0{,}002 * \sqrt{3} * 2\ mm \sim 0{,}158\ mm$$

S tem parametrom lahko precej vplivamo na gradient padca sile po začetku pojava porušitve, saj lahko razvoj poškodovanosti definiramo linearno, eksponentno ali poljubno tabelarično. V našem primeru smo predpostavili poenostavljen linearen razvoj in smo za oceno d_{pl} izračunali precej nizko vrednost, zaradi tega ta parameter pri naših simulacijah ni imel tako velikega vpliva, saj so KE maksimalno poškodovanost dosegli v le nekaj inkrementih in bili iz modela odstranjeni.

7 REZULTATI

Za eksperimentalne teste in numerične simulacije smo izrisali grafe sila-pomik in primerjali rezultate. Pri numeričnih simulacijah smo primerjali odziv različnih modelov, brez modelov porušitve in z modeli porušitve. Odzivi modelov se v večini primerov zelo dobro ujemajo s testi, kljub parametrom, ocenjenih iz omejenih testnih vzorcev. Dobro ujemanje se je pokazalo tudi pri povezani Euler-Lagrange simulaciji (»Coupled Euler-Lagrange simulation – CEL«). Pri rezultatih za povezane Euler-Lagrange analize smo namesto reakcije na referenčni točki preizkušanca spremljali sili obeh stranskih plošč, saj Eulerjevemu delu modela nismo pripisali referenčne točke. Rezultati za sile so bili dokaj »žagasti«, zato smo uporabili vgrajen Abaqus filter, ki omogočajo filtriranje »history output« rezultatov. Takšni filtri se uporabljajo za odstranjevanje šuma signalov, tako dobimo maksimalno gladek odziv, vpliv na testnem primeru prikazuje Slika 72. Uporabili smo Butterworth filter, ki filtrira podatke nad določenimi frekvencami [22].

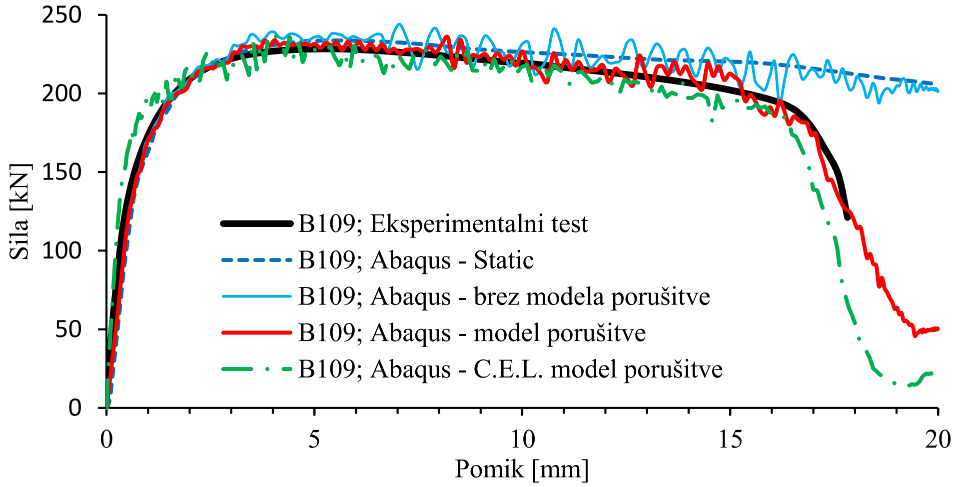


Slika 72: Vpliv filtra na izhodne podatke

Za preizkušance B109, B111 in B122 smo izračunali tudi nosilnost na bočni pritisk po Evrokod standardu, omenjenem v poglavju 2. Pri tem smo izračun naredili brez delnega faktorja γ_{M2}, ter z vrednostjo natezne trdnosti 884 MPa, da smo lahko rezultat primerjali neposredno s testi. Vse tri vrednosti so bile pričakovano nižje v izračunih po Evrokodu v primerjavi s simulacijami in testi. Za B109 smo po EC dobili bočno nosilnost 191 kN, za B111 292 kN in za B122 597 kN. V simulacijah, ki so se skoraj popolnoma ujemale pri maksimalni nosilnosti smo dobili naslednje vrednosti: 230 kN za B109, 361 kN za B111 in 783 kN za B122. To presega vrednosti pridobljene na testih in simulacijah za od okoli 20 – 30 %, in pušča prostor za optimizacijo EC formule za izračun bočnega pritiska, kar je že pokazal Može [2].

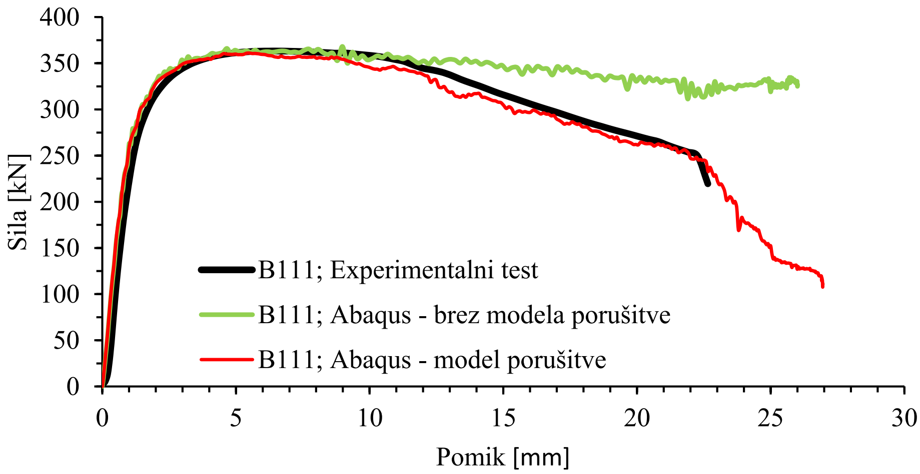
7.1 Rezultati simulacij

Rezultati za preizkušanec B109 so se odlično ujemali, Slika 73. V tem primeru je šlo za strižno porušitev prereza, dobro ujemanje simulacije in testa pa smo dosegli že z enostavnim testom brez stranskih plošč, saj deformacija v prečni smeri ni bila tako velika in je bil tako vpliv trenja med stranskimi ploščami in preizkušancem zelo majhen.



