# Analiza progresivnog kolapsa trupa broda zasnovana na σ-ε krivuljama određenim pomoću nelinearne metode konačnih elemenata

**Bičak, Mateja**

SVEUČILIŠTE U ZAGREBU
FAKULTET STROJARSTVA I BRODOGRADNJE

# DIPLOMSKI RAD

**Mateja Bičak**

Zagreb, 2014.

SVEUČILIŠTE U ZAGREBU
FAKULTET STROJARSTVA I BRODOGRADNJE

# DIPLOMSKI RAD

Mentor: Student:

Doc. dr. sc. Jerolim Andrić, dipl. ing. Mateja Bičak

Zagreb, 2014.

Izjavljujem da sam ovaj rad izradila samostalno koristeći stečena znanja tijekom studija i navedenu literaturu.

Zahvaljujem se mentoru Doc. Dr. sc. Jerolimu Andriću te Dr. sc. Stanislavu Kitaroviću na pruženoj pomoći i stručnom vodstvu tijekom izrade ovog rada.

Mateja Bičak

SVEUČILIŠTE U ZAGREBU
**FAKULTET STROJARSTVA I BRODOGRADNJE**
Središnje povjerenstvo za završne i diplomske ispite
Povjerenstvo za završne i diplomske ispite studija brodogradnje

| Sveučilište u Zagrebu<br>Fakultet strojarstva i brodogradnje | |
|---|---|
| Datum 26-11-2014 | Prilog |
| Klasa: 602-04/14-6/2 | |
| Ur.broj: 15-1703-14-386 | |

# DIPLOMSKI ZADATAK

Student: **Mateja Bičak** Mat. br.: 0035176855

Naslov rada na hrvatskom jeziku: **ANALIZA PROGRESIVNOG KOLAPSA TRUPA BRODA ZASNOVANA NA σ – ε KRIVULJAMA ODREĐENIM POMOĆU NELINEARNE METODE KONAČNIH ELEMENATA**

Naslov rada na engleskom jeziku: **HULL GIRDER PROGRESSIVE COLLAPSE ANALYSIS BASED ON σ – ε CURVES DETERMINED BY THE NONLINEAR FINITE ELEMENT METHOD**

Opis zadatka:

Provesti analizu progresivnog kolapsa trupa broda za prijevoz rasutog tereta koristeći inkrementalno-iterativnu metodu propisanu unutar IACS-ovih Združenih pravila za projektiranje (Pravila). Pri tome u Pravilima propisane σ – ε krivulje zamijeniti sa σ – ε krivuljama prethodno izvedenim pomoću geometrijski i materijalno nelinearne metode konačnih elemenata (NLMKE). U okviru diplomskog zadatka potrebno je:

1. Analizirati dostupnu literaturu relevantnu za zadatak.
2. Na temelju dostupne tehničke dokumentacije razmatranog broda diskretizirati uzdužno efikasni materijal glavnog rebra prema Pravilima te izraditi NLMKE modele diskretnih sastavnih elemenata konstrukcije. Pri tome uzeti u obzir utjecaj idealiziranih inicijalnih geometrijskih odstupanja.
3. Provesti geometrijski i materijalno nelinearne analize svih modela s ciljem određivanja tlačnog dijela σ – ε krivulja za svaki diskretni sastavni element konstrukcije.
4. Dobivene σ – ε krivulje uključiti u LUSA modul računalnog programa OCTOPUS.
5. Provesti analizu progresivnog kolapsa koristeći Pravilima propisane i u radu izvedene σ – ε krivulje te usporediti dobivene rezultate, kako na lokalnoj razini (σ – ε krivulje diskretnih sastavnih elemenata), tako i na globalnoj razini razmatrane konstrukcije (uzdužna granična nosivost i kolapsna sekvenca trupa broda).

U radu koristiti računalne programe dostupne na FSB-u (MAESTRO, OCTOPUS, FEMAP, itd.).

| Zadatak zadan: | Rok predaje rada: | Predviđeni datumi obrane: |
|---|---|---|
| 25. rujna 2014. | 27. studenog 2014. | 3., 4. i 5. prosinca 2014. |

Zadatak zadao:
Doc. dr. sc. Jerolim Andrić

Predsjednica Povjerenstva:
Prof. dr. sc. Nastia Degiuli

## Sadržaj

# Popis slika

# Popis tablica

# Popis oznaka

| Oznaka | Jedinica | Opis |
|---|---|---|
| $A$ | [m$^2$] | Površina; |
| $A_p$ | [m$^2$] | Površina poprečnog presjeka oplate sunosive širine $b$; |
| $A_{pe}$, $A_{pef}$ | [m$^2$] | Površina poprečnog presjeka oplate sunosive širine $b_e$ ili $b_{ef}$ |
| $A_s$ | [m$^2$] | Površina poprečnog presjeka ukrepe; |
| $a$ | [m] | Duljina ploče; |
| $b$ | [m] | Širina ploče; |
| $b_e$,$b_{ef}$ | [mm] | Efektivna ili sunosiva širina oplate; |
| $b_f$ | [mm] | Širina pojasa ukrepe; |
| $E$ | [N/mm$^2$] | Youngov modul elastičnosti; |
| $E^{CS}$ | [N/mm$^2$] | Efektivni Youngov modul elastičnosti poprečnog presjeka razmatranog uzdužnog segmenta konstrukcije; |
| $h_w$ | [mm] | Visina struka ukrepe; |
| $I_y$ | [m$^4$] | Moment inercije poprečnog presjeka oko osi y; |
| $I^E$ | [m$^4$] | Moment inercije diskretnog sastavnog dijela oko relevantne glavne osi poprečnog presjeka; |
| $l^E$ | [mm] | Duljina diskretnog sastavnog elementa; |
| $M_y$ | [kNm] | Moment savijanja oko osi $y$; |
| $M_{UH}$ | [kNm] | Granični moment savijanja kod pregiba; |
| $M_{US}$ | [kNm] | Granični moment savijanja kod progiba; |
| $N$ | [kN] | Unutrašnja uzdužna sila (u smjeru osi $x$); |
| $q_z$ | [kN/m] | Kontinuirano opterećenje (u smjeru osi z); |
| $R$ | [m] | Radijus zakrivljenosti progibne linije grede pri ravnom čistom savijanju; |
| $t$ | [mm] | Debljina; |
| $t_f$ | [mm] | Debljina pojasa ukrepe; |
| $t_p$ | [mm] | Debljina oplate; |
| $t_w$ | [mm] | Debljina struka ukrepe; |
| $w_0$ | [m] | Poprečni pomak (materijalne točke progibne linije grede); |
| $z$ | [m] | Vertikalna udaljenost od osnovice; |

| | | |
|---|---|---|
| $\beta$ | | Vitkost ploče; |
| $\beta_{ef}$ | | Efektivna vitkost ploče sunosive širine *b*; |
| $\gamma$ | | Faktor sigurnosti; |
| $\varepsilon_x$ | | Duljinska deformacija u smjeru osi *x*; |
| $\kappa$ | [1/m] | Fizikalna zakrivljenost progibne linije Euler-Bernoullijeve grede; |
| $\sigma_{xa}$ | [N/mm$^2$] | Prosječno normalno naprezanje u smjeru osi *x*; |
| $\sigma_y$ | [N/mm$^2$] | Donja granica popuštanja izotropnog materijala; |
| $\Phi$ | | Deformacijski bezdimenzijski parametar; |
| $\chi$ | [°] | Kut zakreta poprečnog presjeka grede s obzirom na os *z*; |

## Sažetak

Ovaj rad obuhvaća analizu uzdužne granične čvrstoće trupa broda za prijevoz rasutog tereta sukladno inkrementalno-iterativnoj metodi propisanoj u okviru Združenih pravila za konstrukciju brodova za prijevoz rasutog tereta, Međunarodne asocijacije klasifikacijskih društava (eng. *Common Structural Rules, International Association of Classification Societies*) na razini glavnog rebra uz zamjenu propisanih $\sigma - \varepsilon$ krivulja s $\sigma - \varepsilon$ krivuljama određenim pomoću geometrijski i materijalno nelinearne metode konačnih elemenata. Nakon teorijskog opisa propisane metode za analizu progresivnog kolapsa, napravljena je geometrijski i materijalno nelinearna analiza svih diskretnih sastavnih elemenata konstrukcije glavnog rebra pomoću programskog paketa FEMAP/NX Nastran. Također su u obzir uzeta i inicijalna geometrijska odstupanja diskretnih elemenata (idealizirana). Dobivene $\sigma - \varepsilon$ krivulje uspoređene su sa propisanim $\sigma - \varepsilon$ krivuljama kako bi se odredila njihova međusobna odstupanja. $\sigma - \varepsilon$ krivulje određene pomoću geometrijski i materijalno nelinearne metode konačnih elemenata su zatim implementirane unutar modula LUSA računalnog programa OCTOPUS te je provedena analiza progresivnog kolapsa trupa broda. Dobiveni rezultati graničnog momenta savijanja (za pregib i progib) uspoređeni su sa rezultatima koje daje analiza zasnovana na IACS-ovim krivuljama. Također je napravljena usporedba kolapsnih sekvenci za slučaj pregiba i za slučaj progiba trupa broda.

Ključne riječi:

Uzdužna granična nosivost, granični moment savijanja, progresivni kolaps, kolapsna sekvenca, izvijanje, popuštanje, krivulje naprezanja i deformacije, nelinearna metoda konačnih elemenata.

## Summary

In this thesis hull girder ultimate longitudinal strength of a bulk carrier at its midship section was calculated using an incremental-iterative method proscribed by the *International Association of Classification Societies* (*Common Structural Rules*). Originally proscribed σ-ε curves were replaced by those calculated using the nonlinear finite element method. After the theoretical description of the proscribed method for the hull girder progressive collapse analysis of all finite elements of a midship section structure was made with the help of the program package FEMAP/NX Nastran, also taking into account the idealized initial geometrical imprefections of finite elements. The diagrams obtained in this way were compared to the proscribed σ-ε curves in order to determine any possible deviations between the two approaches. The calculated curves were then inserted into the LUSA module of the OCTOPUS program and used for the progressive collapse analysis of the main hull. The results of the ultimate bending moment (hog and sag) were compared to those calculated using IACS curves. A comparison of collapse sequences for the case of sagging and hogging of the ship's hull was also made.

Key words:

Longitudinal ultimate load-capacity, ultimate bending moment, progressive collapse analysis, collapse sequence, load and shortening curves, nonlinear finite element method.

# 1. Uvod

## 1.1. Uzdužna granična čvrstoća

Prilikom projektiranja broda glavni cilj je ostvarenje funkcionalne i sigurne konstrukcije koja će moći izdržati sva opterećenja kojima će biti izložena. Općenito se kolaps nosive konstrukcije može definirati kao granično stanje pri kojem konstrukcija gubi sposobnost otpora narinutom opterećenju [1]. S obzirom da je za sigurnost trgovačkih brodova (osobito brodova za prijevoz nafte i rasutog tereta tj. onih koji imaju izraženu dimenziju duljine) čvrstoća u uzdužnom smjeru najznačajnija, sve se više pažnje posvećuje analizi uzdužne granične nosivosti. Do uzdužnog kolapsa brodske konstrukcije dolazi postupno uslijed vertikalnog savijanja brodskoga trupa, kolapsom pojedinih uzdužno orijentiranih nosivih elemenata (popuštanjem i/ili izvijanjem). Pošto savojno opterećenje ima najveći utjecaj na uzdužni globalni kolaps, uzdužna granična nosivost može se izraziti kao najveći iznos momenta unutrašnjih uzdužnih sila kojega je moguće ostvariti na kritičnom poprečnom presjeku (najčešće oko glavnog rebra) [1].

Klasifikacijska društva propisuju najveća dopuštena (projektna) opterećenja za koja brod mora biti projektiran. Prema Združenim pravilima za konstrukciju brodova za prijevoz rasutog tereta, Međunarodne asocijacije klasifikacijskih društava (eng. *Common Structural Rules, International Association of Classification Societies*) (u daljnjem tekstu: IACS-CSR) [2] najveći dopušteni vertikalni moment savijanja definiran je kao zbroj momenata savijanja na mirnoj vodi i momenata savijanja na valovima uz propisane vrijednosti pripadajućih parcijalnih faktora sigurnosti, pri čemu mora biti zadovoljen slijedeći projektni kriterij:

$$\gamma_S M_{sw} + \gamma_W M_w \leq \frac{M_U}{\gamma_R} \tag{1.1}$$

gdje je $M_{sw}$ vertikalni moment savijanja na mirnoj vodi, a $M_w$ vertikalni moment savijanja na valovima u slučaju progiba. $M_U$ je granični moment savijanja, dok su $\gamma_S, \gamma_W, \gamma_R$ parcijalni faktori sigurnosti. $\gamma_S$ i $\gamma_W$ uzimaju u obzir neizvjesnost u poznavanju momenta brodskoga trupa na mirnoj vodi i na valovima (nesigurnost proračuna valnih opterećenja) u slučaju progiba, $\gamma_R$ uzima u obzir nesigurnost vezanu uz svojstva materijala i nesigurnost vezanu uz samu točnost metode određivanja granične čvrstoće [2].

Poznavanjem graničnog momenta savijanja ($M_U$) dobivamo uvid u razinu rezerve sigurnosti koju imamo s obzirom na globalno projektno opterećenje.

### 1.2. Metode analize granične čvrstoće

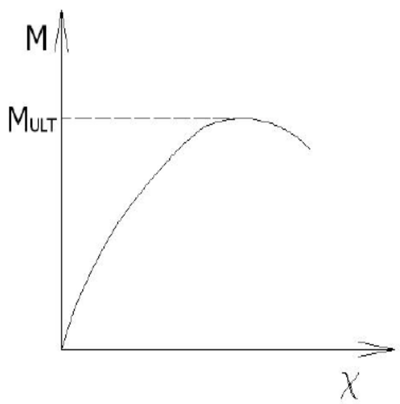
U analizi progresivnoga kolapsa brodskoga trupa najtočnije rezultate daje metoda konačnih elemenata koja uzima u obzir geometrijsku i materijalnu nelinearnost (NLMKE). Ova metoda uključuje mogućnost analize pojave popuštanja i izvijanja, no numerički je zahtjevna i za njezinu provedbu potrebno je dosta vremena.

Pravila većine klasifikacijskih društava kao i IACS CSR propisuju korištenje metoda zasnovanih na Smithovoj metodi [3]. Smithova metoda prva je omogućila bolji uvid u kolapsnu sekvencu i poslije-kritično ponašanje elemenata konstrukcije opterećene savijanjem. Manje je zahtjevna, a daje pouzdane rezultate. Radi se o inkrementalno-iterativnom postupku u kojem se koriste već izračunate krivulje naprezanje-deformacija (eng. *load and shortening curves*) za određene strukturne elemente konstrukcije. Inkrementalni dio postupka odnosi se na postepeno povećavanje opterećenja tj. zamišljene zakrivljenosti trupa broda, a iterativni dio na određivanje položaja neutralne osi presjeka trupa broda koji se mijenja prilikom gubitka čvrstoće pojedinih elemenata [4]. U ovom radu korištena je takva inkrementalno-iterativna metoda s time da su krivulje naprezanje-deformacija napravljene za svaki strukturni element nelinearnom metodom konačnih elemenata pomoću programa FEMAP/NX Nastran [5]. Da bi dobili što točnije rezultate u obzir su uzeta i inicijalna geometrijska odstupanja od idealnog oblika strukturnog elementa. Napravljena je usporedba rezultata dobivenih sa $\sigma - \varepsilon$ krivuljama određenih pomoću NLMKE analize i $\sigma - \varepsilon$ krivuljama prema IACS-ovim pravilima.

U sofisticiranije metode za određivanje granične čvrstoće spada i metoda idealiziranih elemenata konstrukcije (ISUM) koja za razliku od Smithove metode osim savojnog uzima u obzir osno, smično i uvojno opterećenje. Ta metoda zasniva se na metodi konačnih elemenata, ali sa puno manjim brojem stupnjeva slobode gibanja i iteracija u rješavanju nelinearnih jednadžbi. Još uvijek se radi na razvoju te metode kako bi se postigli precizniji rezultati. Metodom spregnutih greda (CBM) uz graničnu nosivost možemo dobiti uzdužne i poprečne pomake te prosječne deformacije i naprezanja elemenata konstrukcije tijekom procesa opterećivanja [1].

U jednostavnije metode spada metoda jednoga koraka koja se bazira na pretpostavci izvijanja palube tj. smanjenja čvrstoće prije dosezanja graničnog momenta. Metoda inicijalnoga popuštanja bazira se na aproksimaciji uzdužne granične nosivosti sa vrijednošću nosivosti pri inicijalnom popuštanju tj. sa iznosom produkta momenta otpora i granice popuštanja materijala poprečnog presjeka brodske konstrukcije. Elastična analiza se od prethodne metode razlikuje u tome da se moment otpora umjesto s granicom popuštanja materijala množi s kritičnim naprezanjem (elastičnog) izvijanja oplate. Jednostavnijim metodama proračuna granične čvrstoće pripada i metoda pretpostavljene raspodjele naprezanja kod koje se poprečni presjek tankostjene konstrukcije idealizira neukrepljenim presjekom ekvivalentne debljine oplate.

Kao što je već spomenuto u ovom radu je za proračun graničnog momenta nosivosti korištena Smithova inkrementalno-iterativna metoda (inkorporirana unutar projektnog sustava OCTOPUS [6]) uz primjenu $\sigma - \varepsilon$ krivulja koje su određene nelinearnom metodom konačnih elemenata (programski paket FEMAP/NX Nastran [5]). Kao rezultat dobivena je krivulja ovisnosti momenta savijanja o zakrivljenosti gdje vršna vrijednost krivulje predstavlja granični moment savijanja.



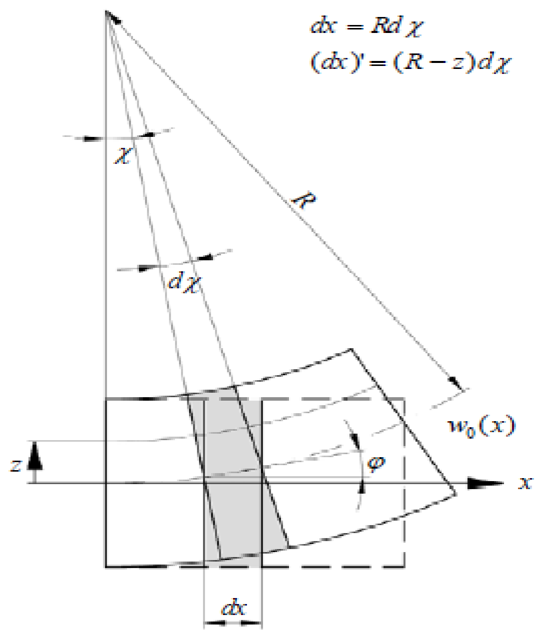

Slika 1. Ovisnost momenta savijanja o zakrivljenosti trupa [4]

# 2. Teorijske osnove inkrementalno iterativne metode analize uzdužne granične čvrstoće

## 2.1. Teorijske osnove

Uzdužni i poprečni kolaps nisu nezavisni, no postupak određivanja granične nosivosti koji bi uzeo u obzir sve moguće načine gubitka uzdužne i poprečne nosivosti sastavnih elemenata razmatrane konstrukcije jako je zahtjevan i praktički zbog potrebnog vremena teško izvediv. Iz tog razloga uvode se ograničenja vezana uz geometrijske i materijalne karakteristike poprečnih okvirnih nosača kako bi se osigurala pojava između-okvirnog kolapsa uzdužnih elemenata prije pojave bilo kojeg složenijeg načina kolapsa. Na taj način osigurava se i gredni karakter ponašanja trupa broda. Analizira se progresivni kolaps uzdužnog segmenta konstrukcije koji se nalazi na poziciji najvećeg momenta savijanja (najčešće oko glavnog rebra) pošto savijanje ima najveći utjecaj na uzdužni globalni kolaps.