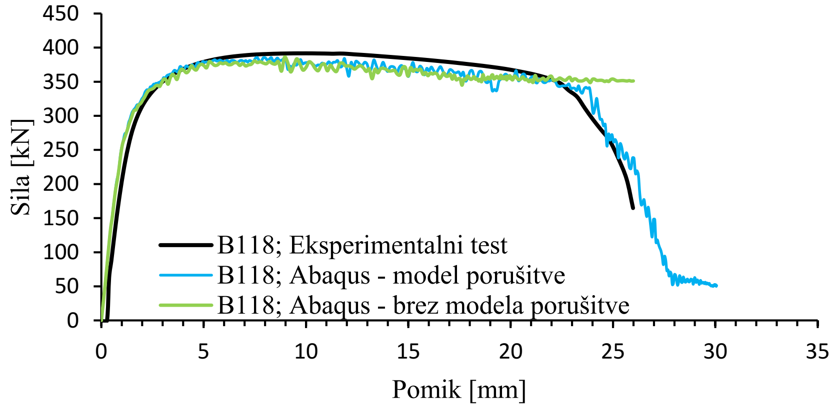
Slika 73: Sila-pomik B109

V primeru preizkušanca B111 (Slika 74) je šlo v glavnem za porušitev na robu preizkušanca zaradi nateznih sil v smeri pravokotno na smer obremenjevanja. Določevanje parametrov porušitve je bilo nekoliko težje zaradi velikih deformacij pred vijakom, torej je bil ta primer blizu kombinirane porušitve.



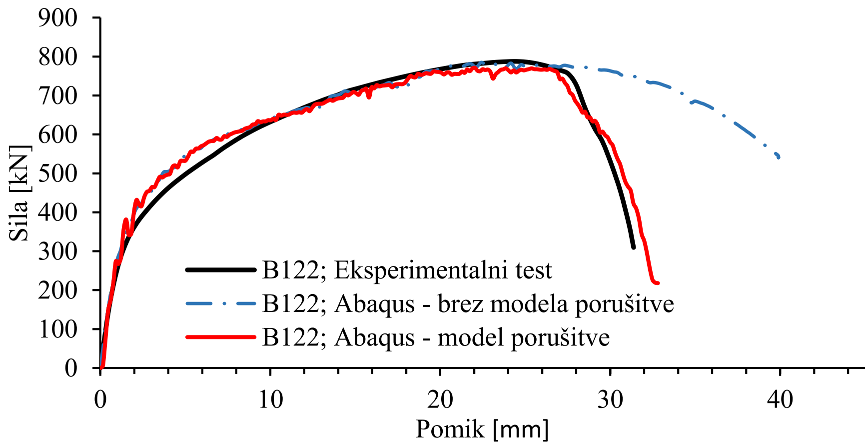
Slika 74: Sila-pomik B111

Slika 75 prikazuje odziv preizkušanca B118, kjer gre za podoben primer kot pri B109. Oba numerična modela odlično opišeta test, model z upoštevanjem poškodovanosti KE ustrezno zajeme tudi končni padec sile in porušitev med tem ko pri običajnem numeričnem modelu hipnega padca sile ni.



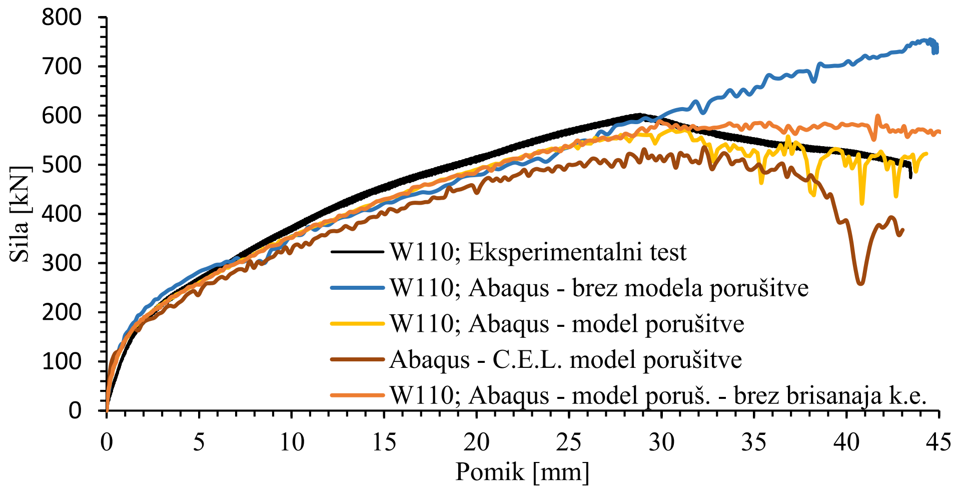
Slika 75: Sila-pomik B118

Preizkušanec B122 se je porušil v neto prerezu. Simulacija z modelom porušitve rezultira v boljšem ujemanju krivulje sila-pomik, Slika 76. Porušitev materiala se je zgodila ob primernem pomiku in tako odlično sledi krivulji iz testa.



Slika 76: Sila-pomik B122

Preizkušanec W110 je bil iz mehkega konstrukcijskega jekla S235, zato smo krivuljo za porušitev določili s kombinacijo skaliranja tiste za ostale preizkušance in deformacijo ob porušitve modela brez poškodb. Ujemanje krivulj sila-pomik je nekoliko slabše kot pri ostalih primerih, a še vedno modeli dobro opisujejo obnašanje testa, Slika 77. Preizkusili smo tudi model, ki je končne elemente ob dosegu kriterija porušitve ohranil v modelu s togostjo zmanjšano za 90 %. Ta model je dajal bolj gladko krivuljo odziva, a v zadnjem delu odziva pričakovano nekoliko previsoko silo.



Slika 77: Sila-pomik W110

Različni tipi porušitev preizkušancev so prikazani na slikah. Tipi porušitev pri preizkušancih so zavedeni spodaj, Preglednica 15. Tipi in lokacije porušitev se ujemajo s tistimi na testi.

Preglednica 15: Tipi porušitev

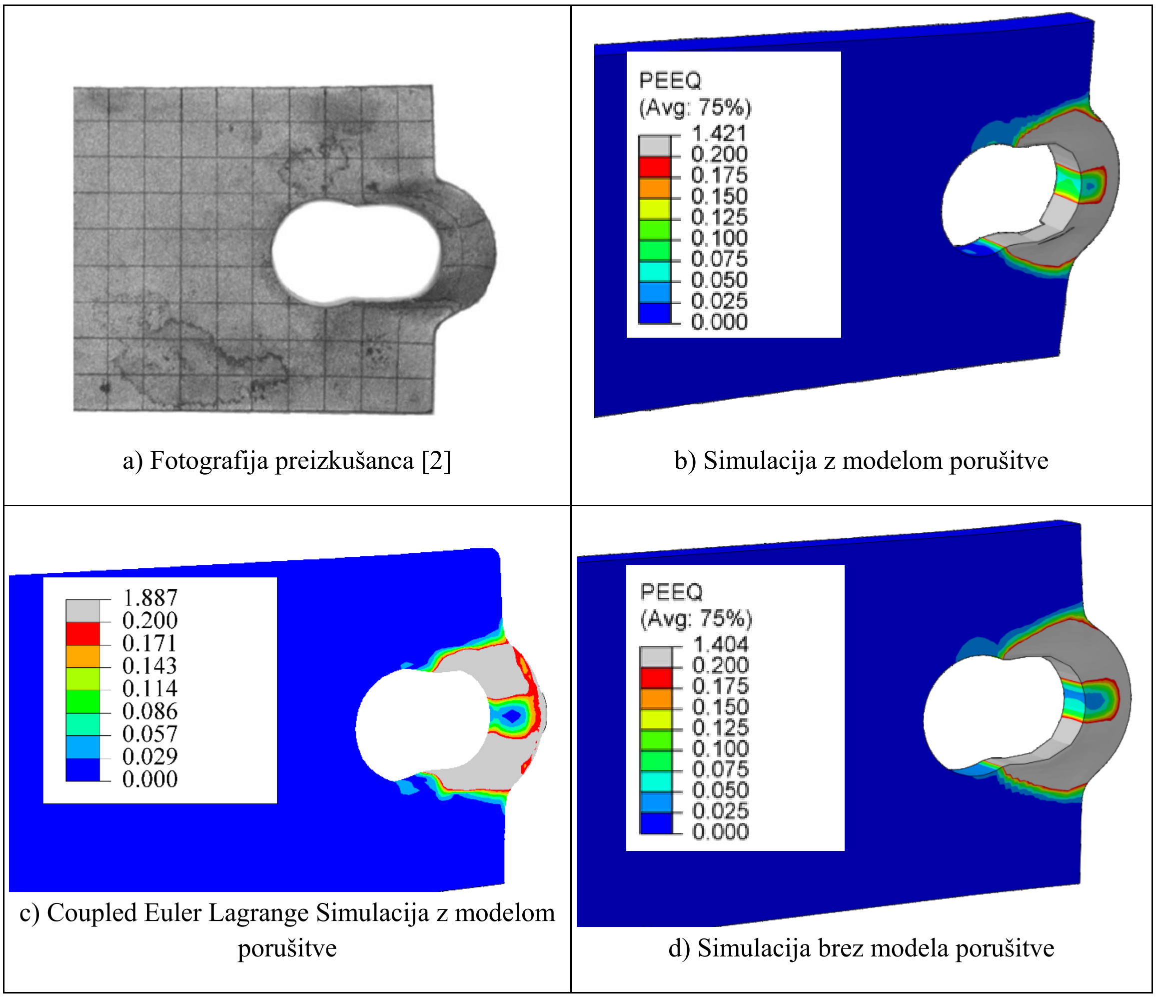
Preizkušanec	Tip porušitve na testu*	Tip porušitve pri simulaciji*
B109	1 (strižna)	1 (strižna)
B111	1 (razcep roba)	1 (razcep roba)
B118	1 (stižna)	1 (strižna)
B122	2	2
W110	1,3 (mešana)	1,3 (mešana)

*Tipi porušitve:
1 porušitev v preizkušancu med luknjo in robom, pravokotno na smer obremenjevanja
2 porušitev neto prereza preizkušanca

Preizkušanec B122 je bil dober primer za preizkus naše ocene parametrov porušitve, saj bi ob prevelikem odstopanju pokazal strižno porušitev in ne porušitev neto prereza. Elementi z velikimi plastičnimi deformacijami pred vijakom se porušijo kasneje kot tisti za vijakom v nategu in tako vodijo v porušitev neto prereza. Rezultati nakazujejo, da je ocena našega materialnega modela za porušitev (odnosa med $\varepsilon_f - \eta_{avg}$ in plastičnega pomika do porušitve), vsaj za primere z η_{avg}, v območjih okoli tistih zabeleženih v Poglavju 6 primerna.

7.2 Primerjava deformacij eksperimentalnih testov in numeričnih simulacij

Slika 78 prikazuje primerjalne plastične deformacije različnih modelov, za referenco pa je podana tudi fotografija preizkušanca. Iz te fotografije lahko vidimo, da so simulacije dobro zajele obliko deformacije. Model brez poškodb (primer d) ustrezno prikazuje plastificirano območje in obliko elongacije luknje. Povezan Euler-Lagrange model (primer c) prav tako prikazuje skoraj povsem enako območje plastifikacije. Ekstremne vrednosti ekvivalentne plastične deformacije so bile pri CEL modelih večje, a je bil odziv primerljiv z ostalimi modeli. Vrednosti plastičnih deformacij izven mesta ekstremov so bile primerljive. Model s porušitvijo (primer b) pa kaže tudi porušitev materiala na spodnjem delu, ki se nato širi in se konča z iztrganjem dela pločevine pred vijakom.



a) Fotografija preizkušanca [2]

b) Simulacija z modelom porušitve

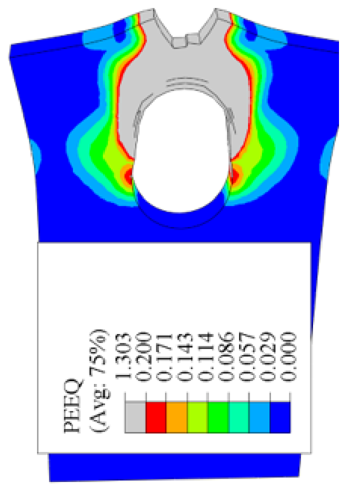
c) Coupled Euler Lagrange Simulacija z modelom porušitve

d) Simulacija brez modela porušitve

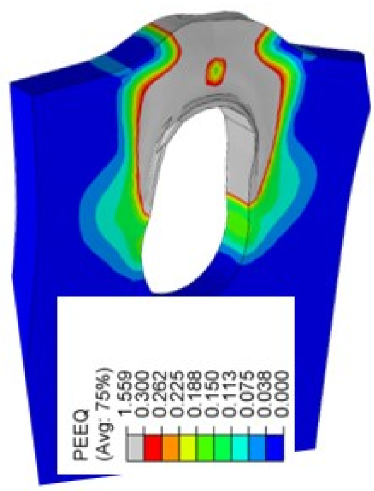
Slika 78: Simulacije B109

Slika 79 kaže preizkušanec B111, kjer je prišlo do razcepa pločevine na skrajnem robu. Razcep je posledica velikih nateznih sil na robu preizkušanca, ki delujejo v smeri pravokotno na obremenjevanje. Porušitev smo zelo dobro ujeli z modelom porušitve (primer b), kjer je oblika razcepa enaka tisti na fotografiji. Model brez porušitve dobro zajame obliko deformacije, vrednosti ekvivalentne plastične deformacije pa so nekoliko višje, ker vpliva razcepa ni bilo mogoče popolnoma zajeti s tem modelom.

a) Fotografija preizkušanca [2]