Idealizacijom brodskog trupa Euler-Bernoullijevom gredom tankostjenog presjeka dobije se odnos momenta savijanja M i zakrivljenosti grede $\kappa$. [1]




Slika 2. Savijanje Euler-Bernoullijeve grede [1]

Prema Euler-Bernoullijevoj hipotezi duljina diferencijalnog dijela $dx$ ostaje ista i nakon deformiranja. U deformiranom stanju razmatrani diferencijalni element poprima oblik kružnog luka pa vrijedi da je $dx = Rd\chi$. Uz jednakost kutova, $\chi = \varphi$ te za mali kut $\varphi$ vrijedi:

$$\varphi = tan\varphi = \frac{dw_0}{dx} \tag{2.1}$$

Slijedi da je zakrivljenost jednaka:

$$\kappa_L = \frac{1}{R} = \frac{d\chi}{dx} = \frac{d\varphi}{dx} = \frac{d^2w_0(x)}{dx^2} \tag{2.2}$$

Vrijedi diferencijalna jednadžba savijanja monotone, homogene i izotropne grede:

$$\frac{d^2}{dx^2}\left(EI_y\frac{d^2w_0(x)}{dx^2}\right) = -q_z(x) \tag{2.3}$$

gdje je $q_z$(x) kontinuirano opterećenje u smjeru osi *z*, $EI_y$ krutost na savijanje, a $w_0$ poprečni pomak. Integriranjem kontinuiranog opterećenja se dobije raspodjela smične sile $Q_z(x)$, a njenim integriranjem iznos momenta savijanja $M_y(x)$ oko osi *y*.

$$M_y(x) = -EI_y\frac{d^2w_0(x)}{dx^2} \tag{2.4}$$

Odnosno:

$$M_y(x) = -EI_y\kappa_L \tag{2.5}$$

Za uzdužnu deformaciju po visini grede dobije se izraz:

$$\varepsilon_{xL} = -z\kappa_L \tag{2.6}$$

Za tijelo u stanju ravnoteže vrijedi da je i svaki njegov dio u stanju ravnoteže pa deformaciju uslijed narinutog opterećenja možemo promatrati na jednom uzdužnom segmentu grede ograničenom poprečnim nosačima sa svoje prednje i stražnje strane. Ako nam je poznata veza između uzdužne deformacije i naprezanja pojedinog diferencijalnog elementa na poprečnom presjeku možemo odrediti i unutarnju uzdužnu silu prema:

$$dN = \sigma_x dA \tag{2.7}$$

Iz uvjeta ravnoteže slijedi da rezultantne sile vlačne i tlačne zone moraju biti jednake pa se na taj način određuje novi položaj neutralne osi. Ukupni moment unutrašnjih uzdužnih sila oko trenutačne neutralne osi dobije se integriranjem svih produkata diferencijalnih sila i pripadajućih krakova po površini uravnoteženog poprečnog presjeka:

$$M_y(x) = \int_A \sigma_x \, z dA \tag{2.8}$$

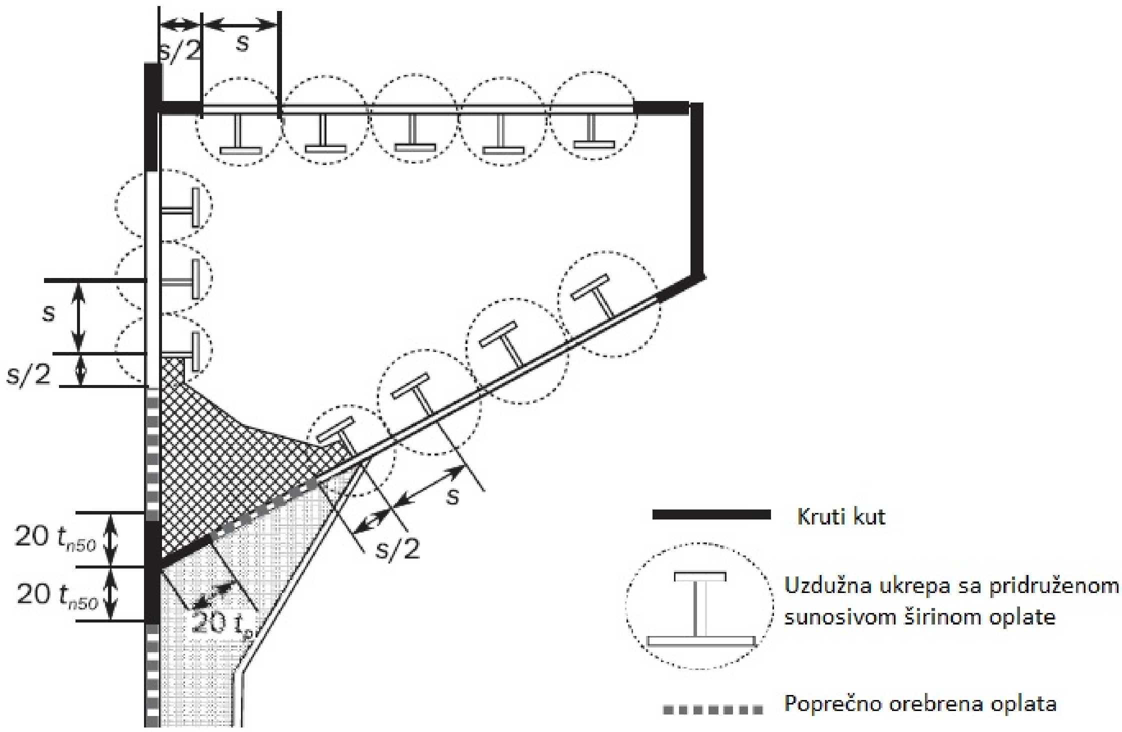
Kako s narinutim opterećenjem postupno dolazi do smanjenja nosivosti strukturnih elemenata (popuštanje), mijenja se i rezultirajući moment unutarnjih uzdužnih sila. Prema tome odnos između narinute zakrivljenosti i odgovarajućeg momenta neće biti linearan unutar razmatranog raspona intenziteta savijanja. Pri progresivnom povećanju zakrivljenosti prirast momenta se sve više smanjuje, sve dok ne dosegne neku graničnu vrijednost nakon koje postaje negativan. Prema (2.5) može se zaključiti da u tom slučaju dolazi i do smanjenja krutosti na savijanje razmatranog poprečnog presjeka [1].

## 2.2. Diskretizacija modela

Uzdužni segment za kojega želimo izračunati granični moment nosivosti se prema inkrementalno-iterativnoj metodi analize progresivnog kolapsa diskretizira s tri vrste međusobno raspregnutih diskretnih sastavnih elemenata i to [2]:

- Gredama tankostijenog presjeka, koje obuhvaćaju sve uzdužne ukrepe sa pridruženom širinom oplate.
- Krutim kutovima (spojevi jakih strukturnih elemenata za koje se smatra da će nosivost izgubiti isključivo popuštanjem materijala).
- Poprečno orebrenom oplatom.

Duljina svih elemenata određena je uzdužnim rasponom razmatranog uzdužnog segmenta između jakih poprečnih nosača i/ ili relevantnim poprečnim elementima unutar tog raspona. Na slici 3. prikazano je pravilo pridruživanja odgovarajuće širine oplate pojedinim diskretnim elementima.




Slika 3. Pravila diskretizacije [2]

## 2.3. Krivulje naprezanje - deformacija $\sigma - \varepsilon$ prema IACS-u

Normalno naprezanje pojedinog diskretnog elementa za kojeg se prethodno odredio iznos deformacije prema (2.6), određuje se pomoću skupa $\sigma - \varepsilon$ krivulja. $\sigma - \varepsilon$ krivulje prikazuju odnos naprezanja i deformacije za određeni način gubitka nosivosti diskretnih sastavnih elemenata konstrukciji to su prema IACS-u [2]:

- Elasto –plastični kolaps (popuštanje)
- Globalno gredno-štapno izvijanje
- Torzijsko izvijanje
- Lokalno izvijanje struka ukrepe s pojasom
- Lokalno izvijanje struka ukrepe bez pojasa
- Izvijanje oplate

Detaljni teorijski opisi i formulacije $\sigma - \varepsilon$ krivulja prema IACS-u nalaze se u dodatku 2.
U tablici 1. prikazan je mogući način gubitka nosivosti za pojedine diskretne elemente.

Tablica 1. Načini gubitka nosivosti pojedinih diskretnih elemenata

| Vrsta diskretnog sastavnog elementa: | Mogući načini gubitka nosivosti: |
|---|---|
| Vlačno/ tlačno opterećena tankostjena greda, kruti kut, neukrepljena oplata. | Elasto-plastični kolaps(popuštanje) |
| Tlačno opterećena tankostjena greda | Elasto-plastični kolaps(popuštanje)<br>Globalno gredno-štapno izvijanje<br>Globalno lateralno-uvojno izvijanje<br>Lokalno izvijanje struka ukrepe s pojasom<br>Lokalno izvijanje struka ukrepe bez pojasom |
| Tlačno opterećena oplata | Izvijanje oplate |

$\sigma - \varepsilon$ krivulje mogu se generirati analizom nosivosti reprezentativnih modela elemenata pri uzdužnom opterećenju pomoću nelinearnih numeričkih, analitičkih ili eksperimentalnih metoda [1].

U okviru ovoga rada $\sigma - \varepsilon$ krivulje propisane IACS-ovim pravilima zamijenjene su krivuljama izrađenim pomoću geometrijski i materijalno nelinearne metode konačnih elemenata za svaki diskretni element konstrukcije. Detaljniji opis dobivanja $\sigma - \varepsilon$ krivulja dan je u poglavlju 3.

## 2.4. Dijagram toka algoritma metode

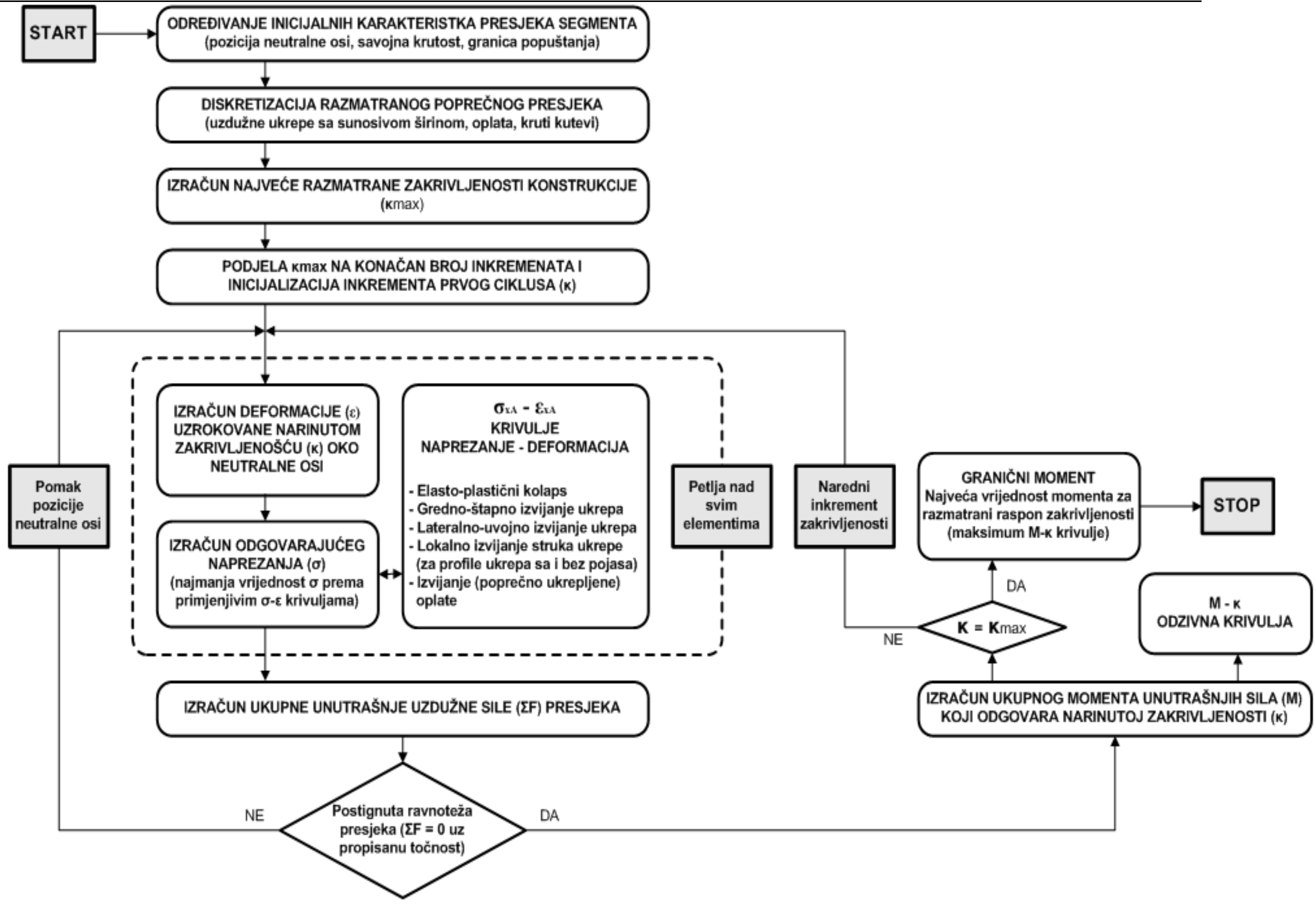
Postupak započinje diskretizacijom modela na način koji je opisan u poglavlju 2.2 nakon čega se određuje maksimalna zakrivljenost $\kappa_{max}$ koja bi pri linearno elastičnoj analizi uzrokovala popuštanje materijala,

$$\kappa_{max} = \frac{\sigma_Y}{z_{max}E} \tag{2.9}$$

gdje je $\sigma_Y$ efektivna granica popuštanja materijala razmatranog poprečnog presjeka, $z_{max}$ udaljenost promatranog primarnog nosača od položaja elastične neutralne osi, a $E$ predstavlja efektivni modul elastičnosti materijala poprečnog presjeka.

Zatim slijedi inkrementalni dio metode koji se očituje u postupnom povećanju izračunate maksimalne zakrivljenosti trupa, $\kappa\epsilon[0, \kappa_{max}]$. U prvoj inkrementalnoj petlji određuje se prosječna uzdužna deformacija za svaki element prema navedenom izrazu (2.6) te prosječna uzdužna naprezanja pomoću skupa različitih $\sigma - \varepsilon$ krivulja. Pomoću određenih naprezanja određuju se unutrašnje uzdužne sile za svaki diskretni element. Pošto raspored naprezanja svih elemenata poprečnog presjeka nije linearan (dolazi do popuštanja pojedinih elemenata) potrebno je odrediti novi ravnotežni položaj neutralne osi. On se određuje iterativno, na način da se mijenja sve dok nije postignuto stanje ravnoteže. Na kraju svakoga koraka određuje se iznos ukupnog momenta savijanja zbrajanjem momenata savijanja svakog pojedinog elementa.

Kao rezultat cijelog postupka dobijemo kako se mijenja iznos momenta savijanja u odnosu na zadano opterećenje (zakrivljenost). Točka u kojoj moment poprima maksimalnu apsolutnu vrijednost je točka u kojoj dolazi do gubitka nosivosti konstrukcije tj. to je granični moment savijanja. Grafički prikaz dijagrama toka metode dan je na slici 4. [1] i [7].

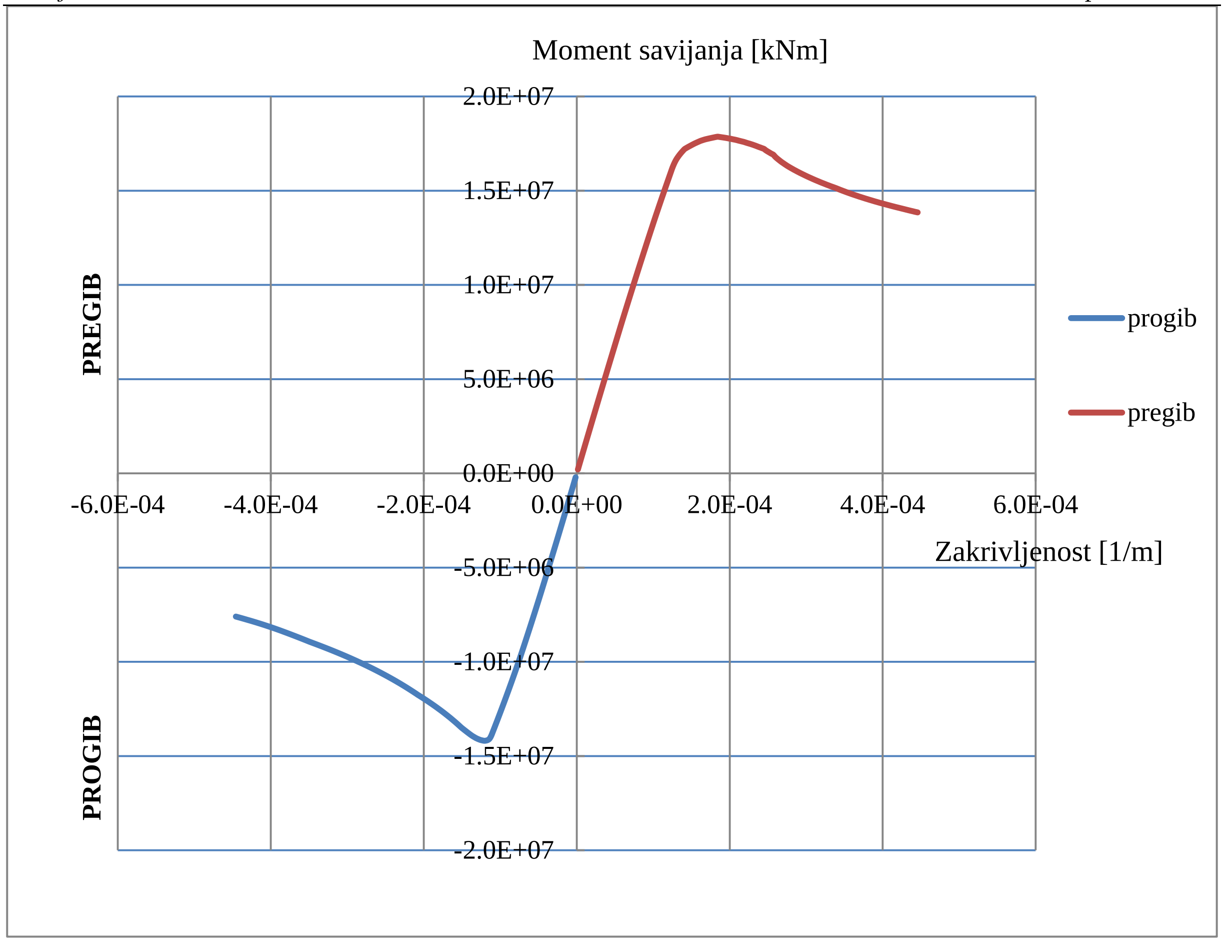



Slika 4. Dijagram toka algoritma metode analize progresivnog kolapsa [1]

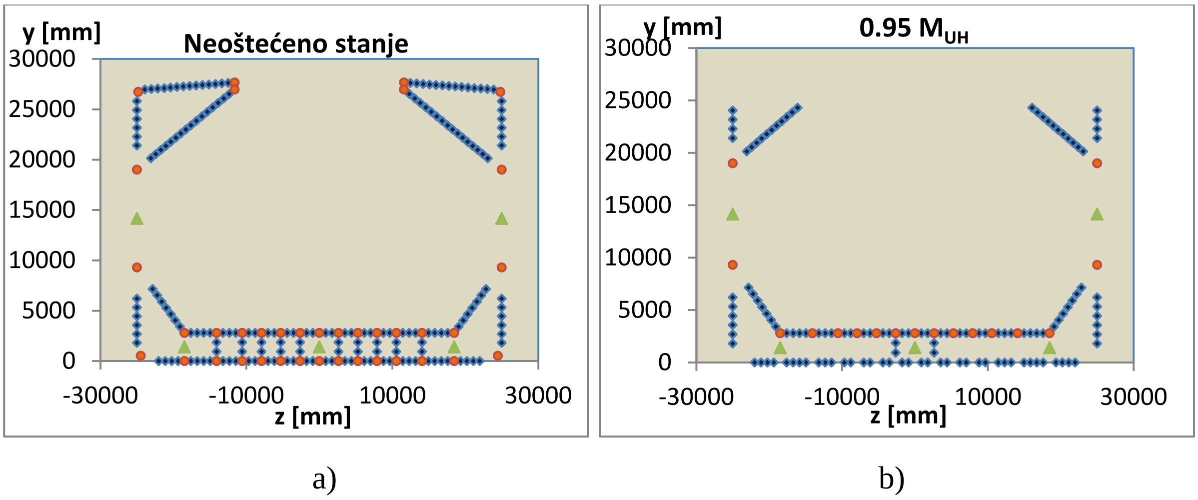
## 2.5. Granični momenti savijanja i kolapsna sekvenca

Nakon provedene analize kao rezultat dobijemo vrijednosti uzdužnog graničnog momenta za slučaj pozitivnog opterećenja, moment savijanja $M_{UH}$ (stanje pregiba; eng. *hog*) i za slučaj negativnog opterećenja, moment savijanja $M_{US}$ (stanje progiba; eng. *sag*). Na slici 5. prikazan je primjer $M - \kappa$ dijagrama za oba stanja savijanja trupa broda za prijevoz rasutog tereta. Vidljivo je da se iznosi momenata razlikuju,a razlog tome je nesimetrični poprečni presjek.

Da bi dobili bolji uvid u slijed kolapsa razmatranog poprečnog presjeka, možemo prikazati diskretne sastavne elemente koji dosegnu graničnu nosivost u slučajevima različitih opterećenja (postupno povećavamo opterećenje) do vrijednosti graničnog momenta, slika 6.