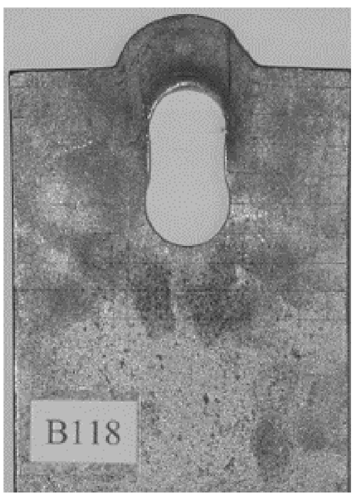
b) Simulacija z modelom porušitve



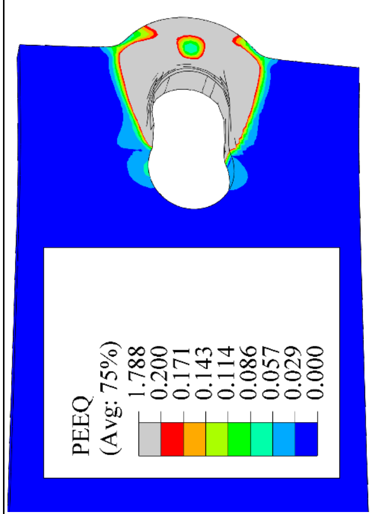
c) Simulacija brez modela porušitve

Slika 79: Simulacije B111

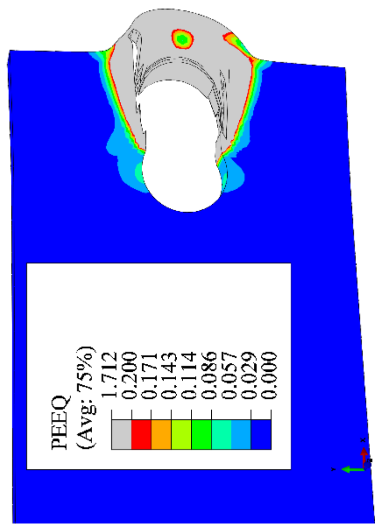
Preizkušanec B118 je pri porušitvi zelo podoben primeru B109, model s porušitvijo pa zajame še pretrg materiala, Slika 80 (primer c). To pomeni, da smo zajeli tudi hipen padec sile, torej porušitev. V primeru brez modela porušitve sila počasi in postopoma pada, ni enostavne identifikacije trenutka porušitve.



a) Fotografija preizkušanca B118 [2]



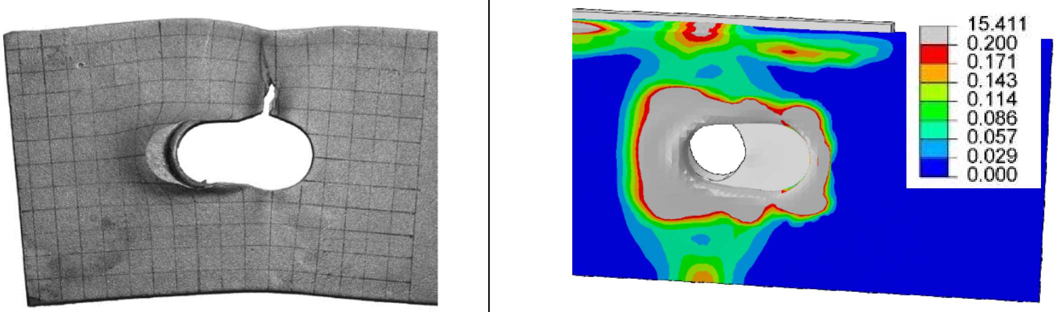
b) Simulacija brez modela porušitve



c) Simulacija z modelom porušitve

Slika 80: Simulacije B118

Slika 81 prikazuje porušitev preizkušanca B122, ki se je po začeti elongaciji pojavila v neto prerezu. Pri CEL modelu preizkušanca smo dobili velike ekvivalentne plastične deformacije pred vijakom, osnovna oblika in vrednosti pa so podobne tistim na »Lagrange« modelih na naslednji sliki.

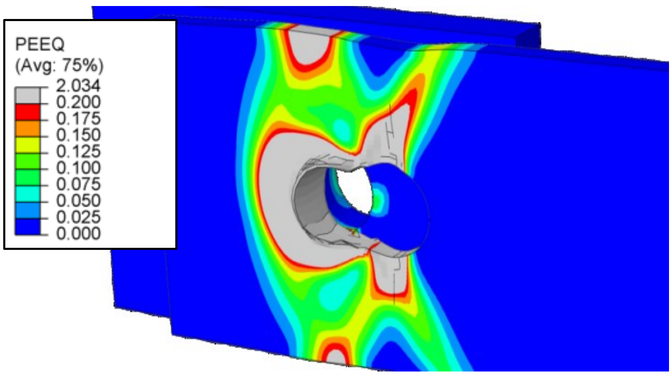


a) Fotografija preizkušanca [2]

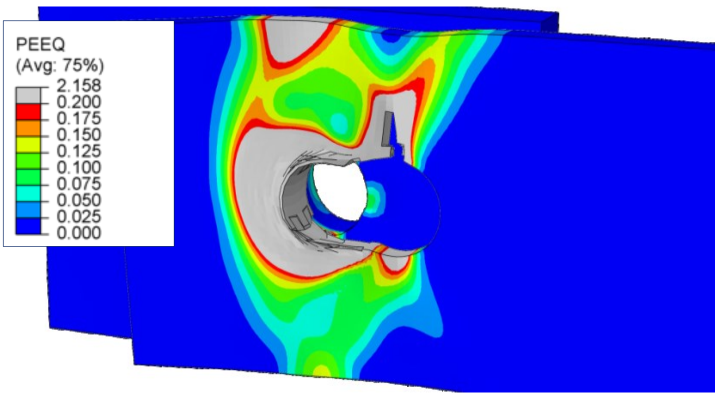
b) Coupled Euler Lagrange Simulacija z modelom porušitve

Slika 81: Simulacija CEL B122

Slika 82 zelo lepo prikazuje vpliv modela porušitve, kjer na primeru b vidimo pojav razpoke zaradi nateznih sil. Najprej se pojavijo velike deformacije pred vijakom, luknja se ovalizira, a se material pri tem napetostnem razmerju ne poruši. Sočasno naraščajo natezne napetosti in deformacija na sredini prereza, kjer ob takšnem napetostnem razmerju pride do porušitve pri manjših deformacijah.