Slika 5. Primjer $M - \kappa$ dijagrama progresivnog kolapsa glavnog rebra broda za prijevoz rasutog tereta




Slika 6. Primjer progresivnog kolapsa glavnog rebra: a) Neoštećeno stanje; b) 0.95 $M_{UH}$

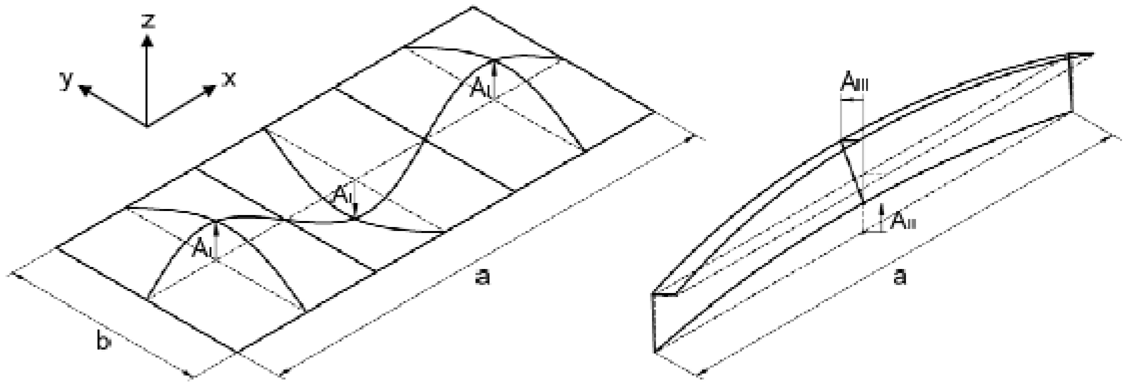
# 3. Određivanje NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja

## 3.1. Geometrijski i materijalno nelinearna analiza

Kao što je već prethodno spomenuto, NLMKE daje najtočniji uvid u odziv konstrukcije pri svim razinama opterećenja. Međutim, rezultati jako ovise o ispravnosti primijenjenih tehnika opisa i idealizacije konstrukcije (geometrijske i materijalne karakteristike diskretiziranog modela) te rubnih uvjeta (ograničenja pomaka čvorova i opterećenja). S obzirom da je za analizu modela cijele konstrukcije potrebno dosta vremena, često se razmatraju parcijalni modeli. Finija mreža konačnih elemenata modela rezultira i točnijim rješenjima no pretjerano profinjavanje mreže nije poželjno, jer se time povećava broj stupnjeva slobode, a time i količina računalnog vremena potrebnog za analizu. Stoga se provode studije konvergencije rješenja kako bi se odredila optimalna rezolucija mreže konačnih elemenata s obzirom na razinu točnosti rezultata i računalnog vremena potrebnog za analizu. Također, korišteni materijalni modeli trebaju što točnije definirati odnose između naprezanja i deformacije u pred-kolapsnom, kolapsnom i poslije-kolapsnom režimu te na odgovarajući način treba uzeti u obzir i inicijalne nesavršenosti razmatrane konstrukcije. Zbog svih navedenih uvjeta rijetka je primjena NLMKE u svrhu određivanja granične nosivosti složenih tankostjenih konstrukcija pri njihovom konceptualnom projektiranju. U okviru ovoga rada NLMKE je korištena za analizu diskretnih sastavnih elemenata konstrukcije glavnog rebra u svrhu dobivanja krivulja odnosa naprezanja i deformacije. Sve NLMKE analize su provedene korištenjem računalnog alata FEMAP/NX Nastran [5], pri čemu su razmatrani modeli diskretizirani dvodimenzionalnim izoparametrijskim konačnim elementima (CQUAD4) sa četiri čvora. Materijalna nelinearnost idealizirana je primjenom elastično-idealno plastičnog (bilinearnog) modela materijala bez očvršćivanja, a funkcija popuštanja izražena je pomoću HMH uvjeta popuštanja. Za rješavanje nelinearnih jednadžbi krutosti korištena je (nemodificirana) Newton-Raphsonova metoda. [1]

### *3.1.1. Inicijalna geometrijska odstupanja*

Procesom zavarivanja dolazi do pojave zaostalih naprezanja i inicijalnih geometrijskih odstupanja (IGO) od idealnog oblika. Te nesavršenosti utječu na rezultate te ih je stoga potrebno uzeti u obzir. IACS-ove $\sigma - \varepsilon$ krivulje uzimaju u obzir inicijalna geometrijska odstupanja (izrazi za efektivne vrijednosti širine oplate i/ili visine struka ukrepe definirani su s obzirom na srednju razinu inicijalnih geometrijskih odstupanja), a prilikom primjene NLMKE moramo izračunati položaj čvorova koji se najčešće modificira sukladno pristupu zasnovanom na tri različita tipa izvijanja sastavnih dijelova konstrukcije [8], pri čemu se oblik sva tri tipa IGO idealizira periodičkim funkcijama zasnovanim na Fourierovim redovima, dok se ukupni oblik odstupanja određuje njihovom superpozicijom. Amplitude odstupanja u ovom radu su izračunate prema Smithovoj formulaciji za srednju razinu. Smithova formulacija pogodna je za idealizaciju svih debljina oplate.




Slika 7. Idealizacija inicijalnih geometrijskih odstupanja ukrepljenog panela [1]

Vertikalna odstupanja položaja čvorova oplate:

$$w_i^{IGO} = A_I sin\frac{m\pi x}{a} sin\frac{n\pi y}{b} + A_{II} sin\frac{\pi x}{a} \tag{3.1}$$

$$A_I = C_{II}\beta^2 t \tag{3.2}$$

$$\beta = \left(\frac{b}{t}\right)\sqrt{\frac{\sigma_Y}{E}} \tag{3.3}$$

gdje je $w_i^{IGO}$ pomak proizvoljnog ($i$-tog) čvora razmatranog ukrepljenog panela, $a$ i $b$ duljina i širina oplate između ukrepljenja, $t$ je debljina oplate, $\beta$ je koeficijent vitkosti oplate, $E$ modul elastičnosti materijala, $\sigma_Y$ granica popuštanja materijala, $m$ i $n$ je broj poluvalova izvijanja oplate u smjeru $x$ i $y$ , pri čemu vrijedi:

$$\frac{a}{b} \leq \sqrt{m(m+1)} \tag{3.4}$$

$C_{II}$ je konstanta koja za čeličnu oplatu konstrukcije iznosi:

$$C_{II} = \begin{cases} 0.025 \; za \; malu \; razinu \; odstupanja \\ 0.1 \; za \; srednju \; razinu \; odstupanja \\ 0.3 \; za \; veliku \; razinu \; odstupanja \end{cases}$$

Vrijednost amplitude odstupanja $A_{II}$ za srednju razinu inicijalnih odstupanja u čeličnoj oplati konstrukcije sukladno pravilima klasifikacijskih društava iznosi 0.0015.

Horizontalno odstupanje položaja čvorova ukrepe:

$$v_i^{IGO} = A_{III} \frac{z}{h_w} sin \frac{\pi x}{a} \tag{3.5}$$

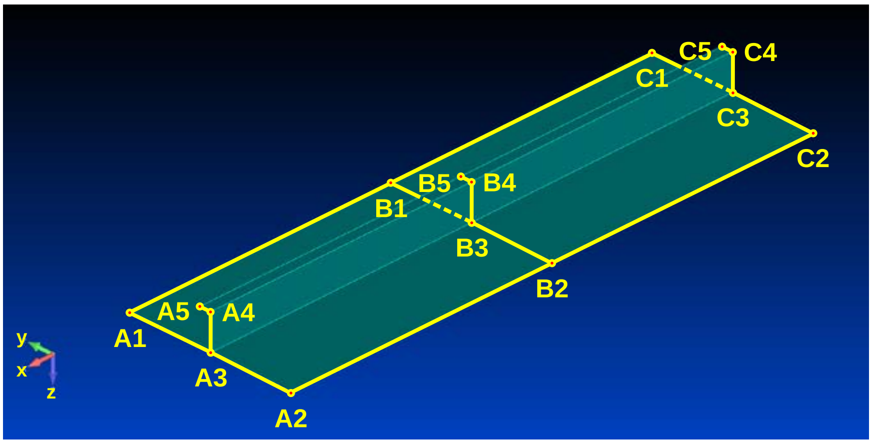
Gdje su $x$ i $z$ koordinate čvora ukrepe, $h_w$ visina struka ukrepe, a amplituda odstupanja $A_{III} = A_{II}$ . [8]

### *3.1.2. Definiranje rubnih uvjeta i opterećenja*

**Rubni uvjeti**

S obzirom da ne modeliramo cijelu konstrukciju, nego njezine sastavne elemente, potrebno je definirati rubne uvjete. Konstrukciju smo diskretizirali s tri vrste diskretnih elemenata, ukrepom s pridruženom širinom oplate, krutim kutom i poprečno orebrenom oplatom. Rubni uvjeti za te elemente opisani su u nastavku.

**Model ukrepe s pridruženom širinom oplate:**



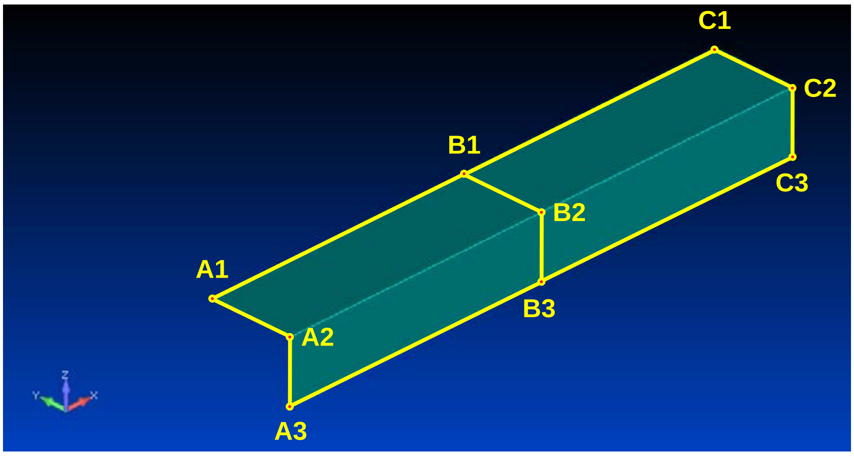

Slika 8. Rubni uvjeti NLMKE modela diskretnih sastavnih elemenata ukrepe s pridruženom širinom oplate [1]

Tablica 2. Stupnjevi slobode na zadanim pozicijama modela prema slici 8.

| Pozicija čvora (slika 8.) | Tx | Ty | Tz | Rx | Ry | Rz |
|---|---|---|---|---|---|---|
| ⟨A1-A3], [A2-A3⟩, [A3-A4], [A4-A5]. ⟨C1-C3], [C2-C3⟩, [C3-C4], [C4-C5]. | 0* | 1 | 1 | 1 | 0 | 0 |
| ⟨A1-B1⟩,⟨B1-C1⟩,⟨A2-B2⟩,⟨B2-C2⟩. | 1 | 0 | 1 | 0 | 1 | 0 |
| ⟨B1-B3⟩,⟨B2-B3⟩,⟨B4-B5⟩. | 1 | 1 | 0 | 1 | 1 | 1 |
| ⟨B3-B4⟩. | 1 | 0 | 1 | 1 | 1 | 1 |
| A1,A2,C1,C2. | 0 | 0 | 1 | 0 | 0 | 0 |
| B1,B2. | 1 | 0 | 0 | 0 | 1 | 0 |
| B3,B4. | 1 | 0 | 0 | 1 | 1 | 1 |

0- spriječeno.
1- dozvoljeno.
*- u svim čvorovima presjeka „A" zadana je jednaka vrijednost opterećenja (pomak u negativnom smjeru osi $x$) pri čemu se taj isti stupanj slobode ograničava isključivo radi pravila zadavanja te vrste opterećenja u korištenoj aplikaciji.

**Model krutog kuta:**



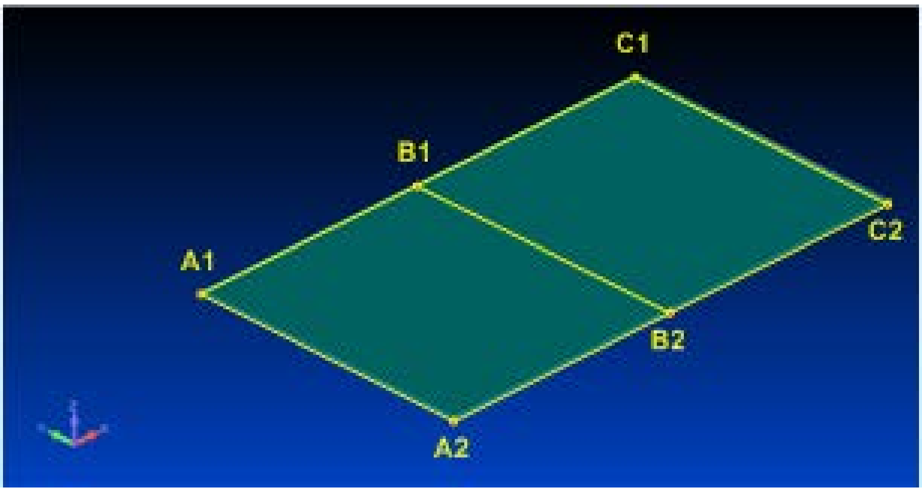

Slika 9. Rubni uvjeti NLMKE modela diskretnih sastavnih elemenata krutih kutova [1]

Tablica 3. Stupnjevi slobode na zadanim pozicijama modela prema slici 9.

| Pozicija čvora (slika 9.) | Tx | Ty | Tz | Rx | Ry | Rz |
|---|---|---|---|---|---|---|
| ⟨A1-A2], [A2-A3⟩,⟨C1-C2], [C2-C3⟩. | 0* | 1 | 1 | 1 | 0 | 0 |
| ⟨A1-B1⟩,⟨B1-C1⟩. | 1 | 0 | 1 | 0 | 1 | 0 |
| ⟨A2-B3⟩,⟨B3-C3⟩. | 1 | 1 | 0 | 0 | 0 | 1 |
| ⟨B1-B2⟩. | 1 | 1 | 0 | 1 | 1 | 1 |
| ⟨B2-B3⟩. | 1 | 0 | 1 | 1 | 1 | 1 |
| B2. | 1 | 0 | 0 | 1 | 1 | 1 |
| B1,B3. | 1 | 0 | 0 | 0 | 1 | 0 |
| A1,C1. | 0* | 0 | 1 | 0 | 0 | 0 |
| A3,C3. | 0* | 1 | 0 | 0 | 0 | 0 |

0- spriječeno.
1- dozvoljeno.
*- u svim čvorovima presjeka „A" zadana je jednaka vrijednost opterećenja (pomak u negativnom smjeru osi $x$ ) pri čemu se taj isti stupanj slobode ograničava isključivo radi pravila zadavanja te vrste opterećenja u korištenoj aplikaciji.

**Model poprečno orebrene oplate:**




Slika 10. Rubni uvjeti NLMKE modela diskretnih sastavnih elemenata poprečno orebrenih oplata [1]

Tablica 4. Stupnjevi slobode na zadanim pozicijama modela prema slici 10.

| Pozicija čvora (slika 10.) | Tx | Ty | Tz | Rx | Ry | Rz |
|---|---|---|---|---|---|---|
| ⟨A1-A3], [A2-A3⟩, [A3-A4], [A4-A5]. | 0* | 1 | 1 | 1 | 0 | 0 |
| ⟨C1-C3], [C2-C3⟩, [C3-C4], [C4-C5]. | 1 | 0 | 0 | 0 | 1 | 0 |
| ⟨A1-B1⟩,⟨B1-C1⟩,⟨A2-B2⟩,⟨B2-C2⟩. | 1 | 1 | 0 | 1 | 1 | 1 |
| ⟨B1-B3⟩,⟨B2-B3⟩,⟨B4-B5⟩. | 0* | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 |

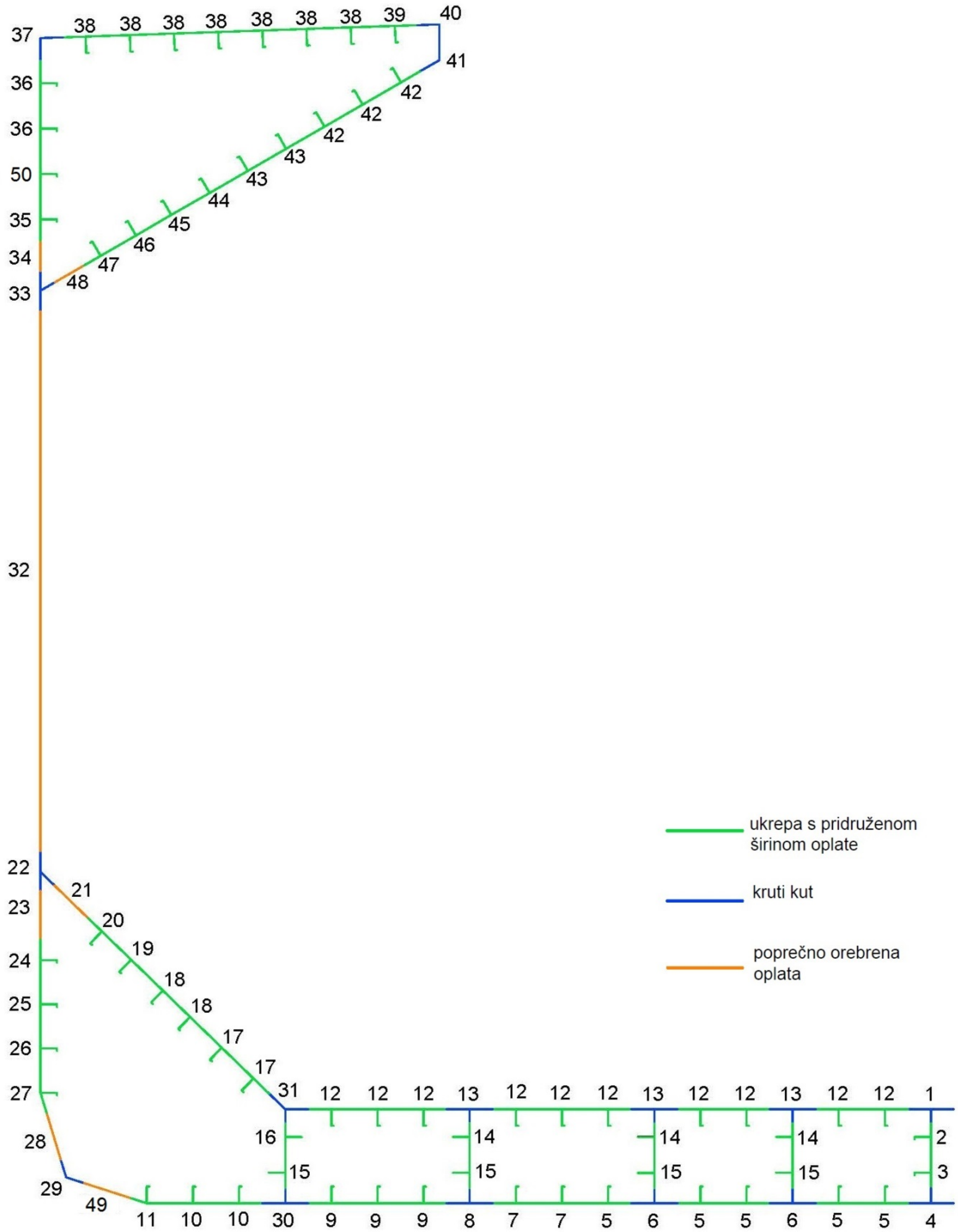
0- spriječeno.
1- dozvoljeno.
*- u svim čvorovima presjeka „A" zadana je jednaka vrijednost opterećenja (pomak u negativnom smjeru osi $x$) pri čemu se taj isti stupanj slobode ograničava isključivo radi pravila zadavanja te vrste opterećenja u korištenoj aplikaciji.

**Opterećenje**

Opterećenje modela je definirano u obliku pomaka u pozitivnom smjeru x-osi (tlačno opterećenje). Pri tome je iznos opterećenja određen na način da se provedbom analize dobije uvid u prije-kolapsni, kolapsni i poslije-kolapsni dio odziva razmatranog modela.

## 3.2. Analiza modela

Iz nacrta glavnog rebra prema pravilima diskretizacije izdvojeno je 50 različitih diskretnih elemenata, od toga 30 diskretnih elemenata ukrepe s pridruženom širinom oplate, 13 krutih kutova te 7 poprečno orebrenih oplata (Slika 11.).




Slika 11. Skica glavnog rebra s diskretnim elementima

Tablica 5. Geometrijske i materijalne karakteristike diskretnih elemenata

| Diskretni element | l [mm] | $t_p$ [mm] | $b_p$ [mm] | $h_w$ [mm] | $t_w$ [mm] | $b_f$ [mm] | $t_f$ [mm] | Materijal oplate | Materijal ukrepe |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 1 | 1222.5 | 21.5 | 835 | 250 | 14.5 | / | / | AH36 | AH32 |
| 2 | 1222.5 | 14.5 | 575 | 229.2 | 12 | 44.79 | 30.80 | AH32 | AH32 |
| 3 | 1222.5 | 14.5 | 600 | 229.2 | 12 | 44.79 | 30.80 | AH32 | AH32 |
| 4 | 1222.5 | 20.5 | 835 | 275 | 14.5 | / | / | AH36 | AH32 |
| 5 | 2445 | 20.5 | 835 | 266.45 | 13 | 54.13 | 33.55 | AH36 | AH32 |
| 6 | 2445 | 20.5 | 835 | 275 | 11.5 | / | / | AH36 | AH32 |
| 7 | 2445 | 19.0 | 835 | 266.45 | 13 | 54.13 | 33.55 | AH36 | AH32 |
| 8 | 2445 | 19.0 | 835 | 275 | 11.5 | / | / | AH36 | AH32 |
| 9 | 2445 | 17.0 | 835 | 266.45 | 13 | 54.13 | 33.55 | AH36 | AH32 |
| 10 | 2445 | 16.0 | 835 | 266.45 | 13 | 54.13 | 33.55 | AH36 | AH32 |
| 11 | 2445 | 17.0 | 835 | 266.45 | 13 | 54.13 | 33.55 | AH36 | AH32 |
| 12 | 2445 | 21.5 | 835 | 265.6 | 11 | 50.83 | 34.40 | AH36 | AH36 |
| 13 | 2445 | 21.5 | 835 | 250 | 11.5 | / | / | AH36 | AH32 |
| 14 | 2445 | 11.5 | 575 | 150 | 12 | / | / | AH32 | AH32 |
| 15 | 2445 | 11.5 | 600 | 150 | 12 | / | / | AH32 | AH32 |
| 16 | 860 | 11.5 | 575 | 150 | 12 | / | / | AH32 | AH32 |
| 17 | 2445 | 19.0 | 800 | 229.2 | 12 | 44.79 | 30.8 | AH36 | AH32 |
| 18 | 2445 | 18.5 | 800 | 229.2 | 12 | 44.79 | 30.8 | AH36 | AH32 |
| 19 | 2445 | 17.5 | 767.5 | 229.2 | 12 | 44.79 | 30.8 | AH32 | AH32 |
| 20 | 815 | 17.5 | 735 | 229.2 | 12 | 44.79 | 30.8 | AH32 | AH32 |
| 21 | 815 | 17.5 | 662.5 | / | / | / | / | AH32 | / |
| 22 | 815 | 17.8 | 710 | 350 | 18 | / | / | AH32 | AH32 |
| 23 | 815 | 17.0 | 860 | / | / | / | / | AH32 | / |
| 24 | 815 | 17.0 | 800 | 229.2 | 12 | 44.79 | 30.8 | AH32 | AH32 |
| 25 | 2445 | 15.5 | 800 | 229.2 | 12 | 44.79 | 30.8 | AH32 | AH32 |
| 26 | 2445 | 15.5 | 800 | 245.8 | 12 | 46.8 | 34.2 | AH32 | AH32 |
| 27 | 2445 | 16.25 | 800 | 245.8 | 12 | 46.8 | 34.2 | AH36 | AH32 |
| 28 | 2445 | 17.0 | 824 | / | / | / | / | AH36 | / |
| 29 | 2445 | 17.0 | 680 | / | / | / | / | AH36 | / |
| 30 | 2445 | 16.5 | 835 | 275 | 11.5 | / | / | AH36 | AH32 |
| 31 | 860 | 20.0 | 817.5 | 250 | 11.5 | / | / | AH36 | AH32 |
| 32 | 815 | 18.5 | 5790 | / | / | / | / | AH32 | / |
| 33 | 815 | 18.0 | 720 | 300 | 15 | / | / | AH32 | AH32 |
| 34 | 815 | 17.5 | 530 | / | / | / | / | AH32 | / |
| 35 | 815 | 17.5 | 820 | 324.6 | 13 | 60.36 | 45.4 | AH32 | AH36 |
| 36 | 4075 | 17.0 | 820 | 324.6 | 13 | 60.36 | 45.4 | AH36 | AH36 |
| 37 | 4075 | 17.0 | 410 | 410 | 20 | / | / | AH36 | AH36 |
| 38 | 4075 | 20.0 | 810 | 296.15 | 12 | 53.05 | 43.85 | AH36 | AH36 |
| 39 | 4075 | 20.0 | 500 | 296.15 | 12 | 53.05 | 43.85 | AH36 | AH36 |

| Diskretni element | l [mm] | $t_p$ [mm] | $b_p$ [mm] | $h_w$ [mm] | $t_w$ [mm] | $b_f$ [mm] | $t_f$ [mm] | Materijal oplate | Materijal ukrepe |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 40 | 4075 | 20.0 | 400 | 325 | 16.5 | / | / | AH36 | AH36 |
| 41 | 4075 | 17.0 | 400 | 325 | 16.5 | / | / | AH36 | AH36 |
| 42 | 4075 | 17.0 | 800 | 265.6 | 11 | 50.83 | 34.4 | AH36 | AH36 |
| 43 | 4075 | 16.0 | 800 | 265.6 | 11 | 50.83 | 34.4 | AH36 | AH32 |
| 44 | 4075 | 16.0 | 800 | 266.45 | 13 | 54.13 | 33.55 | AH32 | AH36 |
| 45 | 4075 | 15.0 | 770 | 266.45 | 13 | 54.13 | 33.55 | AH32 | AH36 |
| 46 | 4075 | 15.0 | 740 | 266.45 | 13 | 54.13 | 33.55 | AH32 | AH36 |
| 47 | 815 | 15.0 | 740 | 266.45 | 13 | 54.13 | 33.55 | AH32 | AH36 |
| 48 | 815 | 15.0 | 586 | / | / | / | / | AH32 | / |
| 49 | 2445 | 17.0 | 736.5 | / | / | / | / | AH36 | / |
| 50 | 4075 | 17.5 | 820 | 324.6 | 13 | 60.36 | 45.4 | AH32 | AH36 |

Pošto se karakteristične dimenzije diskretnih elemenata razlikuju, bilo je nemoguće koristiti samo jednu rezoluciju mreže. U tablici 6. prikazana je korištena rezolucija mreže za svaki diskretni element tj. broj konačnih elemenata po duljini, širini, struku i prirubnici modela, omjer najkraće stranice konačnog elementa i debljine, ukupni broj konačnih elemenata te broj stupnjeva slobode.

Tablica 6. Rezolucije mreža konačnih elemenata

| Diskretni element | Broj elemenata po duljini | Broj elemenata po širini | O1 | Broj elemenata po visini struka | O2 | Broj elemenata na prirubnici | O3 | Ukupni broj elemenata | broj stupjeva slobode |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 1 | 46 | 32 | 1.21 | 10 | 1.72 | - | - | 1932 | 12126 |
| 2 | 38 | 18 | 2.15 | 7 | 2.68 | 1 | 1.04 | 988 | 6318 |
| 3 | 38 | 18 | 2.22 | 7 | 2.68 | 1 | 1.04 | 988 | 6318 |
| 4 | 44 | 30 | 1.36 | 10 | 1.90 | - | - | 1760 | 11070 |
| 5 | 44 | 20 | 2.04 | 5 | 4.10 | 1 | 1.61 | 1144 | 7290 |
| 6 | 90 | 30 | 1.32 | 10 | 2.36 | - | - | 3600 | 22386 |
| 7 | 44 | 20 | 2.19 | 5 | 4.10 | 1 | 1.61 | 1144 | 7290 |
| 8 | 90 | 30 | 1.43 | 10 | 2.36 | - | - | 3600 | 22386 |
| 9 | 44 | 20 | 2.45 | 5 | 2.36 | 1 | 1.61 | 1144 | 7290 |
| 10 | 44 | 20 | 2.61 | 5 | 2.36 | 1 | 1.61 | 1144 | 7290 |
| 11 | 72 | 21 | 2.00 | 7 | 2.61 | 1 | 1.01 | 2088 | 13140 |
| 12 | 46 | 20 | 1.94 | 6 | 4.02 | 1 | 1.48 | 1242 | 7896 |
| 13 | 80 | 28 | 1.39 | 9 | 2.41 | - | - | 2960 | 18468 |
| 14 | 52 | 12 | 4.04 | 3 | 3.91 | - | - | 780 | 5088 |
| 15 | 52 | 13 | 3.99 | 3 | 3.91 | - | - | 832 | 5406 |
| 16 | 30 | 23 | 2.17 | 5 | 2.39 | - | - | 840 | 5394 |
| 17 | 70 | 40 | 1.05 | 15 | 1.27 | 1 | 1.13 | 3920 | 24282 |
| 18 | 50 | 32 | 1.35 | 15 | 1.27 | 1 | 1.13 | 2400 | 14994 |
| 19 | 70 | 23 | 2.00 | 15 | 1.27 | 1 | 1.13 | 5320 | 32802 |

| Diskretni element | Broj elemenata po duljini | Broj elemenata po širini | O1 | Broj elemenata po visini struka | O2 | Broj elemenata na prirubnici | O3 | Ukupni broj elemenata | broj stupjeva slobode |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 20 | 24 | 20 | 1.94 | 7 | 2.72 | 1 | 1.1 | 896 | 5742 |
| 21 | 26 | 22 | 1.72 | - | - | - | - | 572 | 3726 |
| 22 | 18 | 18 | 2.32 | 9 | 2.22 | - | - | 486 | 3192 |
| 23 | 26 | 28 | 1.81 | - | - | - | - | 728 | 4698 |
| 24 | 10 | 10 | 2.35 | 10 | 1.90 | 1 | 1.32 | 1500 | 9576 |
| 25 | 54 | 24 | 2.15 | 7 | 2.73 | 1 | 1.5 | 1728 | 10890 |
| 26 | 50 | 32 | 1.61 | 15 | 1.36 | 1 | 1.37 | 2400 | 14994 |
| 27 | 60 | 20 | 2.35 | 6 | 2.93 | 1 | 1.2 | 1620 | 10248 |
| 28 | 60 | 22 | 2.20 | - | - | - | - | 1320 | 8418 |
| 29 | 70 | 30 | 1.33 | - | - | - | - | 2100 | 13206 |
| 30 | 70 | 30 | 1.69 | 10 | 2.39 | - | - | 2800 | 17466 |
| 31 | 60 | 30 | 1.36 | 10 | 1.24 | - | - | 2400 | 15006 |
| 32 | 14 | 100 | 3.13 | - | - | - | - | 1400 | 9090 |
| 33 | 20 | 16 | 2.26 | 8 | 2.50 | - | - | 480 | 3150 |
| 34 | 26 | 17 | 1.78 | - | - | - | - | 442 | 2916 |
| 35 | 16 | 20 | 2.34 | 7 | 3.56 | 1 | 1.1 | 448 | 2958 |
| 36 | 70 | 20 | 2.34 | 10 | 2.49 | 1 | 1.3 | 2170 | 13632 |
| 37 | 80 | 10 | 2.41 | 10 | 2.05 | | | 1600 | 10206 |
| 38 | 76 | 16 | 2.50 | 6 | 4.11 | 1 | 1.2 | 1748 | 11088 |
| 39 | 76 | 18 | 2.22 | 7 | 3.53 | 1 | 1.2 | 1976 | 12474 |
| 40 | 76 | 7 | 2.68 | 6 | 3.24 | - | - | 988 | 6468 |
| 41 | 58 | 6 | 3.92 | 5 | 3.94 | - | - | 638 | 4248 |
| 42 | 58 | 12 | 3.92 | 4 | 6.03 | 1 | 1.48 | 986 | 6372 |
| 43 | 80 | 16 | 3.13 | 5 | 4.63 | 1 | 1.48 | 1760 | 11178 |
| 44 | 76 | 14 | 3.35 | 7 | 2.92 | 1 | 1.6 | 1520 | 9702 |
| 45 | 76 | 14 | 3.57 | 5 | 4.10 | 1 | 1.61 | 1520 | 9702 |
| 46 | 58 | 10 | 4.68 | 4 | 5.12 | 1 | 1.61 | 870 | 5664 |
| 47 | 12 | 10 | 4.52 | 4 | 5.12 | 1 | 1.61 | 180 | 1248 |
| 48 | 30 | 22 | 1.78 | - | - | - | - | 660 | 4278 |
| 49 | 60 | 20 | 2.17 | - | - | - | - | 1200 | 7686 |
| 50 | 70 | 20 | 2.34 | 10 | 2.49 | 1 | 1.3 | 2170 | 13632 |

O1- omjer kraće stranice elementa oplate i debljine oplate.

O2- omjer kraće stranice elementa struka i debljine struka.

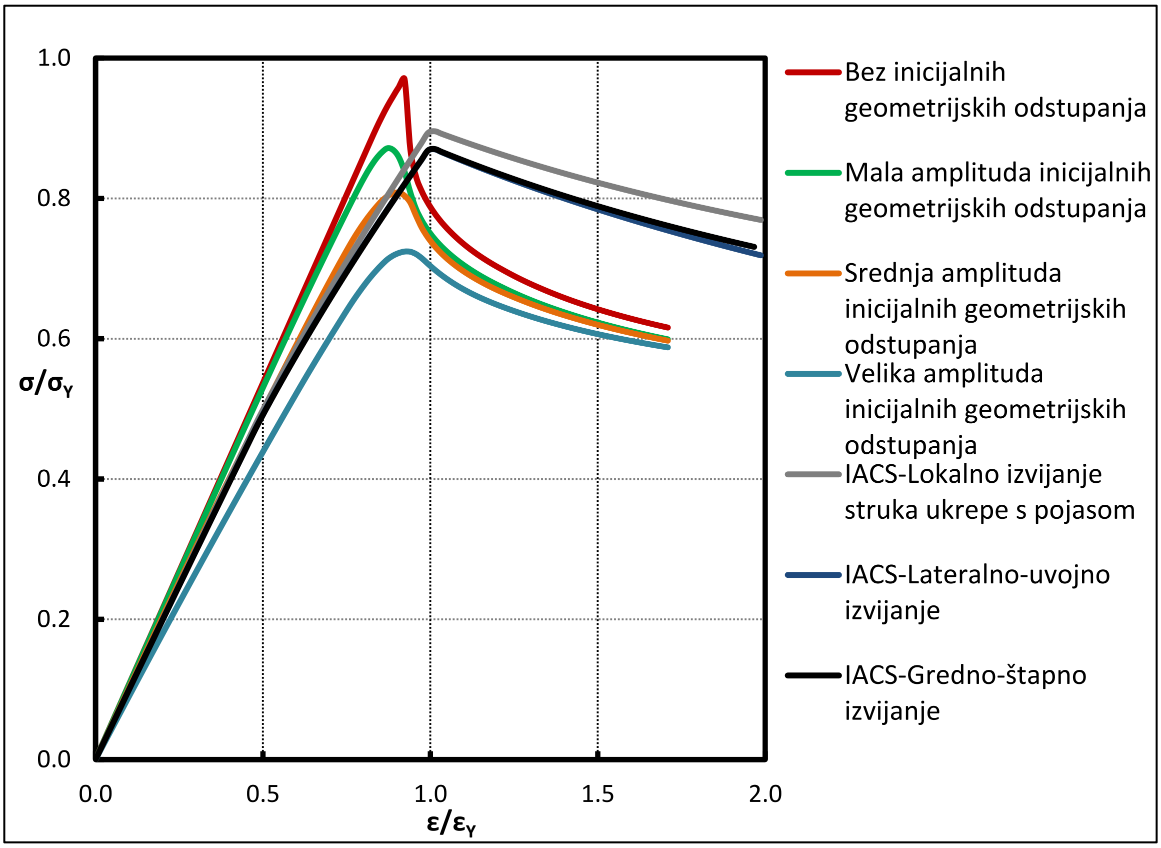
O3- omjer kraće stranice elementa prirubnice i debljine prirubnice.

Najmanji omjer kraće stranice elementa i njegove debljine se nije uzimao manjim od 1. Varira od minimalne vrijednosti 1.01 do maksimalne vrijednosti od 6.03. Najveći broj konačnih elemenata je 32802, stupnjeva slobode je 5320, dok je najmanji broj konačnih elemenata 180, a stupnjeva slobode 1248.

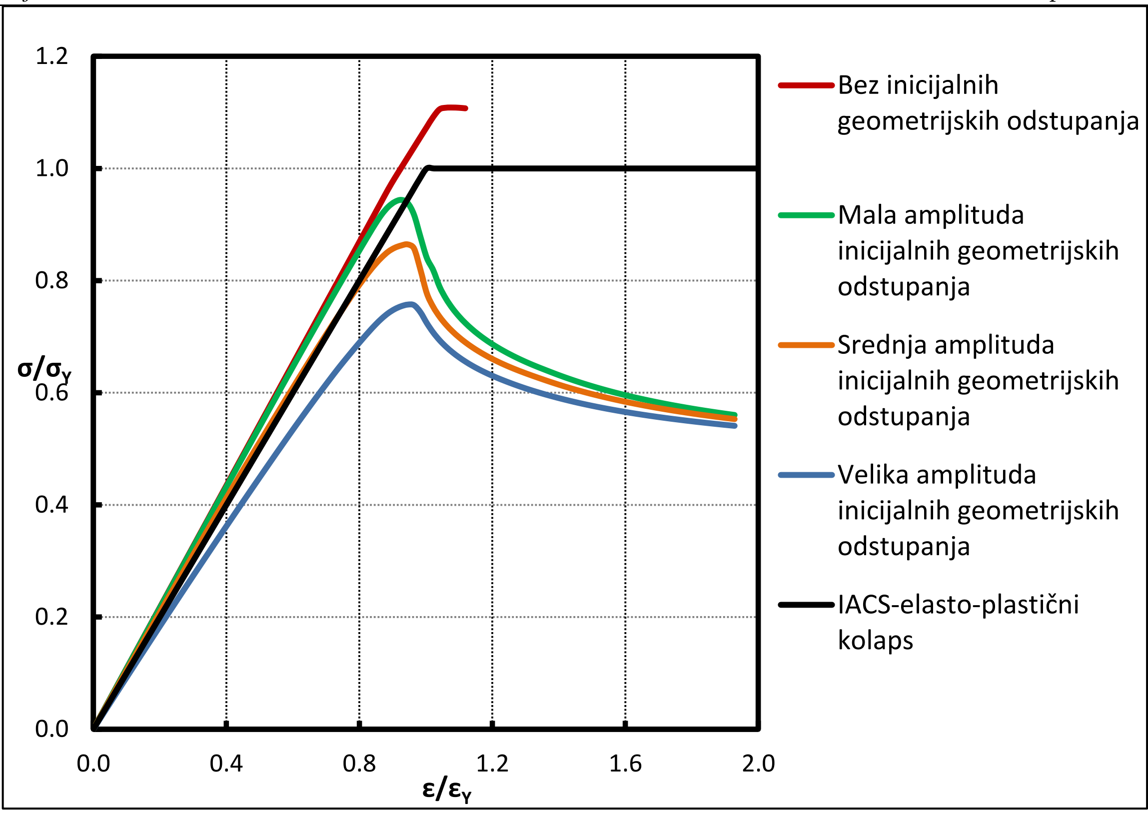
Inicijalna geometrijska odstupanja aproksimirana su sukladno pristupu opisanom u 3.1.1. Ovisno o tipu diskretnog elementa zadani su rubni uvjeti i opterećenje prema 3.1.2. Kao rezultat analize dobiven je odnos naprezanja i deformacije ($\sigma - \varepsilon$ krivulja) pojedinog diskretnog elementa.

### 3.3. Usporedba IACS CSR krivulja s dobivenim NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivuljama

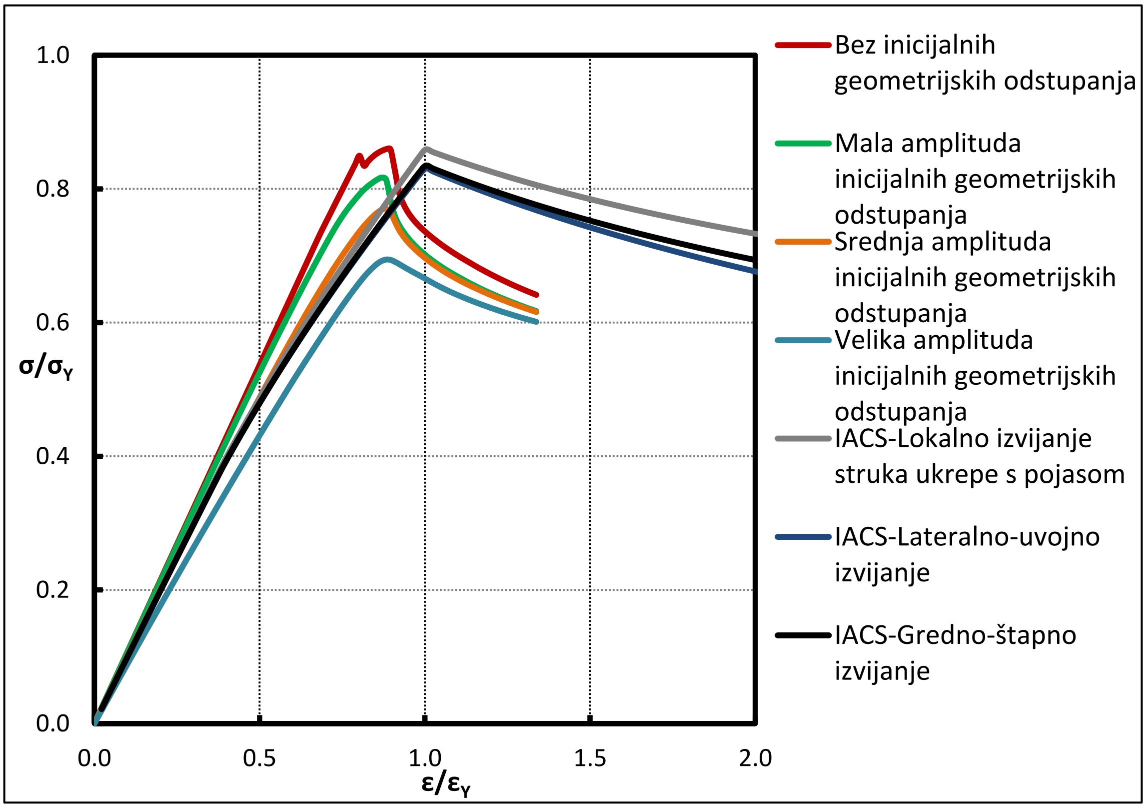
Slike 12. do 16. prikazuju dobivene (normalizirane) $\sigma - \varepsilon$ krivulje za tri razine inicijalnih geometrijskih odstupanja te za geometrijski idealan model za neke diskretne sastavne elemente (u dnu, dvodnu, boku, palubi i donjem bočnom tanku) usporedno sa svim IACS-ovim $\sigma - \varepsilon$ krivuljama (relevantnim za pojedini diskretni sastavni element). Ostali rezultati dani su u prilogu (dodatak 1). Također u prilogu se nalazi i opisani postupak dobivanja IACS-ovih krivulja (dodatak 2).