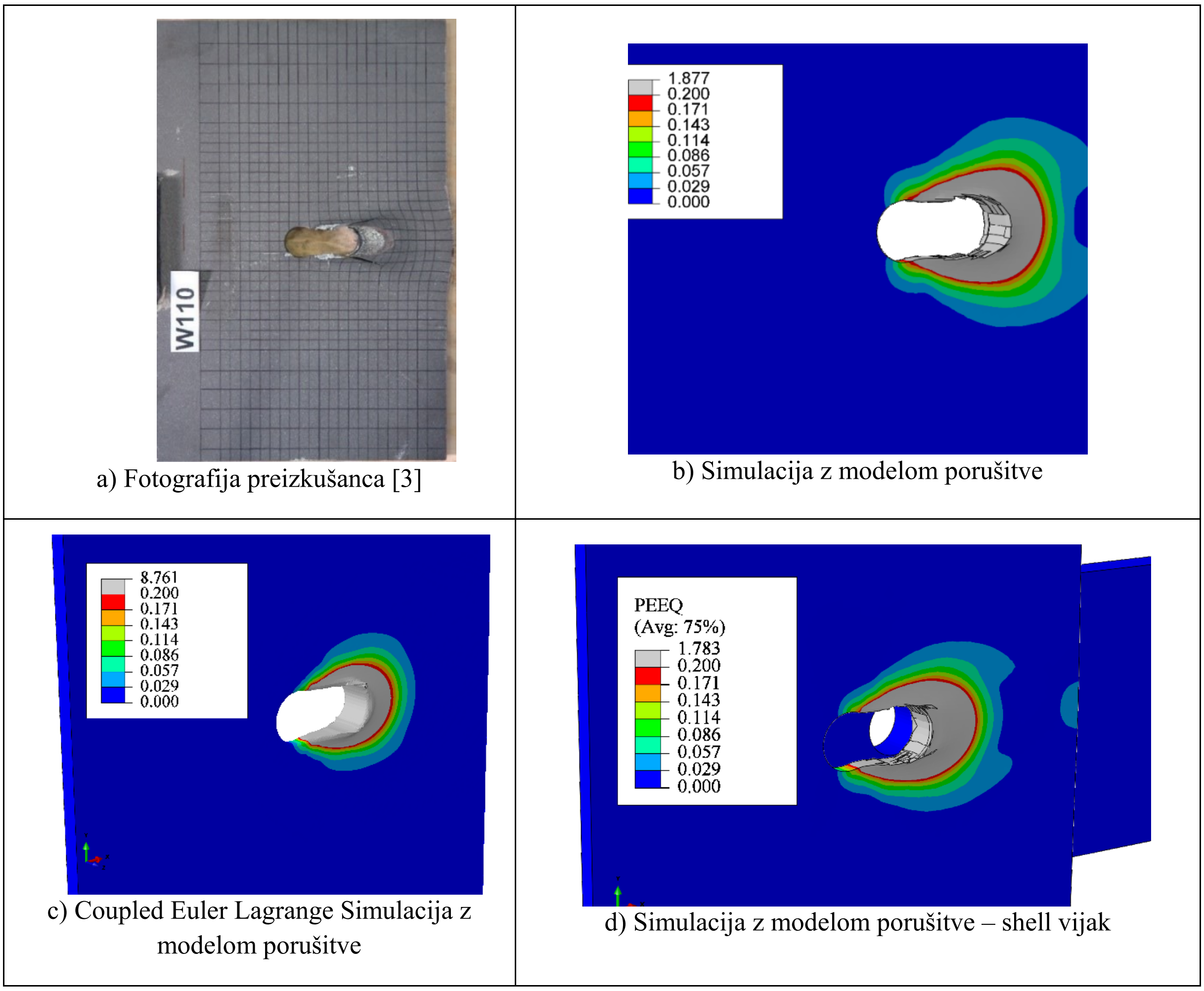
a) Simulacija brez modela porušitve



b) Simulacija z modelom porušitve

Slika 82: Simulacija B122

Slika 83 prikazuje test in simulacijo preizkušanca W110, ki je bil iz drugega materiala kot ostali preizkušanci. Za ta primer smo uporabili parametre porušitve za preizkušance tipa B in ga modificirali glede na dosežene vrednosti η_{avg}, ε_f v simulaciji brez porušitve. Ujemanje odziva sila-pomik za ta model je bilo zelo dobro, tudi oblika deformacije je bila dobra. Pri podrobnejšem modelu (primer b) je deformacija podobna, zajeto je tudi rahlo izbočenje materiala na robu, ni pa model zajel razpoke, ki se je pojavila na modelu v primeru a. Pojav razpoke smo uspeli zajeti z poenostavljenim modelom s togim shell vijakom. Z več testi tega materiala bi lahko bolje modificirali model porušitve in verjetno boljše zajeli tudi pojav in obliko razpoke.



a) Fotografija preizkušanca [3]