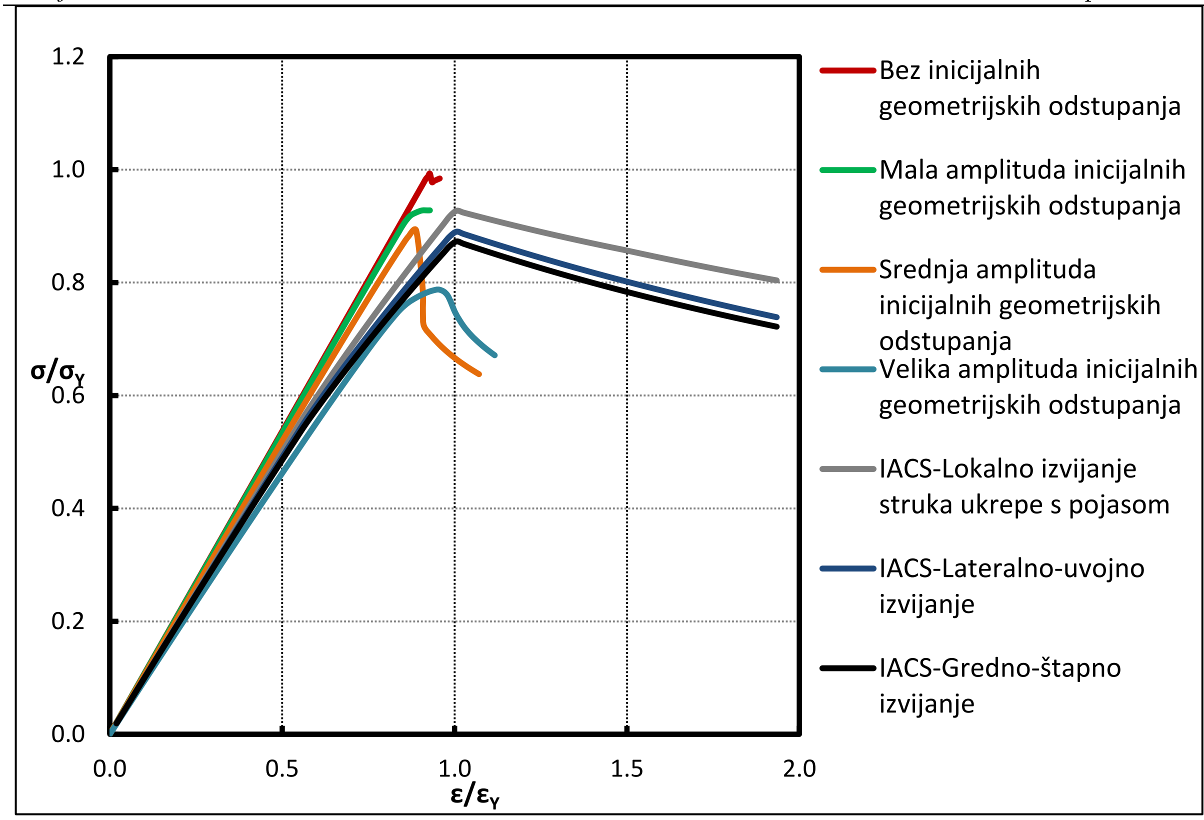

Slika 12. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 7 (u dnu)



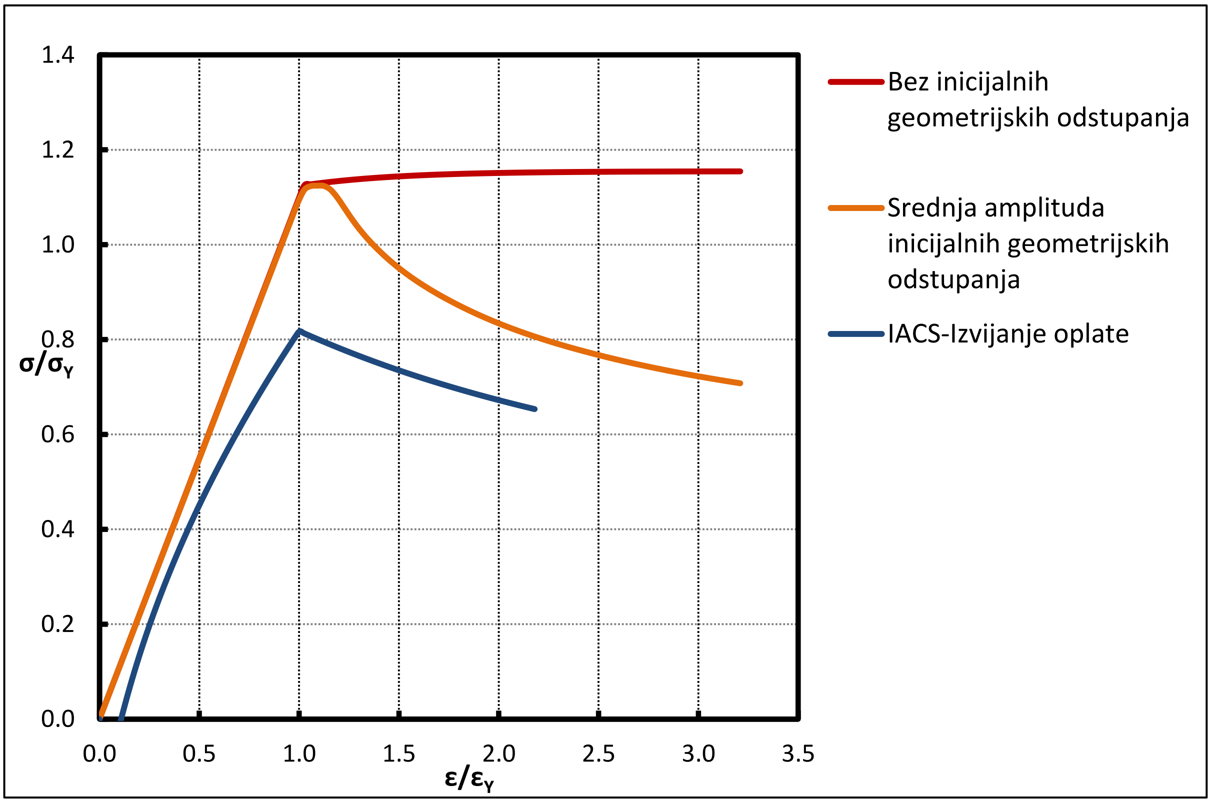

Slika 13. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 13 (u dvodnu)




Slika 14. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 26 (na boku)




Slika 15. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 38 (na palubi)

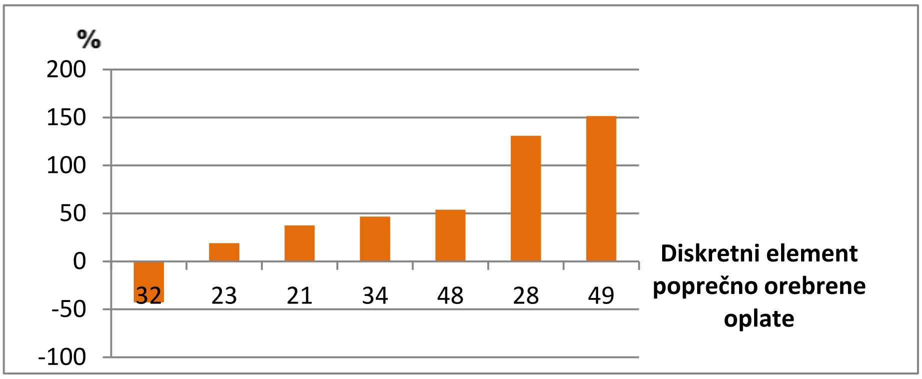



Slika 16.Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 21 (donji bočni tank)

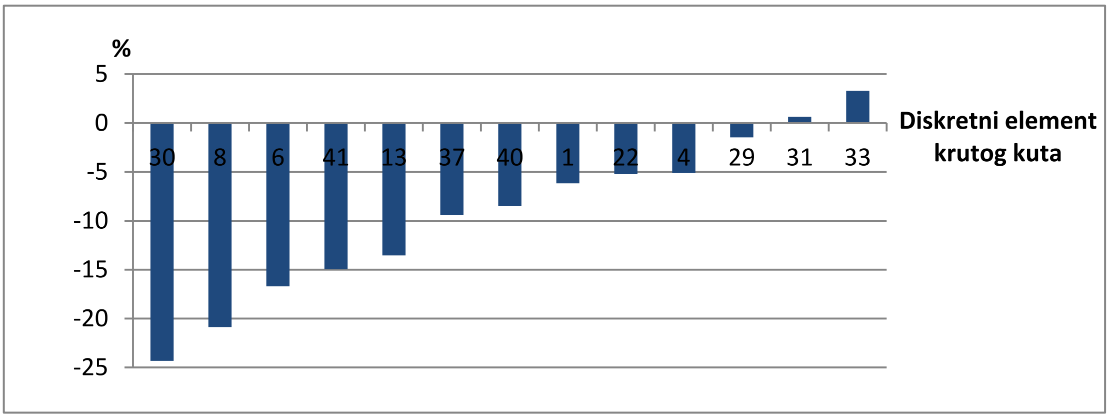
Iz prethodnih dijagrama vidljivo je odstupanje NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja od IACS-ovih krivulja. Najveće odstupanje javlja se kod diskretnog elementa poprečno orebrene oplate (diskretni element 21., Slika 16.) i to u pozitivnom smjeru, dok je odstupanje kod ostalih diskretnih elemenata (ukrepa s pridruženom širinom oplate) uglavnom negativno. Nosivost se također mijenja s iznosom amplitude inicijalnih geometrijskih odstupanja. Logično, najmanja nosivost dobiva se za najveću amplitudu inicijalnih geometrijskih odstupanja. Kod diskretnog elementa 21 (Slika 16.), krivulja za srednju razinu IGO pokriva i krivulje za ostale dvije razine IGO tj. identične su.

Na sljedećim dijagramima prikazano je relativno odstupanje rezultata (nosivosti) dobivenih pomoću NLMKE za srednju razinu IGO-a od rezultata dobivenih pomoću IACS-ove formulacije za podržane načine gubitka nosivosti pojedinog diskretnog elementa prema:

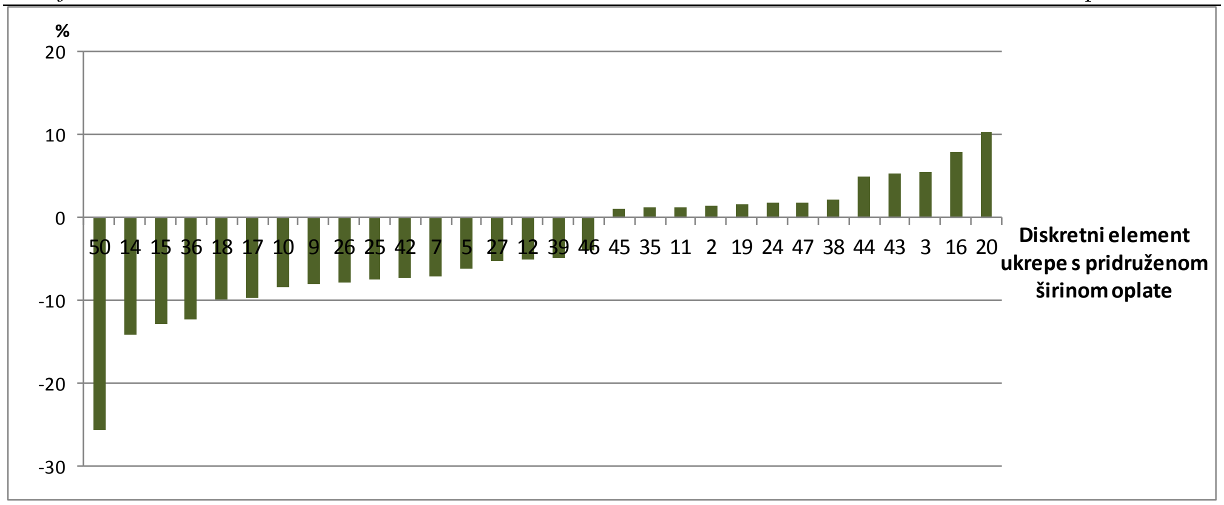
$$\% = \left( (\sigma_{max}^{NLMKE} / \sigma_{max}^{IACS}) - 1 \right) * 100$$



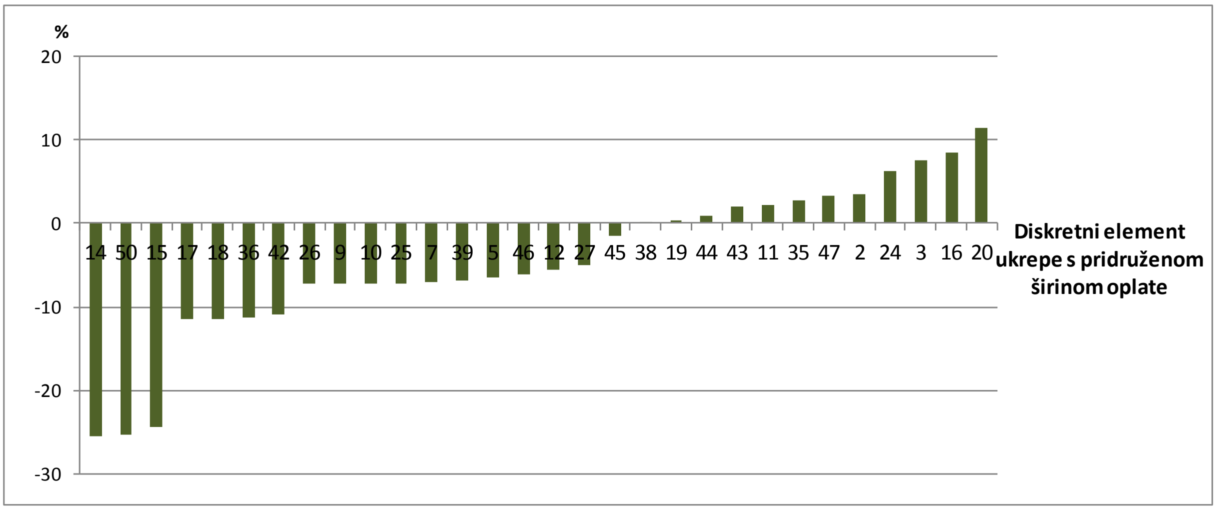

Slika 17. Relativno odstupanje rezultata dobivenih NLMKE od IACS-a za izvijanje oplate



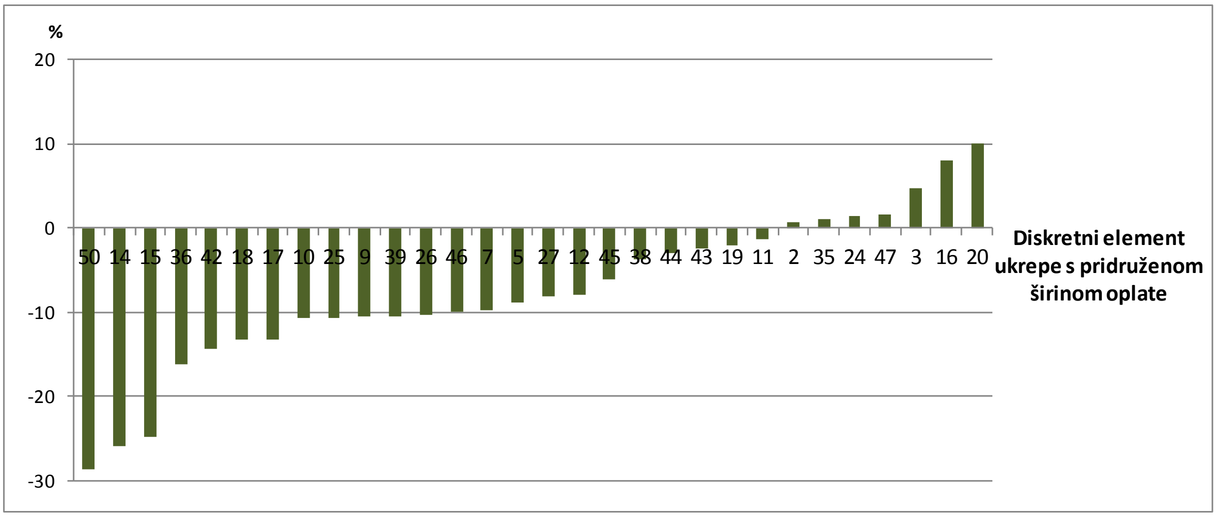

Slika 18. Relativno odstupanje rezultata dobivenih NLMKE od IACS-a za elasto-plastični kolaps




Slika 19. Relativno odstupanje rezultata dobivenih NLMKE od IACS-a za gredno-štapno izvijanje




Slika 20. Relativno odstupanje rezultata dobivenih NLMKE od IACS-a za lateralno-uvojno izvijanje




Slika 21**.** Relativno odstupanje rezultata dobivenih NLMKE od IACS-a za lokalno izvijanje struka ukrepe

Tablica 7. Srednje apsolutno odstupanje rezultata dobivenih NLMKE u odnosu na IACS-ove rezultate

| | IACS | | | | |
|---|---|---|---|---|---|
| | Lokalno izvijanje struka ukrepe | Lateralno-uvojno izvijanje | Gredno-štapno izvijanje | Elasto-plasitčni kolaps | Izvijanje oplate |
| Srednje apsolutno odstupanje rezultata NLMKE od IACS-a (P) | 9.3% | 7.9% | 6.7% | 10% | 68.90% |

$$P = \frac{\sum_{i=1}^{n}\left|\left((\sigma_{max}^{NLMKE}/\sigma_{max}^{IACS}) - 1\right) * 100\right|}{n}$$

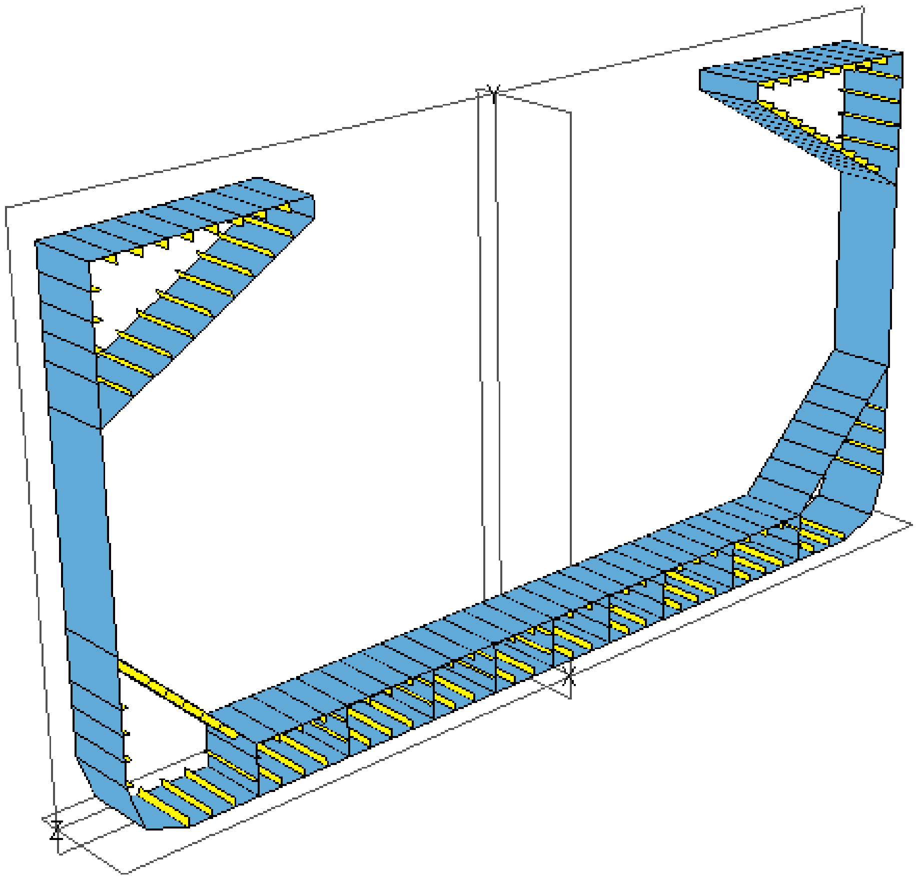
U tablici 7. dane su vrijednosti srednjeg apsolutnog odstupanja rezultata (nosivosti) dobivenih NLMKE od rezultata koje daje IACS. Najveća su odstupanja kod diskretnih elemenata poprečno orebrene oplate gdje IACS-ova metoda daje puno manju nosivost od one određene eksperimentalno. Kod većine ostalih diskretnih elemenata eksperimentalno određena nosivost manja je od IACS-ove. Nosivost diskretnih elemenata ukrepe s pridruženom širinom oplate određena eksperimentalno najmanje odstupa od IACS-ovog gredno-štapnog izvijanja, 6.7 %.

Kako bi se $\sigma - \varepsilon$ krivulje dobivene NLMKE analizom (za srednju razinu IGO-a) uključile u inkrementalno iterativnu metodu proračuna uzdužne granične čvrstoće, aproksimirane su pomoću nategnutog B-splinea [9] uz pomoć fortranskog potprograma dostupnog u okviru javne biblioteke FITPACK [10] te implementirane unutar modula LUSA računalnog programa OCTOPUS [6].

# 4. Analiza progresivnog kolapsa trupa broda

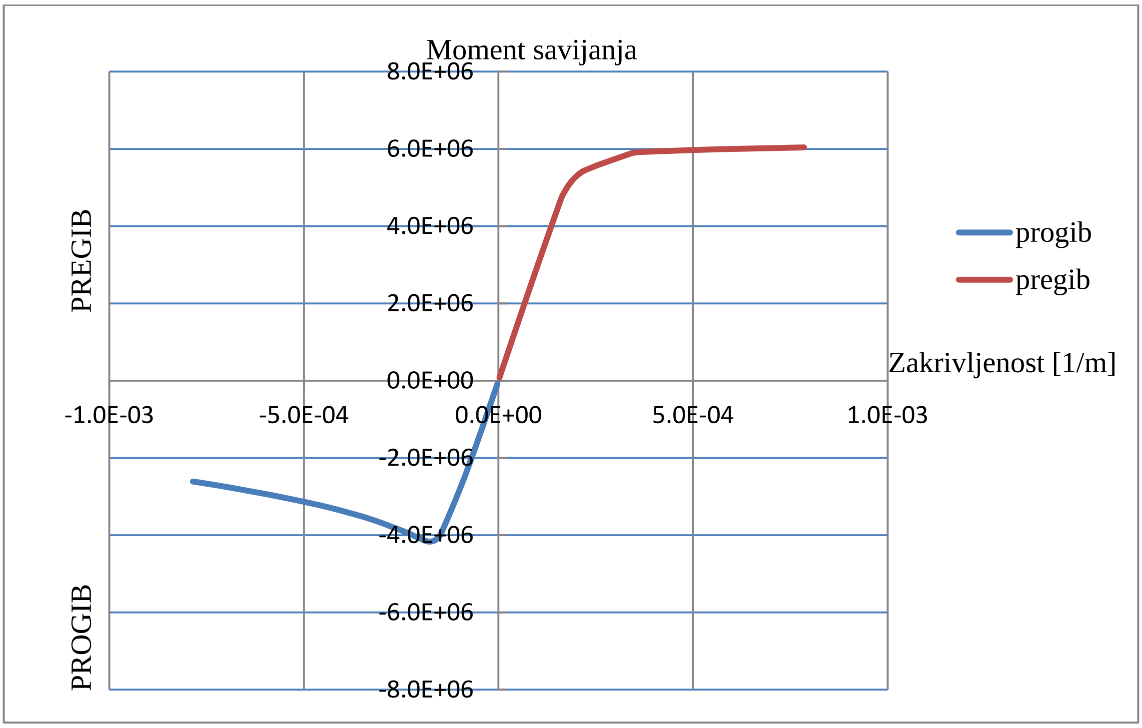
## 4.1. Izrada strukturnog modela glavnog rebra broda za rasuti teret

Model glavnog rebra napravljen je prema nacrtu u programu Maestro modeler [11].