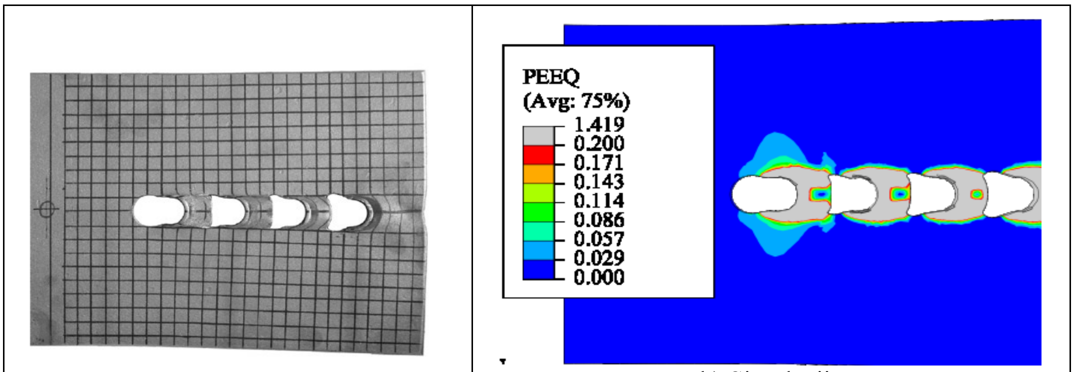
b) Simulacija z modelom porušitve

c) Coupled Euler Lagrange Simulacija z modelom porušitve

d) Simulacija z modelom porušitve – shell vijak

Slika 83: W110

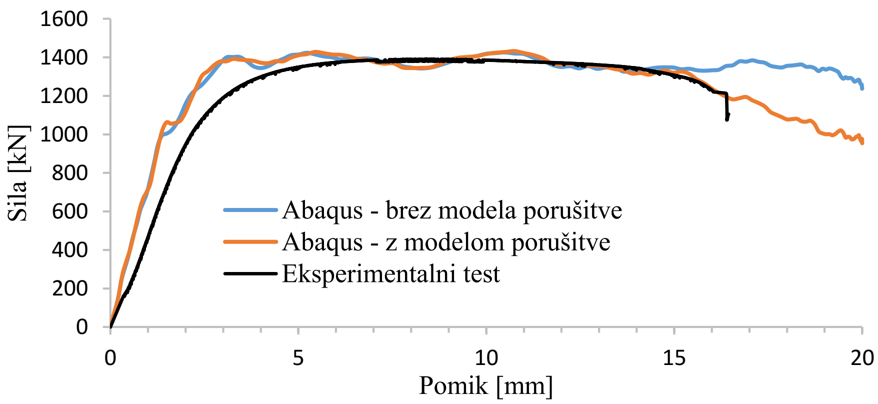
Dodatno smo simulirali še spoj L06 z več vijaki (jeklo S690). Vijaki so bili v tem primeru premera 20 mm, luknje pa 22 mm. Razmaki vijakov od skrajnega desnega roba do osi lukenj so bili sledeči: 66,9 mm, 43,5 mm, 43,3 mm in 43,8 mm. Širina preizkušanca je znašala 176 mm, debelina pa 10,2 mm. Uporabili smo isti materialni model kot za preizkušance tipa B. Spoj se je porušil strižno med luknjami za vijake, velika deformacije pa so bile tudi na skrajnem desnem robu preizkušance, torej je bil spoj na tem mestu tudi blizu tudi razcepu, Slika 84 (primer c). Model je dobro zajel obliko deformacije porušitve, odziv sila-pomik pa se je zelo približal testu.



a) Fotografija L06 [2] b) Simulacija

Slika 84: Simulacija L06

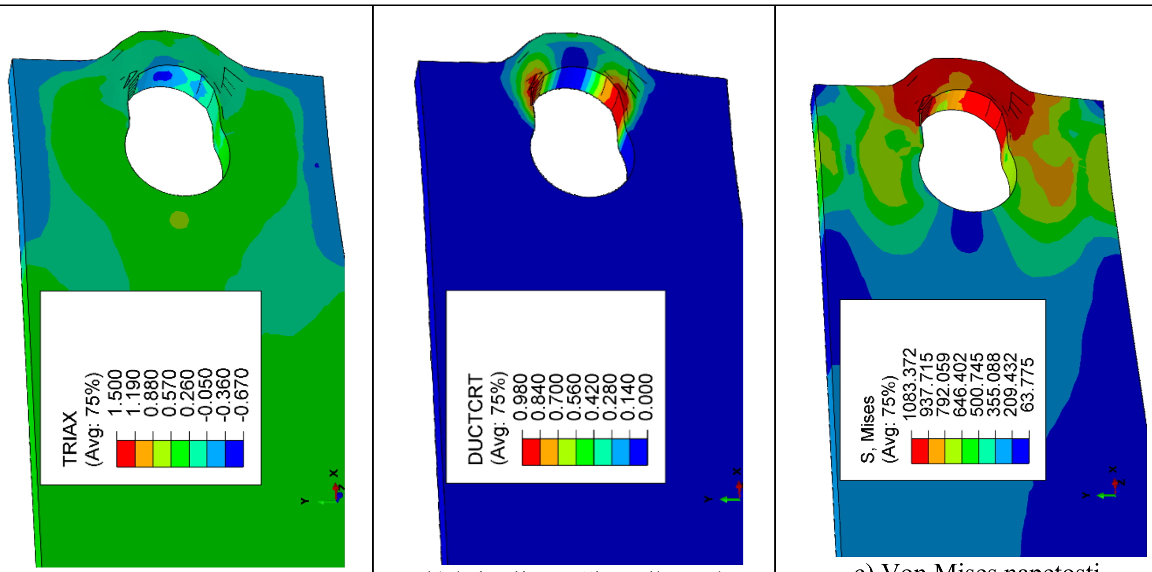
Simulacija z modelom porušitvijo ujame tudi padec sile ob ustreznem pomiku, kot prikazuje Slika 85. Običajen model pri katerem nismo dodatno modelirali porušitve je ohranil približno konstantno silo tudi preko pomika pri katerem se je zgodila porušitev.



Slika 85: Sila-pomik L06

7.3 Primerjava ostalih parametrov

Slika 86 prikazuje parametre, ki vplivajo na model porušitve. Razmerje napetosti »TRIAX« se skozi simulacijo spreminja, kot prikazano v poglavju 6, primer a na spodnji sliki pa kaže stanje v trenutku tik pred porušitvijo. Kriterij porušitve »DUCTCRT« za posamezen končni element prikazuje kako blizu je že porušitve.



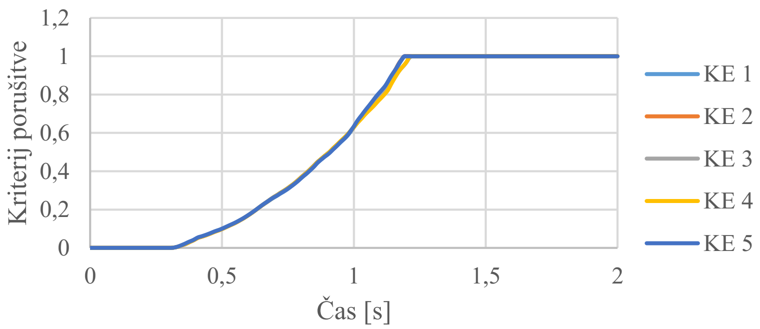
a) η

b) kriterij porušitve tik pred porušitvijo

c) Von Mises napetosti

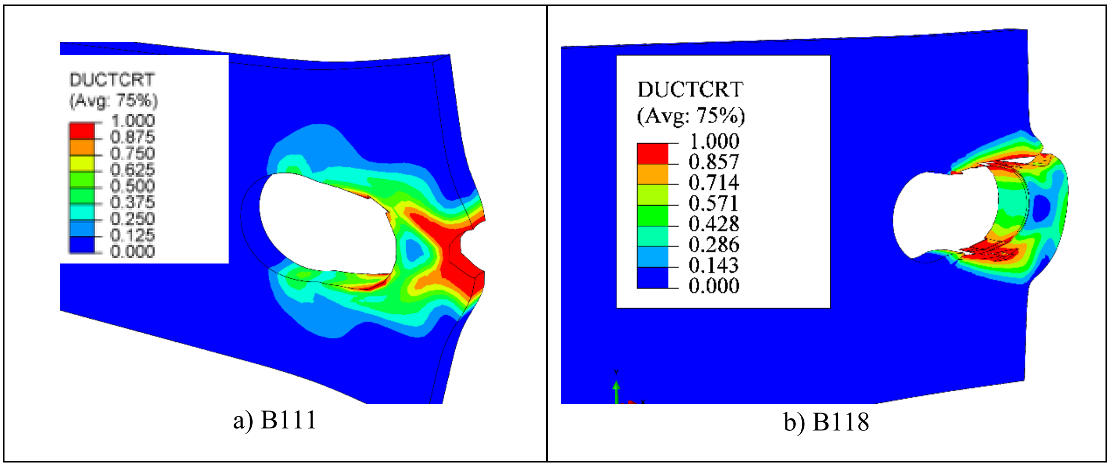
Slika 86: Rezultati preizkušanca B109

Slika 87 prikazuje naraščanje kriterija porušitve med simulacijo v vrsti KE, kjer se v modelu prične porušitev.