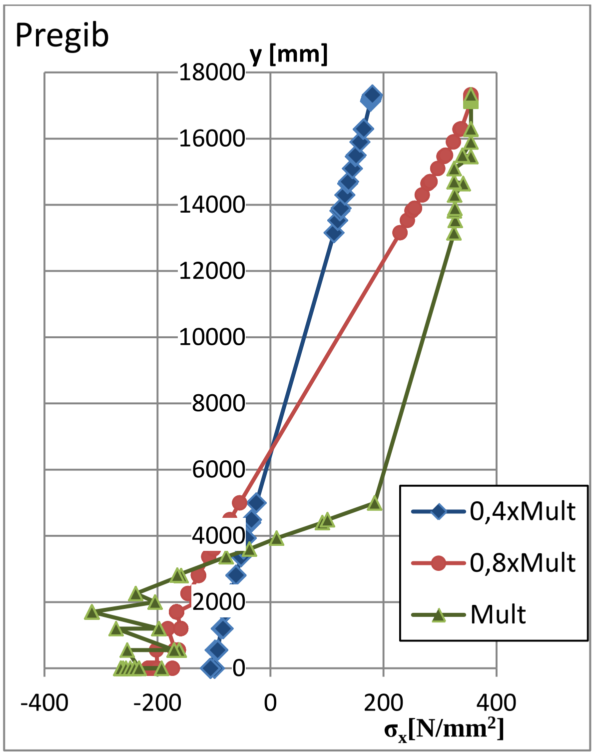


Slika 22. Model glavnog rebra u Maestru

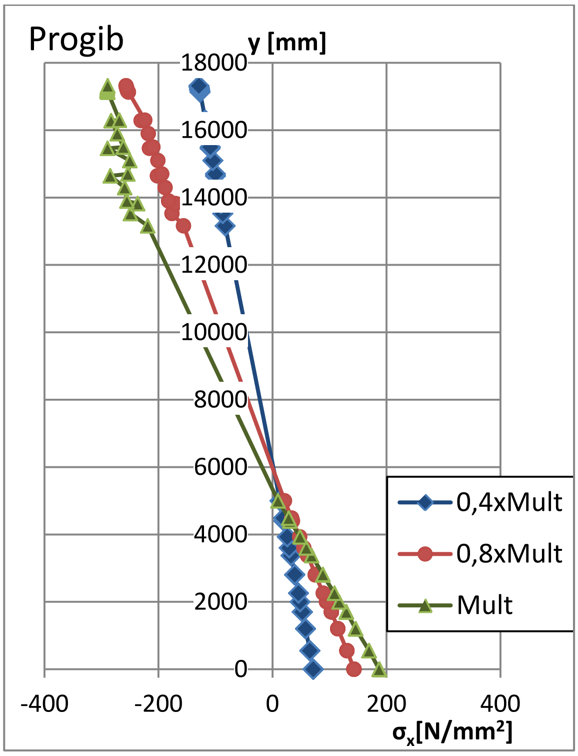
## 4.2. Određivanje graničnih momenata savijanja i kolapsna sekvenca zasnovana na IACS-ovim $\sigma - \varepsilon$ krivuljama




Slika 23. Dijagram odnosa momenta savijanja i zakrivljenosti $\boldsymbol{M} - \boldsymbol{\kappa}$ dijagram (IACS)

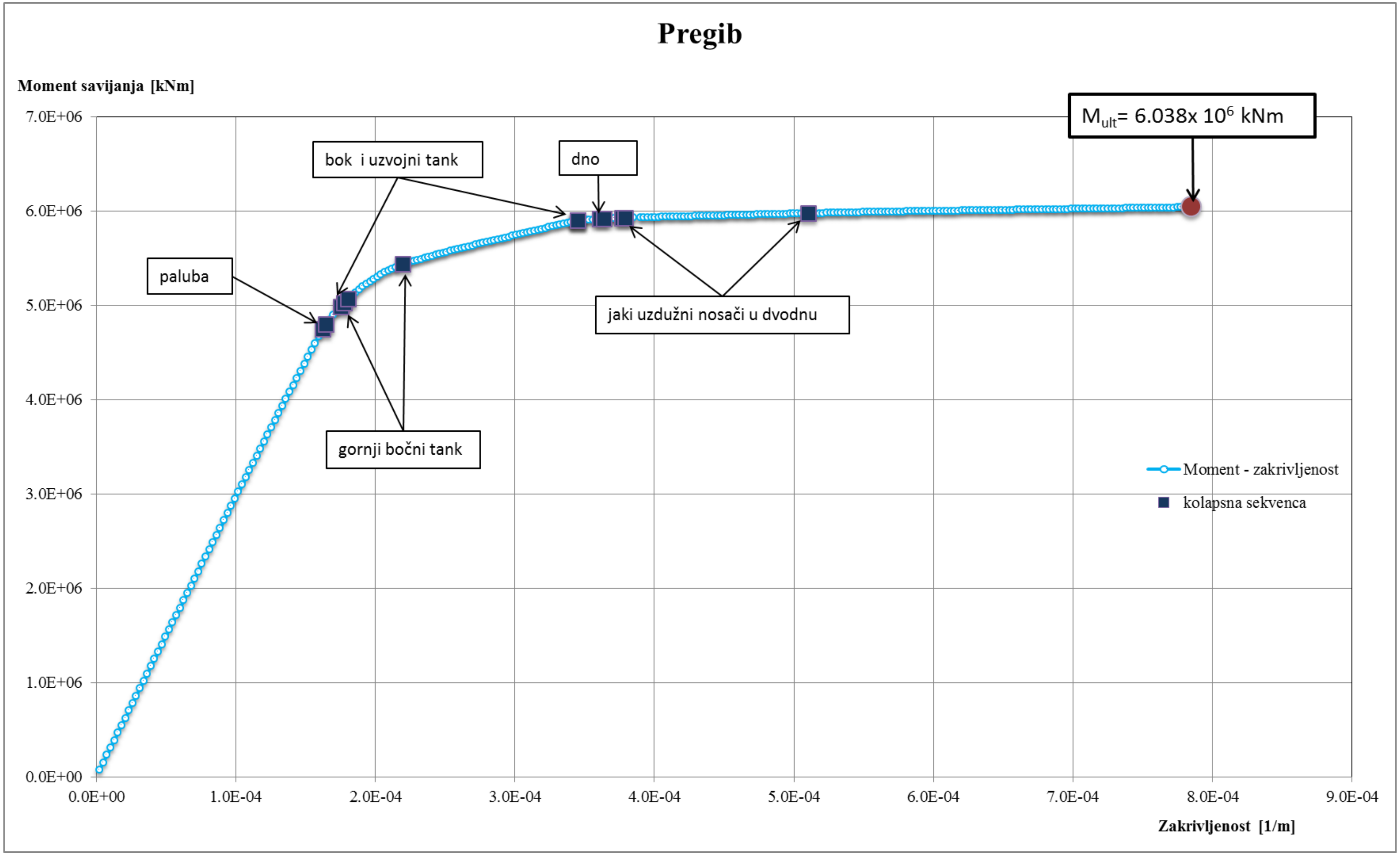



a)




b)

Slika 24. Raspodjela naprezanja po visini (IACS): a) u stanju pregiba; b) u stanju progiba




Slika 25. Kolapsna sekvenca za slučaj pregiba (IACS)

Tablica 8. Kolaps pojedinih strukturnih elemenata uslijed pregiba

| Pregib (Hog) | | | | | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | Voj | Element | Kolapsno naprezanje [N/mm2] | Vrsta kolapsa | Ciklus | Zakrivljenost [1/m] | Moment savijanja [kNm] |
| Paluba | 82 | 175 | 3.55E+02 | 2 | 62 | 1.62E-04 | 4.74E+06 |
| Gornji bočni tank | 19 | 228 | 3.55E+02 | 2 | 67 | 1.75E-04 | 4.98E+06 |
| Bok uz palubu | 77 | 221 | 3.55E+02 | 2 | 68 | 1.78E-04 | 5.03E+06 |
| Gornji bočni tank | 88 | 185 | 3.25E+02 | 2 | 84 | 2.20E-04 | 5.43E+06 |
| Bok | 12 | 12 | 3.15E+02 | 2 | 132 | 3.46E-04 | 5.90E+06 |
| Dno | 61 | 169 | -2.85E+02 | 4 | 138 | 3.61E-04 | 5.92E+06 |
| Jaki uzdužni nosači u dvodnu | 33 | 190 | -2.20E+02 | 3 | 144 | 3.77E-04 | 5.92E+06 |
| Jaki uzdužni nosači u dvodnu | 44 | 189 | -2.26E+02 | 3 | 195 | 5.10E-04 | 5.97E+06 |

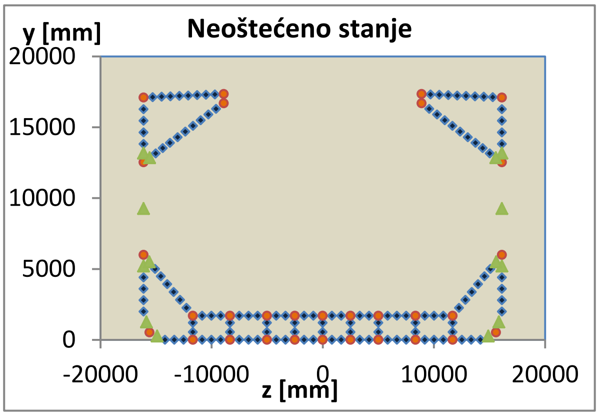
Vrste kolapsa:

2. Vlačni elasto-plastični kolaps
3. Globalno gredno-štapno izvijanje
4. Torzijsko izvijanje

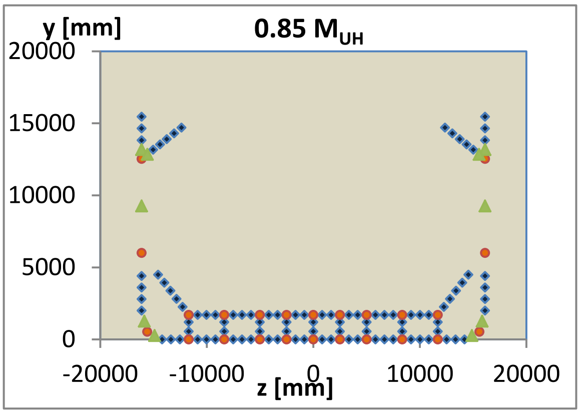
Granični moment savijanja za stanje pregiba dobiven korištenjem IACS-ovih $\sigma - \varepsilon$ krivulja iznosi:

$$M_{UH} = 6.038 \times 10^6 kNm$$

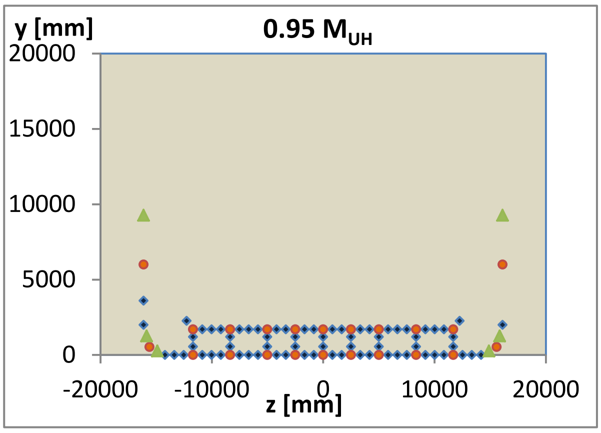
U slučaju pregiba najprije je došlo do popuštanja palube i to pri 78 % graničnog momenta savijanja $M_{UH}$. Nakon kolapsa palube uslijedio je postepeni kolaps boka i gornjeg bočnog tanka uslijed popuštanja te kolaps uzvojnog tanka uslijed torzijskog izvijanja. Pri 98 % $M_{UH}$ došlo je do kolapsa dna i jakih uzdužnih nosača u dvodnu. Na sljedećim slikama prikazana je skica glavnog rebra u pojedinim slučajevima opterećenja.



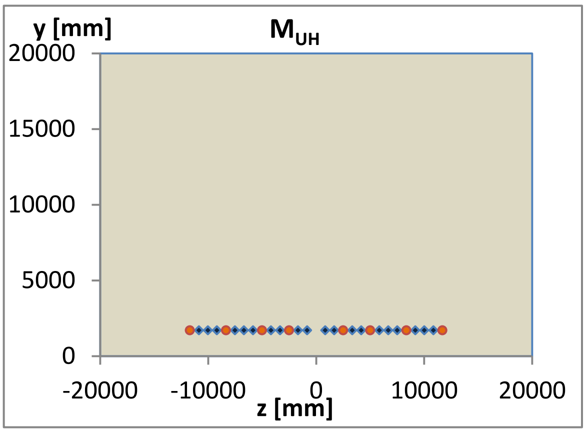

a)




b)



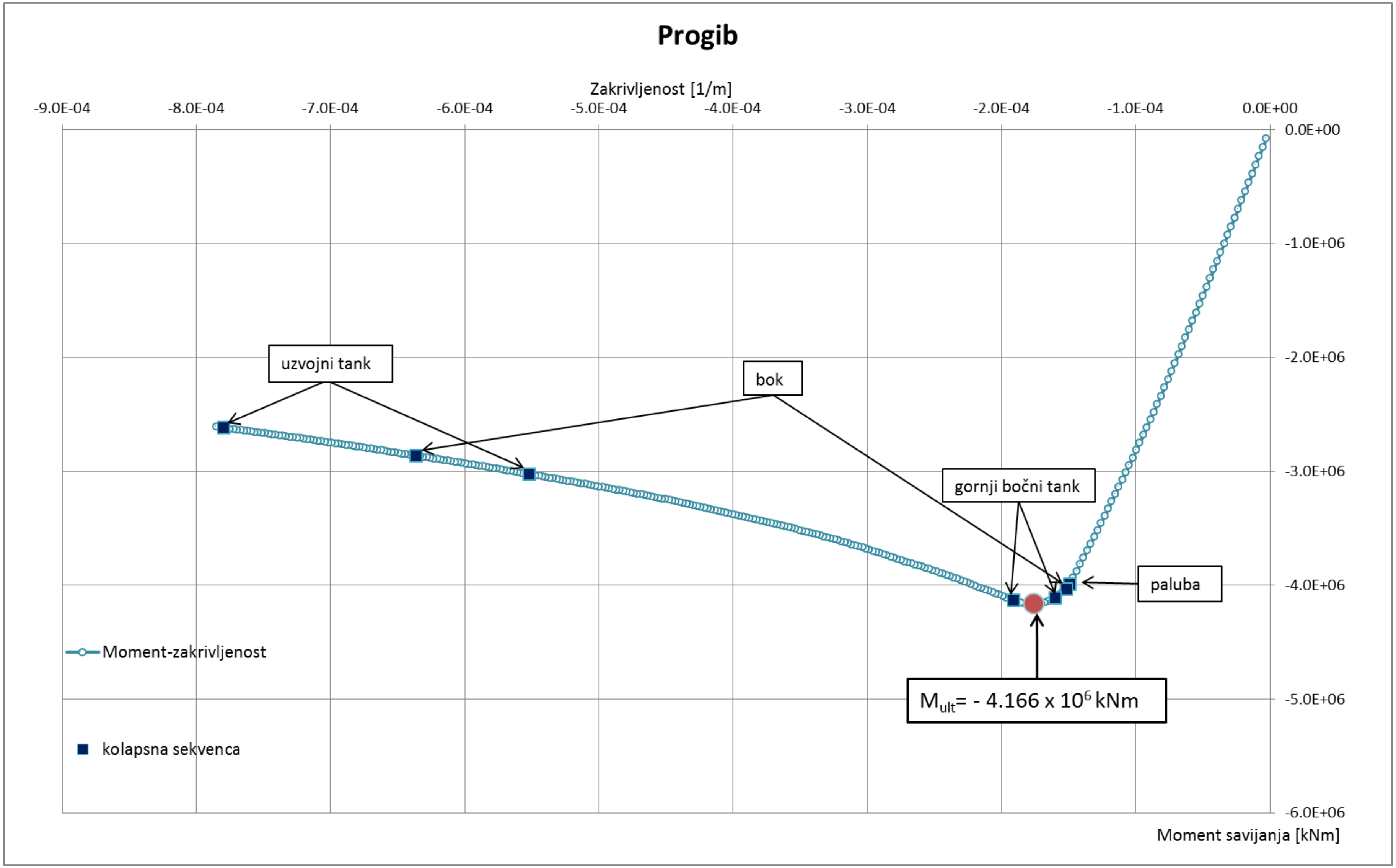

c)




d)

Slika 26. Kolapsna sekvenca glavnog rebra u stanju pregiba (IACS)

a)Neoštećeno stanje; b) Stanje pri 0.85 $M_{UH}$; c) Stanje pri 0.95 $M_{UH}$; d) Stanje pri $M_{UH}$




Slika 27. Kolapsna sekvenca za slučaj progiba (IACS)

Tablica 9. Kolaps pojedinih strukturnih elemenata uslijed progiba

| Progib (Sag) | | | | | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | Voj | Element | Kolapsno naprezanje [N/mm2] | Vrsta kolapsa | Ciklus | Zakrivljenost [1/m] | Moment [kNm] |
| Paluba | 82 | 175 | -3.05E+02 | 3 | 57 | -1.49E-04 | -3.99E+06 |
| Bok | 77 | 221 | -2.91E+02 | 4 | 61 | -1.60E-04 | -4.11E+06 |
| Gornji bočni tank | 19 | 228 | -2.79E+02 | 3 | 61 | -1.60E-04 | -4.11E+06 |
| | 88 | 185 | -2.39E+02 | 4 | 73 | -1.91E-04 | -4.13E+06 |
| Uzvojni tank | 32 | 186 | -2.36E+02 | 4 | 211 | -5.52E-04 | -3.03E+06 |
| Bok | 11 | 183 | -2.13E+02 | 4 | 243 | -6.36E-04 | -2.87E+06 |
| Uzvojni tank | 31 | 219 | -2.95E+02 | 3 | 298 | -7.80E-04 | -2.62E+06 |

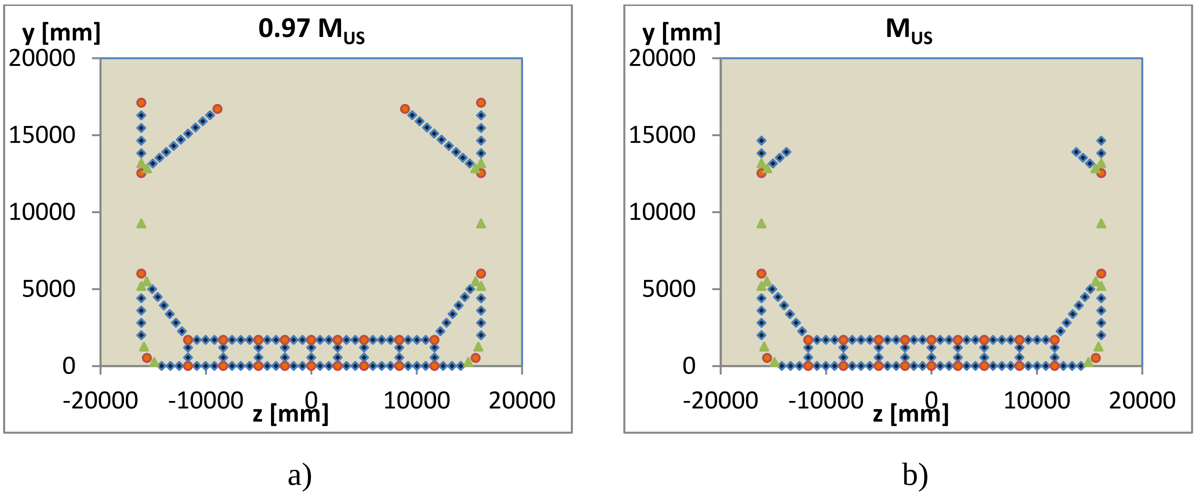
Vrste kolapsa:

3. Globalno gredno-štapno izvijanje
4. Torzijsko izvijanje

Granični moment savijanja za stanje progiba dobiven korištenjem IACS-ovih $\sigma - \varepsilon$ krivulja iznosi:

$$M_{UH} = -4.166 \times 10^6 kNm$$

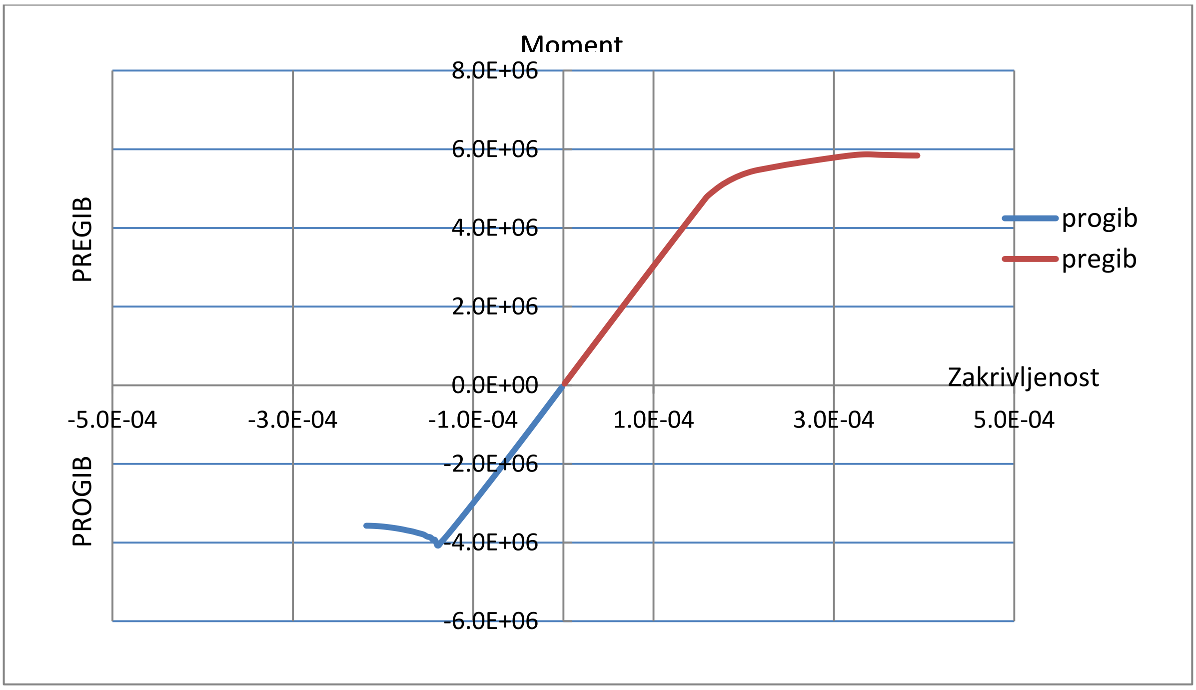
Najprije je došlo do kolapsa palube uslijed izvijanja pri 96 % $M_{US}$. Nakon čega je počeo kolaps boka te gornjeg bočnog tanka što je dovelo do gubitka nosivosti cijele konstrukcije. Uzvojni tank je kolabirao nakon postizanja graničnog elementa.



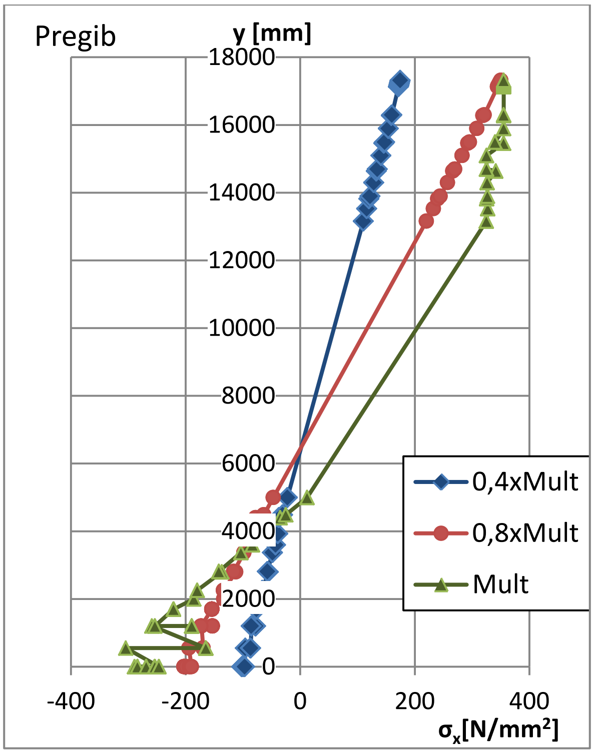

Slika 28. Kolapsna sekvenca glavnog rebra u stanju progiba (IACS)

a)Stanje pri 0.97 $M_{US}$; b) Stanje pri $M_{US}$

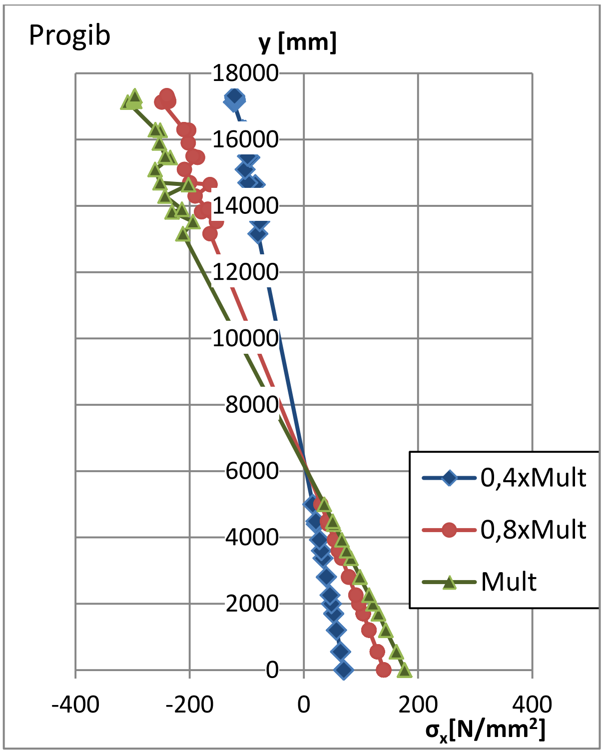
## 4.3. Određivanje graničnih momenata savijanja i kolapsna sekvenca zasnovana na NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivuljama




Slika 29. Dijagram odnosa momenta savijanja i zakrivljenosti $M - \kappa$ dijagram (NLMKE)

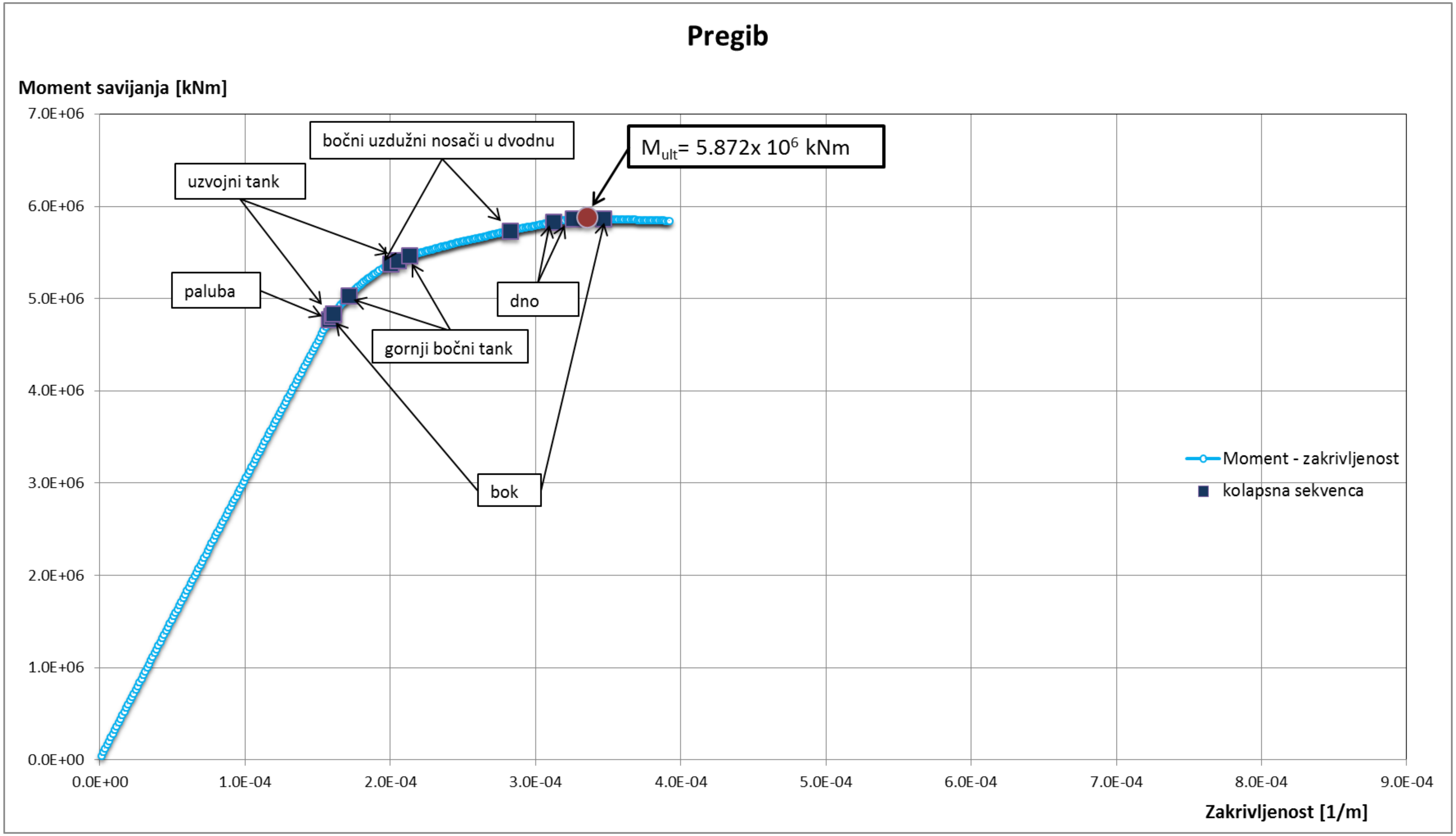



a)




b)

Slika 30. Raspodjela naprezanja po visini (NLMKE): a) u stanju pregiba; b) u stanju progiba




Slika 31. Kolapsna sekvenca za slučaj pregiba (NLMKE)

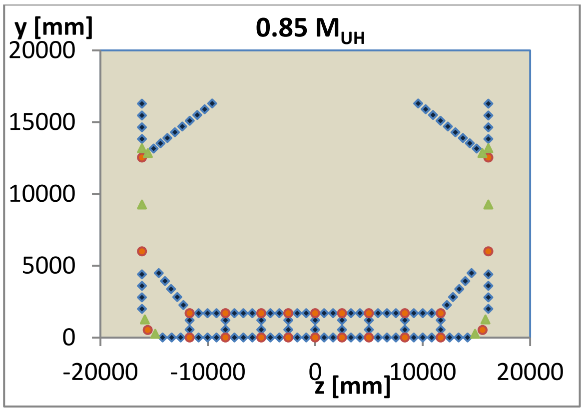
Tablica 10. Kolaps pojedinih strukturnih elemenata uslijed pregiba (NLMKE)

| Pregib (Hog) | | | | | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | Voj | Element | Kolapsno naprezanje [N/mm2] | Vrsta kolapsa | Ciklus | Zakrivljenost [1/m] | Moment savijanja [kNm] |
| Paluba | 17 | 226 | 3.55E+02 | 2 | 121 | 1.58E-04 | 4.77E+06 |
| Bok | 77 | 221 | 3.55E+02 | 2 | 132 | 1.73E-04 | 5.05E+06 |
| Gornji bočni tank | 19 | 228 | 3.55E+02 | 2 | 131 | 1.71E-04 | 5.02E+06 |
| Jaki uzdužni nosači | 33 | 190 | -1.96E+02 | 3 | 153 | 2.00E-04 | 5.37E+06 |
| Uzvojni tank | 75 | 180 | -1.09E+02 | 3 | 157 | 2.05E-04 | 5.41E+06 |
| Gornji bočni tank | 88 | 185 | 3.25E+02 | 2 | 163 | 2.13E-04 | 5.46E+06 |
| Jaki uzdužni nosači | 44 | 189 | -1.97E+02 | 3 | 216 | 2.83E-04 | 5.73E+06 |
| Dno | 7 | 206 | -2.58E+02 | 4 | 239 | 3.13E-04 | 5.83E+06 |
| | 64 | 170 | -2.91E+02 | 4 | 249 | 3.26E-04 | 5.86E+06 |

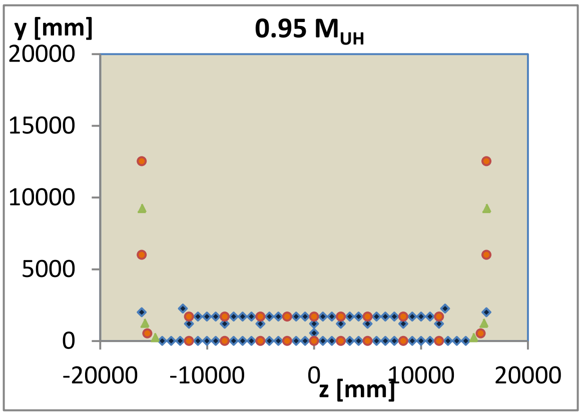
Granični moment savijanja za stanje pregiba dobiven korištenjem NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja iznosi:

$$M_{UH} = 5.872 \times 10^6 kNm$$

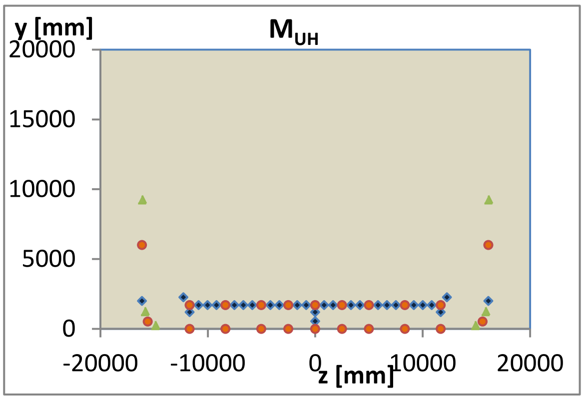
Kao što je vidljivo iz slike 32. kolaps konstrukcije započeo je s kolapsom palube koja je brzo potpuno kolabirala (već pri 82% $M_{UH}$). Uslijedio je postupni kolaps boka, gornjeg bočnog tanka te uzvojnog tanka. Do potpunog kolapsa došlo je neposredno poslije kolapsa dna.




a)



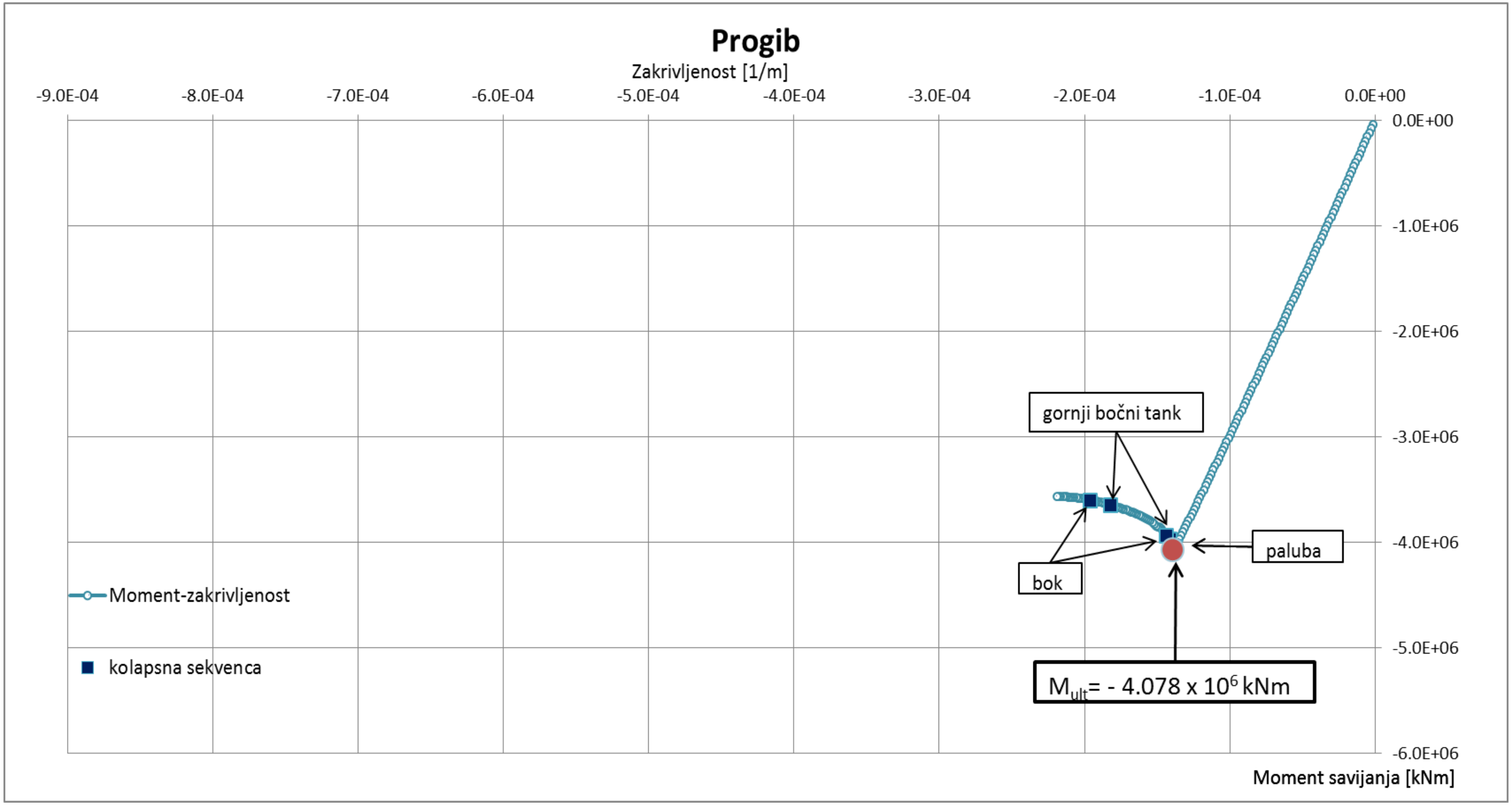

b)




c)

Slika 32. Kolapsna sekvenca glavnog rebra u stanju pregiba (NLMKE):

a) Stanje pri 0.85 $M_{UH}$; b) Stanje pri 0.95$M_{UH}$; c)Stanje pri $M_{UH}$




Slika 33. Kolapsna sekvenca za slučaj progiba (NLMKE)

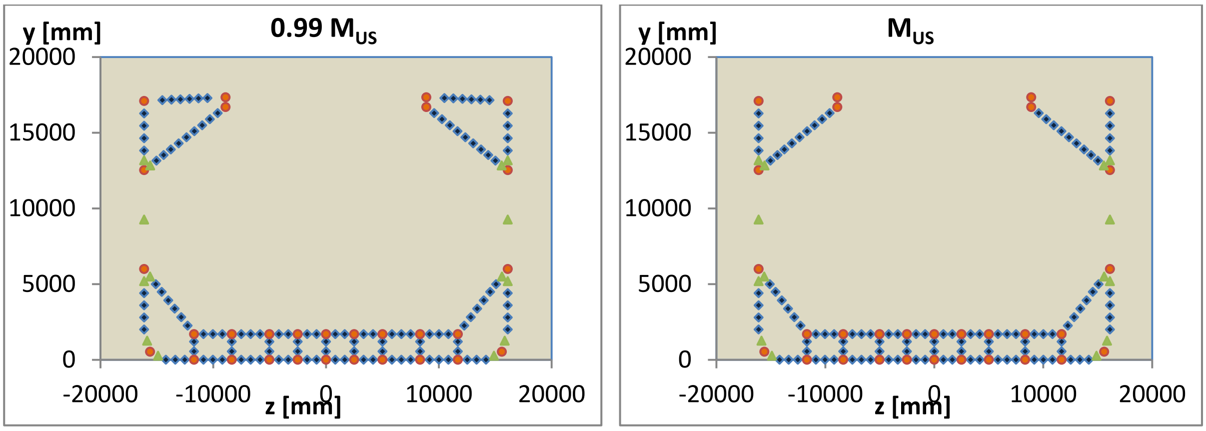
Tablica 11. Kolaps pojedinih strukturnih elemenata uslijed progiba (NLMKE)

| Progib (Sag) | | | | | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | Voj | Element | Kolapsno naprezanje [N/mm2] | Vrsta kolapsa | Ciklus | Zakrivljenost [1/m] | Moment [kNm] |
| Paluba | 15 | 222 | -3.14E+02 | 3 | 105 | -1.37E-04 | -4.05E+06 |
| | 79 | 223 | -2.97E+02 | 3 | 107 | -1.40E-04 | -4.07E+06 |
| Gornji bočni tank | 19 | 228 | -2.64E+02 | 3 | 108 | -1.41E-04 | -3.98E+06 |
| Bok | 77 | 221 | -2.61E+02 | 4 | 110 | -1.44E-04 | -3.94E+06 |
| Gornji bočni tank | 143 | 249 | -2.92E+02 | 4 | 139 | -1.82E-04 | -3.65E+06 |
| Bok | 13 | 13 | -3.51E+02 | 7 | 150 | -1.96E-04 | -3.60E+06 |

Granični moment savijanja za stanje progiba dobiven korištenjem NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja iznosi:

$$M_{US} = -4.078 \times 10^6 kNm$$

U slučaju progiba najprije je došlo do kolapsa palube te ubrzo zatim do globalnog kolapsa konstrukcije. Ostali dijelovi konstrukcije kolabirali su nakon postizanja graničnog momenta nosivosti.



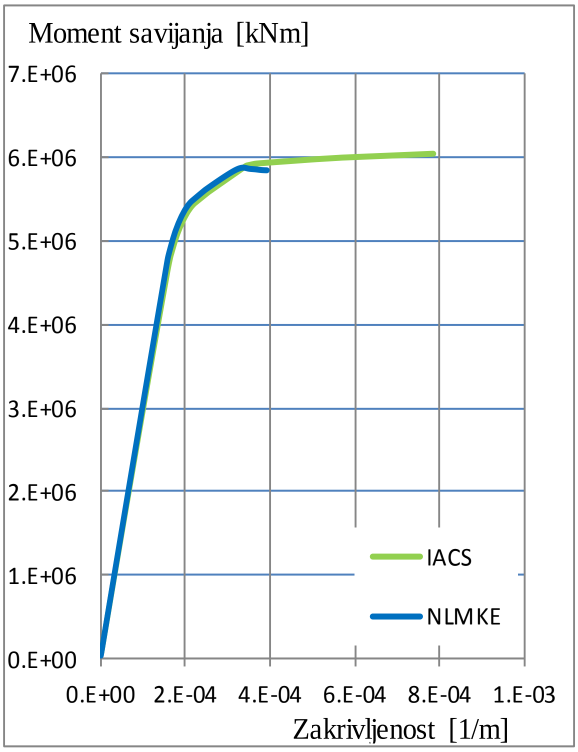

a) b)

Slika 34.Kolapsna sekvenca glavnog rebra u stanju progiba (NLMKE)

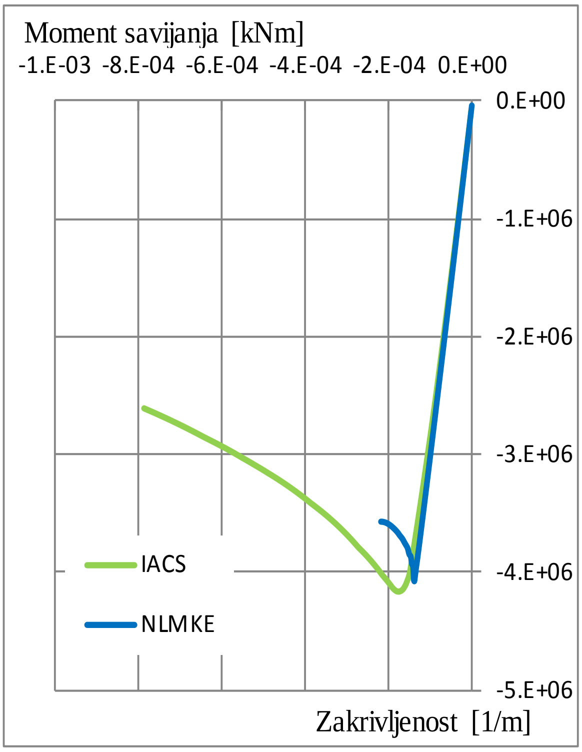
a) Stanje pri 0.99 $M_{US}$; b) Stanje pri $M_{US}$

## 4.4. Usporedba rezultata

Na sljedećim slikama prikazan je granični moment savijanja određen IACS-ovim $\sigma - \varepsilon$ krivuljama te NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivuljama za stanje pregiba i za stanje progiba.




a)




b)

Slika 35. Dijagram odnosa momenta savijanja i zakrivljenost određen uz korištenje IACS-ovih krivulja i NLMKE krivulja za stanje: a) pregiba; b) progiba

Tablica 12. Usporedba dobivenih rezultata

| Korišteni skup σ-ε krivulja | $M_{UH}$ [kNm] | $M_{US}$ [kNm] |
|---|---|---|
| IACS-ove krivulje | $6.038 \times 10^6$ | $-4.166 \times 10^6$ |
| NLMKE krivulje | $5.872 \times 10^6$ | $-4.078 \times 10^6$ |
| Relativno odstupanje * | -2.8% | -2.1% |

* % = $((M_U^{NLMKE}/M_U^{IACS})-1) \times 100$

Vidljivo je da nije došlo do većeg odstupanja rezultata. Granični moment savijanja u stanju pregiba dobiven korištenjem NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja nešto je manji od onoga dobivenog pomoću IACS-ovih $\sigma - \varepsilon$ krivulja, 2.8%. U stanju progiba odstupanje je još manje, svega

2.1%. Kolapsna sekvenca za stanje pregiba je praktički identična. Kolaps u oba slučaja započinje popuštanjem palube, IACS-ove krivulje predviđaju pri 78% $M_U$, a NLMKE krivulje pri 82% $M_U$. U oba slučaja do potpunog kolapsa došlo je neposredno nakon kolapsa dna. Što se tiče kolapsne sekvence u stanju progiba korištenjem IACS-ovih krivulja dobili smo da će najprije početi kolaps palube uslijed izvijanja, pri 96 % $M_U$ nakon kojega će konstrukcija imati još neku nosivost. Zatim je započeo kolaps boka i gornjeg bočnog tanka što je dovelo do gubitka nosivosti cijele konstrukcije. Korištenjem NLMKE-krivulja dobiveno je da globalni kolaps nastupa s kolapsom palube te je granični moment nosivosti 2.1% manji od onoga dobivenog korištenjem IACS-ovih krivulja. I u slučaju pregiba i progiba vrijednosti graničnog momenta savijanja dobiveni korištenjem NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja su manje od vrijednosti dobivenih korištenjem IACS-ovih krivulja.