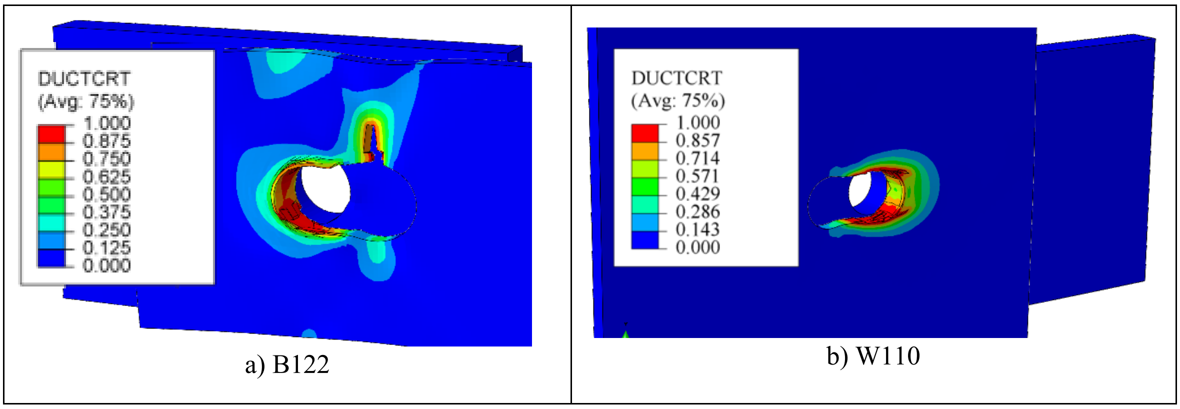
Slika 87: Kriterij porušitve za kritično vrsto KE pri B109

Slika 88 prikazuje porušitev preizkušanca B111, kjer je vidno, da se pri porušitvi in iz modela odstrani tudi nekaj KE v kontaktu z vijakom. Porušitev se torej dogaja z obeh strani, v večji meri prihaja do razcepa na zunanji strani, v manjši pa do porušitve na notranji strani.



Slika 88: Kriterij porušitve za B111 in B118

Slika 89 prikazuje porušitev pri preizkušancu B122. Porušitev je v glavnem po neto prerezu, v manjši meri pa se pred vijakom zaradi velikih deformacij poruši še nekaj elementov. Hitreje se tako odvija porušitev neto prereza. Pri preizkušancu W110 pa so na robovih ovalizirane luknje opazne vrednosti kriterija porušitve blizu 1, kar vodi v formiranje razpoke na tem območju.

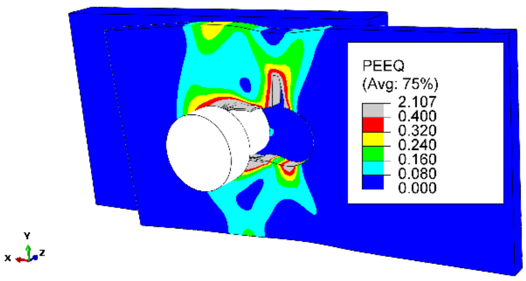


Slika 89: Kriterij porušitve za B122 in W110

8 ZAKLJUČEK

Komercialna orodja za numerične simulacije so vse bolj razvita in omogočajo vedno zanesljive in napredne rešitve različnih vrst problemov. V magistrskem delu smo se posvetlili problematiki velikih deformacij in porušitve pri jeklenih spojih, konkretno bočnega pritiska vijaka na pločevino. Preverili smo postopke, ki jih je pregledana literatura uporabila za sorodne tematike opisa porušitev materiala. Za različna področja se je tematike dotaknilo že več avtorjev, mi pa smo izhajali iz pristopov, ki so jih opisali Bao [16], Oh [17] in več drugih. Metoda je temeljila na odnosu med plastično deformacijo in razmerji različnih napetosti (npr. triosna napetost), ki je že nekaj časa znan fenomenološki model za porušitve. Inkrementalno naraščanje poškodovanosti je definirano z razmerjem prirastka plastične deformacije v trenutnem inkrementu in plastično deformacijo modificirano za trenutno napetostno stanje.

Modeliranje, ki zajame tudi območje porušitve, ni trivialno in obsega veliko izzivov, saj se zaradi velikih deformacij končnih elementov pojavijo konvergenčni problemi, potrebne ocene parametrov in časovno dragi modeli, ki niso prosto dostopni. Za namen te simulacije je bilo potrebno najprej določiti materialne parametre, nato pa smo se posvetili sami problematiki modeliranja porušitve materiala. Izhodišče za oceno parametrov (odnos »Stress triaxiality« in plastičnih deformacij) porušitve so bili že izvedeni testi, ki so služili za validacijo parametrov in modelov. Modeli porušitve, ki smo jih izdelali, kažejo dobro ujemanje eksperimentalnih testov in rezultatov simulacij, ki potrjuje smiselno sestavo modelov. Kljub temu pa so modeli v nekaterih primerih precej občutljivi zaradi modela porušitve, ki sloni na zmanjševanju togosti končnih elementov. Parametre smo določili iz nabora testov, ki smo jih imeli na voljo in niso bili posebej zasnovani za ta namen. Pokazali smo, da je mogoče potrebne parametre zadovoljivo oceniti tudi s takšnimi testi. Za bolj natančen materialni model bi bilo smiselno izvesti namenske fizične eksperimente, ki bi nam podali boljši vzorec podatkov za določitev vrednosti parametrov in tako omogočili boljši opis porušitve tudi v prehodnih območjih, kjer se spreminja tip porušitve. Druga problematika je opis razvoja poškodb preko plastičnega pomika, ker je mogoče s parametri opisa za ta razvoj odziv precej modificirati. Preizkusili smo tudi uporabo povezanega Euler-Lagrange modela, ki se običajno uporablja pri problematiki fluidov. S tem smo poskusili izkoristiti prednosti Eulerjeve mreže končnih elementov, ki je fiksna in se tako izogne problemu zelo velikih deformacij. S to inovativno uporabo analize smo dosegli dobre rezultate pri ujemanju odziva sila-pomik z eksperimenti, težje pa je ujeti razpoke materiala pri porušitvi. Te porušitve smo z našim glavnim modelom zelo dobro ujeli v primeru prvega materiala (več podatkov iz eksperimentov). V primeru drugega materiala, smo zelo dobro ujeli odziv sila-pomik, razpoko materiala, ki se pojavi med porušitvijo pa le delno. Slika 90 prikazuje primer dobro ujete oblike porušitve.



Slika 90: Primer B122

Opisan pristop dopolnjuje klasične simulacije in izboljša ujemanje odziva simulacij z eksperimentalni testi. Pristop je posebej primeren za opis problemov, kjer se srečujemo z velikimi deformacijami. Prednost takšnega pristopa je tudi njegova možnost uporabe za širok spekter problemov in možnost prenosa modela pri podobnih materialih.

VIRI

[1] Oh, C.-S., Kim, N.-H., Kim, T.-J., et al. 2010. A finite element ductile fracture simulation method using stress-modified fracture model. Engineering Fracture Mechanics: 124-137.

[2] Može, P. 2008. Ductility and resistance of bolted connections in structures made of high strength steels. Doktorska disertacija. Ljubljana, Univerza v Ljubljani, Fakulteta za gradbeništvo in geodezijo: 260 str.

[3] Može, P. 2008. Deformation capacity, stiffness and bearing strenght at bolt holes. Ljubljana, Univerza v Ljubljani, Fakulteta za gradbeništvo in geodezijo: 10 str.

[4] Remic, N. 2011. Bočni pritiski v preklopnih vijačenih spojih iz mehkih konstrukcijskih jekel. Diplomska naloga. Ljubljana, Univerza v Ljubljani, Fakulteta za gradbeništvo in geodezijo: 70 str.

[5] Može, P., Beg, D. 2011. Investigation of high strength steel connections with several bolts in double shear. Journal of Constructional Steel Research: 333–347.

[6] Može, P., Beg, D. 2010. Journal of Constructional Steel Research. High strength steel tension splices with one or two bolts: 1000-1010.

[7] Swanson, J. A., Leon, R. T. 2002. Advanced finite element modeling of bolted T-stub connection components. Journal of Constructional Steel Research, Izv. 58: 1015-1031.

[8] Ribeiro, J., Santiago, A., Rigueiro, C. 2016. Damage model calibration and application for S355 Steel. ScienceDirect: 656-663.

[9] Gaberščček, M. 2007. Kemijski inštitut.

http://www.ki.si/fileadmin/user_upload/datoteke-L10/Tehnologija_kovin_in_keramike_ALU.pdf (Pridobljeno 15. 11. 2016.)

[10] Engineering Materials.

http://www.slideshare.net/MeeluQazi/chapter-8-mechanical-failure (Pridobljeno 07. 11. 2016.)

[11] Wierzbicki ,T., Jones. N. 1989. Structural failure, JohnWiley and Sons.

[12] Levanger, H. 2012. Simulating Ductile Fracture in Steel using the Finite Element Method: Comparison of Two Models For Describing Local Instability due to Ductile Fracture, Oslo: 121 str.

[13] Engineeringarchives. 2012. Necking.

http://www.engineeringarchives.com/les_mom_necking.html (Pridobljeno 03. 11. 2016.)

[14] Mehanski preskusi.

http://fs-server.uni-mb.si/si/inst/itm/lm/GRADIVA_UC/Mehanski_preskusi/natezni_preskus.html (Pridobljeno 05. 11. 2016.)

[15] Anderson, T. L. 2008. Fracture Mechanics - Fundamentals and Applications - Third Edition, Boca Raton: Taylor & Francis.

[16] Bao, Y. B., Wierzbicki, T. 2004. On fracture locus in the equivalent strain and stress triaxiality space. Int J Mech Sci 46: 81-89.

[17] Oh, C. S., Kim, N. H., Kim, Y. J., et al. 2011. A finite element ductile failure simulation method using stress-modified fracture strain model. Engineering Fracture Mechanics, 78(1), Izv. 78: 124-137.

[18] Kut, S. 2010. A simple method to determine ductile Fracture strain in a tensile test of plane specimen's. Metalurgija 49: 295-299.

[19] Prantl, A., Džugan, J., Konopik, P. 2012. Ductile damage parameters identification for nuclear power plants. Recent trends in structural materials, Plzen: 7 str.

[20] European Commission, Directorate-General for Research and Innovation. 2016. Rules on high strength steel. Publications Office of the European Union, Luxembourg.

[21] Jakel, R. 2015. Qucosa.de. http://www.qucosa.de/fileadmin/data/qucosa/documents/17181/Jakel_High_Dynamic_Impact_CreoSimulate_AbaqusExplicit_SAXSIM7.pdf (Pridobljeno 05. 05. 2016.)

[22] Abaqus Theory Manual. 2014. Providence, Dassault Systemes: loč. pag.

[23] Abaqus Analysis Manual. 2016. Providence, Dassault Systems: loč. pag.

[24] Abaqus Theory Manual. 2016. Providence, Dassault Systems: loč. pag.

[25] Banerjee, Lagrangian and Eulerian_descriptions. https://en.wikiversity.org/wiki/Nonlinear_finite_elements/Lagrangian_and_Eulerian_descriptions#/media/File:LagrangianMesh.png (Pridobljeno 10. 11. 2016.)

[26] Uni-mb Gradiva-UC.

http://fsserver.unimb.si/si/inst/itm/lm/GRADIVA_UC/Mehanski_preskusi/natezni_preskus.html (Pridobljeno 06. 11. 2016.)

[27] Mashayekhi. 2009. Element Selection Criteria.

http://mashayekhi.iut.ac.ir/sites/mashayekhi.iut.ac.ir/files/u32/presentation10.pdf (Pridobljeno 03. 11. 2016.)

[28] Sun, E. Q. 2006. Shear locking and Hourglassing in MSC Nastran, ABAQUS and ANSYS. v MSC.Software Corporation's 2006 Americas Virtual Product Development Conference, Huntington Beach: 9 str.

[29] Wang, M., Shi, Y. 2013. Numerical study on seismic behaviors of steel frame. Journal of Constructional Steel Research, št. 90: 140-152.

[30] Santosa P. S., Wierzbicki, T., et al. 2000. Experimental and numerical studies of foam-filled sections. International Journal of Impact Engineering 24(5): 509-534.

[31] Lou, Y., Huh, H., Lim, S., Pack, K. 2012. New ductile fracture criterion for prediction of fracture forming limit diagrams of sheet metal. International Journal of Solids and Structures, : 3605-3615.

[32] Bao, Y., Wierzbicki, T. 2005. On the cut-off value of negative triaxiality for fracture. Engineering Fracture Mec, Izv. 72: 1049-1069.

[33] Adkins, K. A. 2014. A Model for Prediction of Fracture Initiation in Finite Element Analyses of Welded Steel Connections, Cincinnati, University of Cincinnati: 100 str.