# 5. Zaključak

U ovom radu analiziran je progresivni kolaps trupa broda za prijevoz rasutog tereta inkrementalno-iterativnom metodom zasnovanom na $\sigma - \varepsilon$ krivuljama određenim pomoću nelinearne metode konačnih elemenata. $\sigma - \varepsilon$ krivulje određene su za svaki diskretni sastavni element konstrukcije glavnog rebra pomoću programskog paketa FEMAP/NX Nastran [5]. U obzir su uzeta i odstupanja od geometrijski idealnog oblika elemenata pomoću Smithove formulacije [8]. Dobivene $\sigma - \varepsilon$ krivulje uglavnom daju manju nosivost diskretnih elemenata nego što ju daje IACS-ova formulacija (dodatak 2) pa je bilo za pretpostaviti da će se njihovim korištenjem u sklopu proračuna uzdužne granične nosivosti trupa broda dobiti i nešto manji granični moment savijanja. Prosječno apsolutno odstupanje nosivosti prevladavajućih diskretnih elemenata (ukrepa s pridruženom širinom oplate) dobiveno NLMKE od nosivosti prema IACS-ovim krivuljama iznosi 8%.

Model glavnog rebra izrađen je u programu MAESTRO [11], a analiza progresivnog kolapsa je provedena u programu OCTOPUS [6]. Provedene su dvije analize, jedna zasnovana na IACS-ovim krivuljama i druga na NLMKE krivuljama.

Granični momenti savijanja dobiveni korištenjem NLMKE krivulja nešto su niži, za stanje pregiba odstupaju 2.8%, a za stanje progiba 2.1% od IACS-ove metode. Kolapsna sekvenca za stanje pregiba je jako slična, razlikuje se samo u vremenu početka kolapsa pojedinih dijelova, dok je u slučaju progiba razlika u tome što je korištenjem NLMKE krivulja predviđen globalni kolaps u trenutku kolapsa palube dok prema analizi uz korištenje IACS-ovih krivulja brod još ima neku nosivost.

S obzirom da je u razmatranom slučaju odstupanje vrijednosti graničnog momenta savijanja određenog inkrementalno-iterativnom metodom uz primjenu NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja u odnosu na vrijednost dobivenu uz primjenu IACS-ovih krivulja 2.8 % u pregibu i 2.1 % u progibu, može se zaključiti da IACS-ova formulacija daje dosta kvalitetne rezultate, te barem u ovom slučaju nema potrebe za NLMKE analizu. U slučaju da imamo konstrukciju u kojoj prevladavaju diskretni elementi poprečno orebrene oplate bilo bi korisno napraviti analizu zasnovanu na NLMKE krivuljama jer IACS-ove krivulje ne opisuju dobro nosivost tih elemenata.

# LITERATURA


[1] Kitarović, S., *Analiza uzdužne granične nosivosti u konceptualnoj sintezi tankostjenih konstrukcija*, Doktorski rad, Fakultet strojarstva i brodogradnje, Zagreb, 2012.

[2] IACS: *Common Structural Rules for Bulk Carriers*, 2012.

[3] Smith, C.S.: *Influence of local compressive failure on ultimate longitudinal strength of a ship's hull*;, Proceedings of the International Symposium on Practical Design in Shipbuilding, Tokyo, 1977, p.73-79.

[4] K. Žiha, J. Parunov, B. Tušek, *Granična čvrstoća brodskog trupa,* stručni rad, časopis.

[5] FEMAP/NX Nastran. *Software documentation* . Siemens Product Lifecycle Management Software, 2010.

[6] OCTOPUS Software Documentation. Sveučilište u Zagrebu, Fakultet strojarstva i brodogradnje, Zagreb 2009.

[7] Brodogradnja, 2007.K. Žiha, Nastavni materijali za predavanja iz konstrukcije broda II., *Uzdužna čvrstoća broda,* http://www.fsb.unizg.hr/kziha/shipconstruction.

[8] Hughes, O.F., Paik, J.K. *Ship structura analysis and design*. The Society of Naval Architects and Marine Engineers, 2010.

[9] Dierckx, P. *Curve and surface fitting with splines*, Oxford University Press, 1993.

[10] http://www.netlib.org/dierckx/.

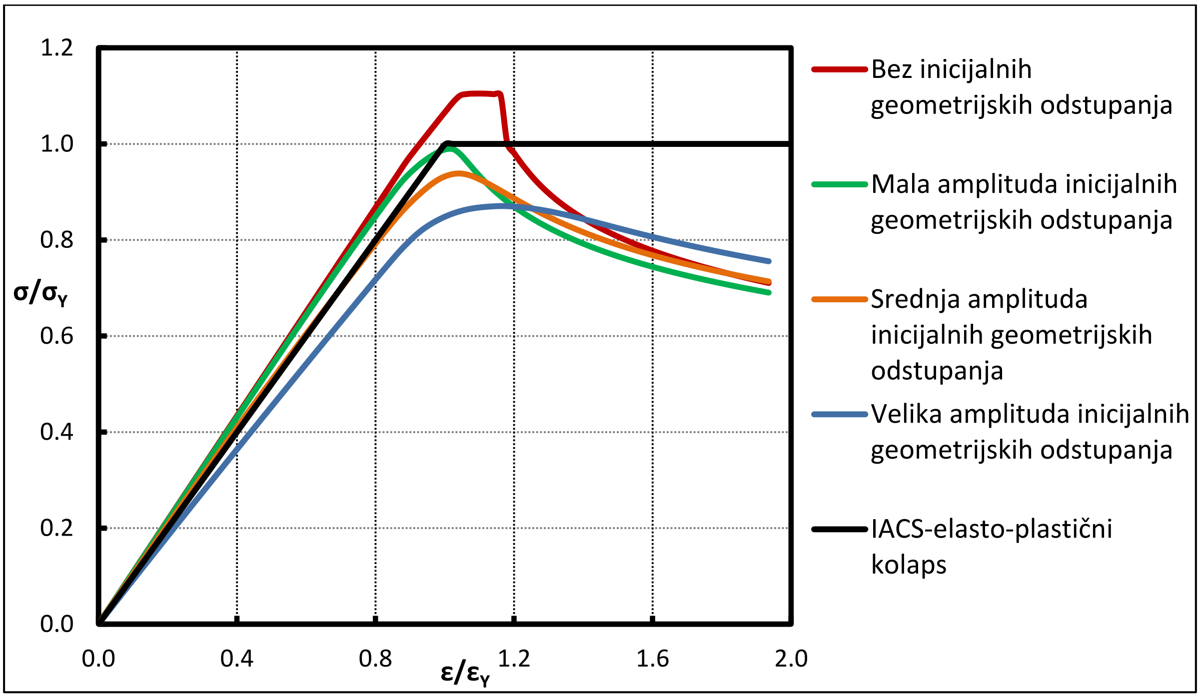
[11] MAESTRO Software Documentation. DRS-C3 Advanced Technology Center, Stevenswille, 2007.

[12] Ji-Myung Nam, Joonmo Choung, *Assesment of Average Compressive Strengths Effect of Stiffened Panels on Hull Girder Ultimate Longitudinal Strengths*. Department of Naval Architecture and Ocean Engineering, Inha University, Korea, 2013.

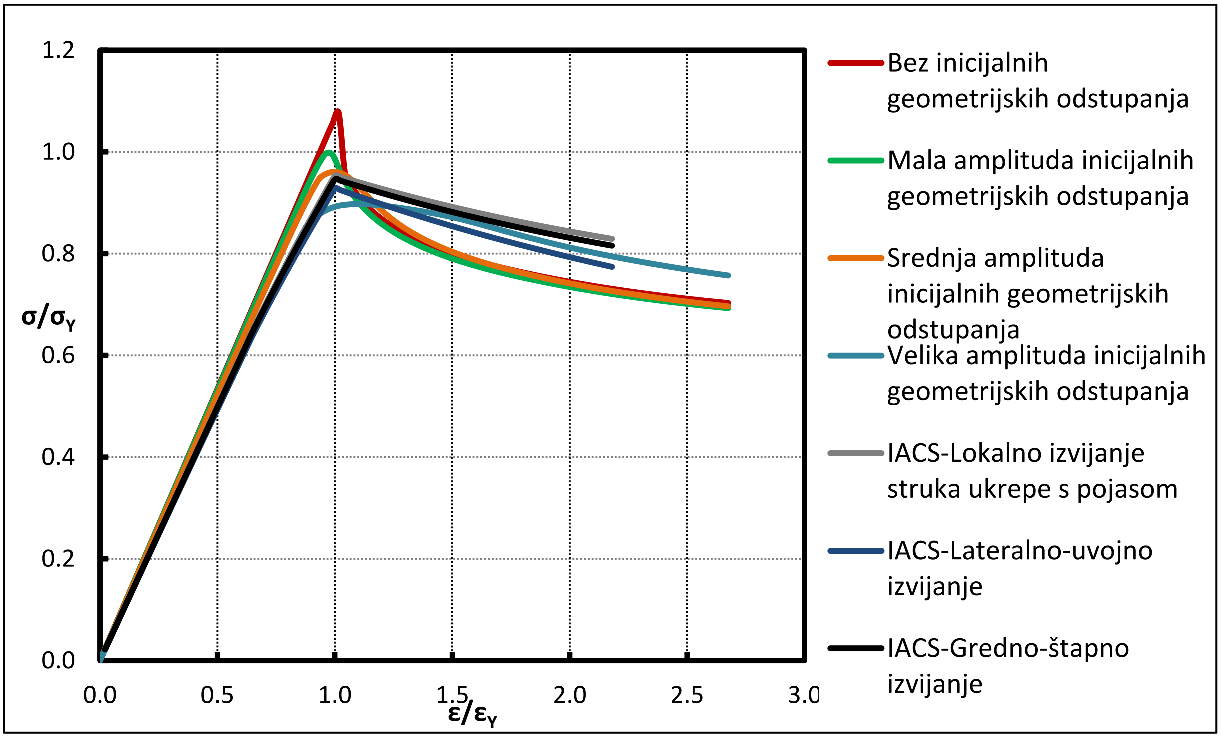
[13] ISSC Technical Committee III.1. *Ultimate strength.* Proceedings of the 18th International Ship and Offshore Structures Congress, Vol.1, Germany 2012.

# PRILOZI

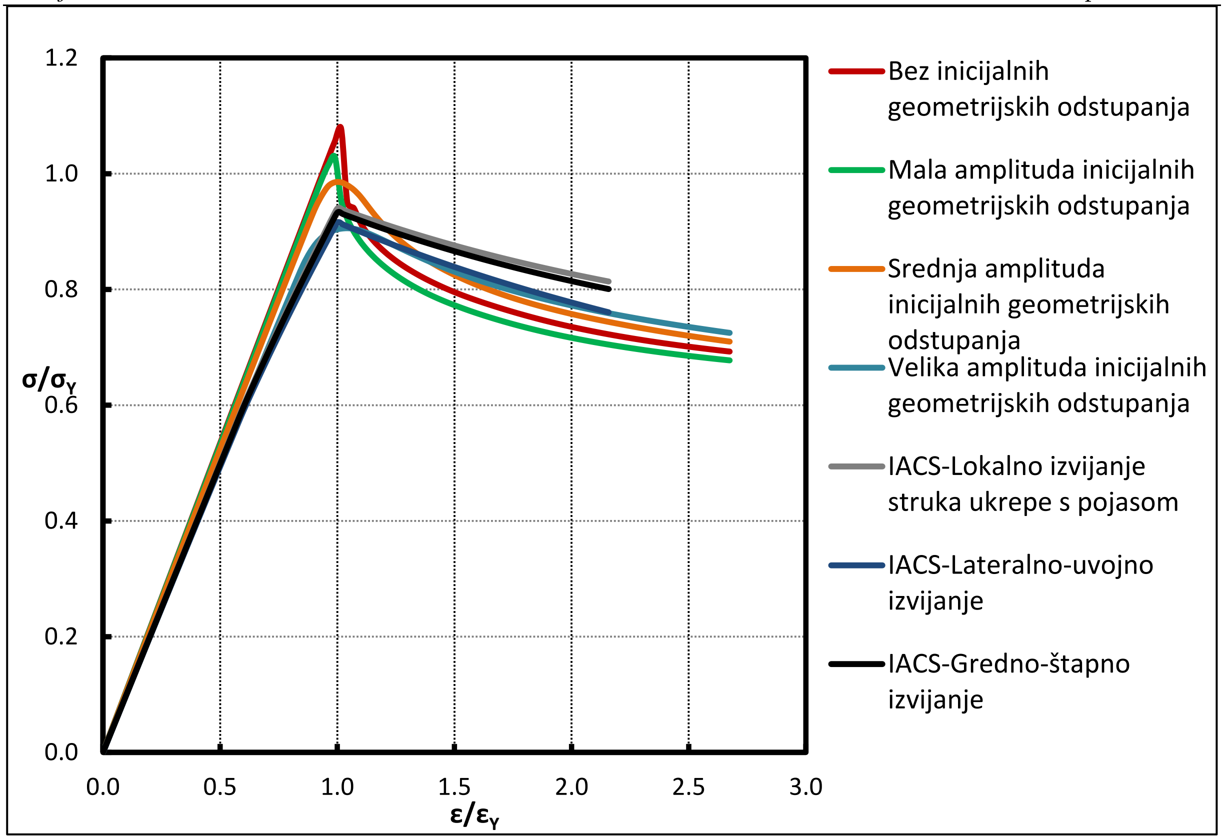
## I. Usporedba IACS CSR krivulja s dobivenim NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivuljama



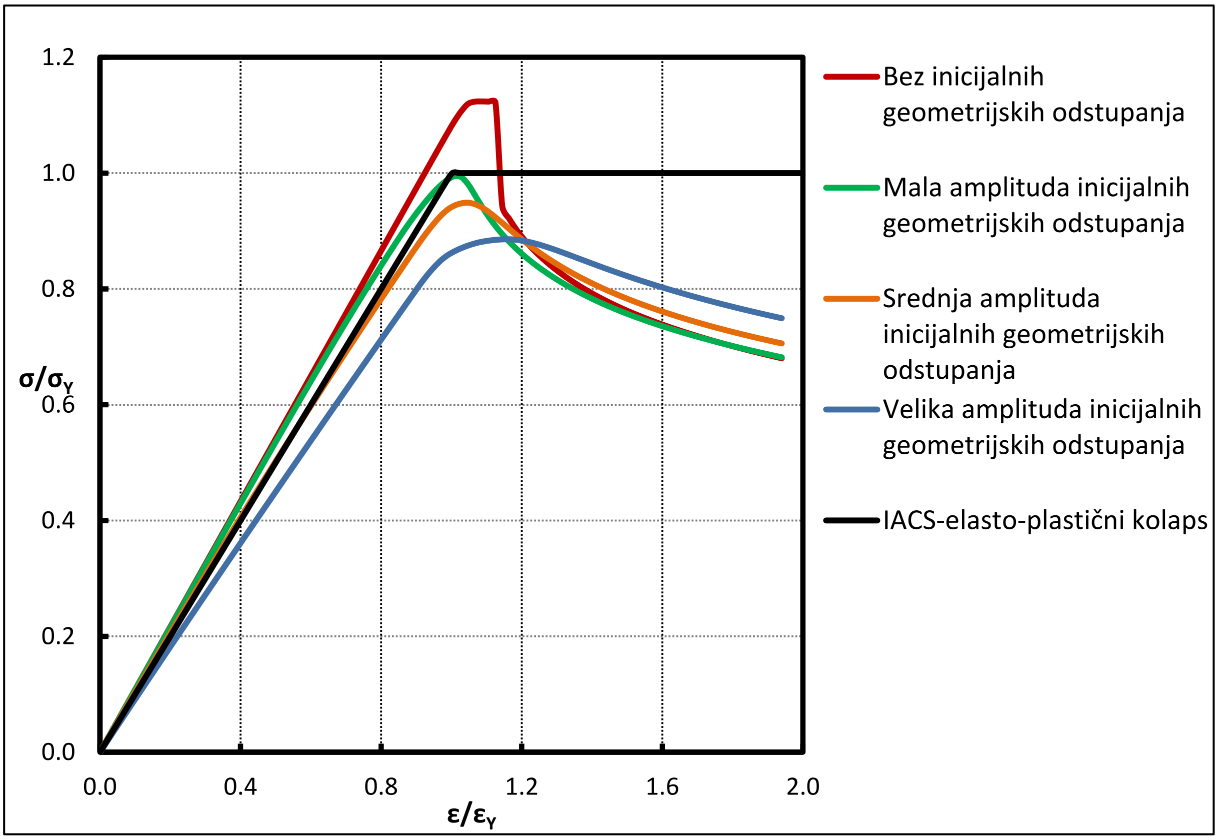

Slika 36. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 1



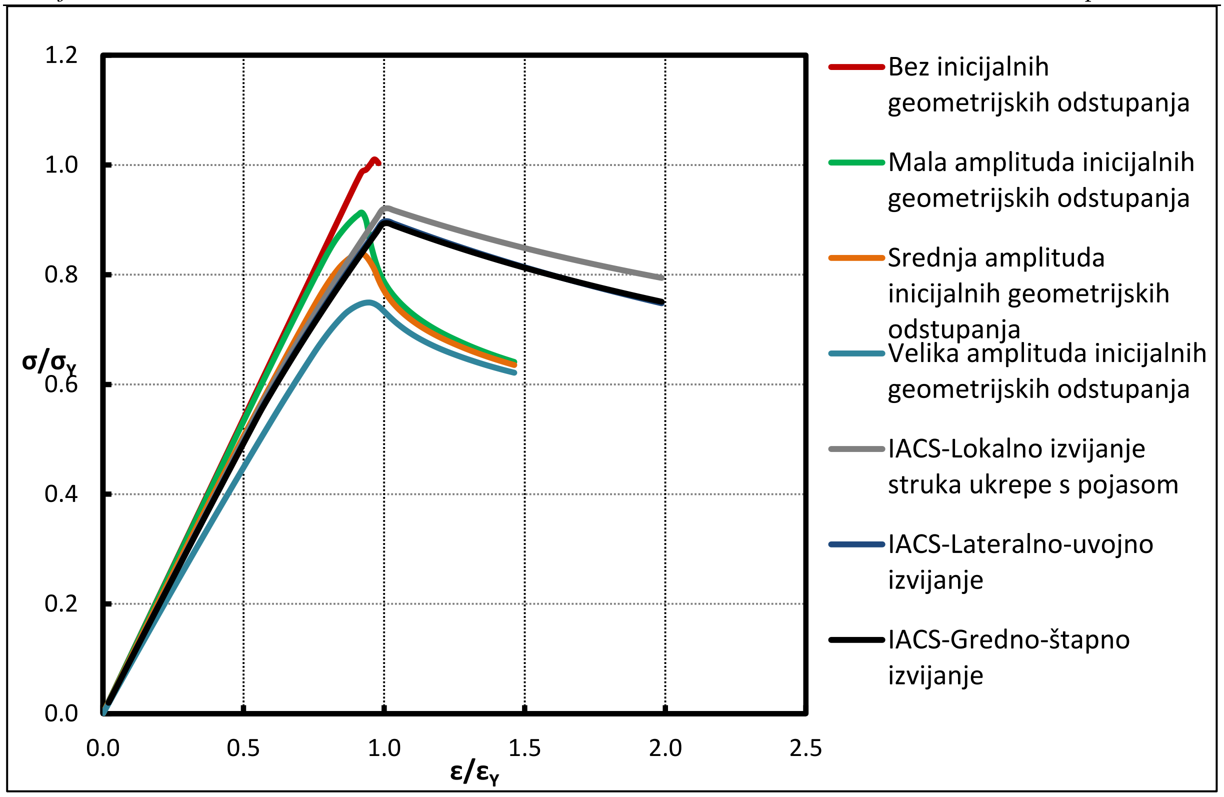

Slika 37. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 2



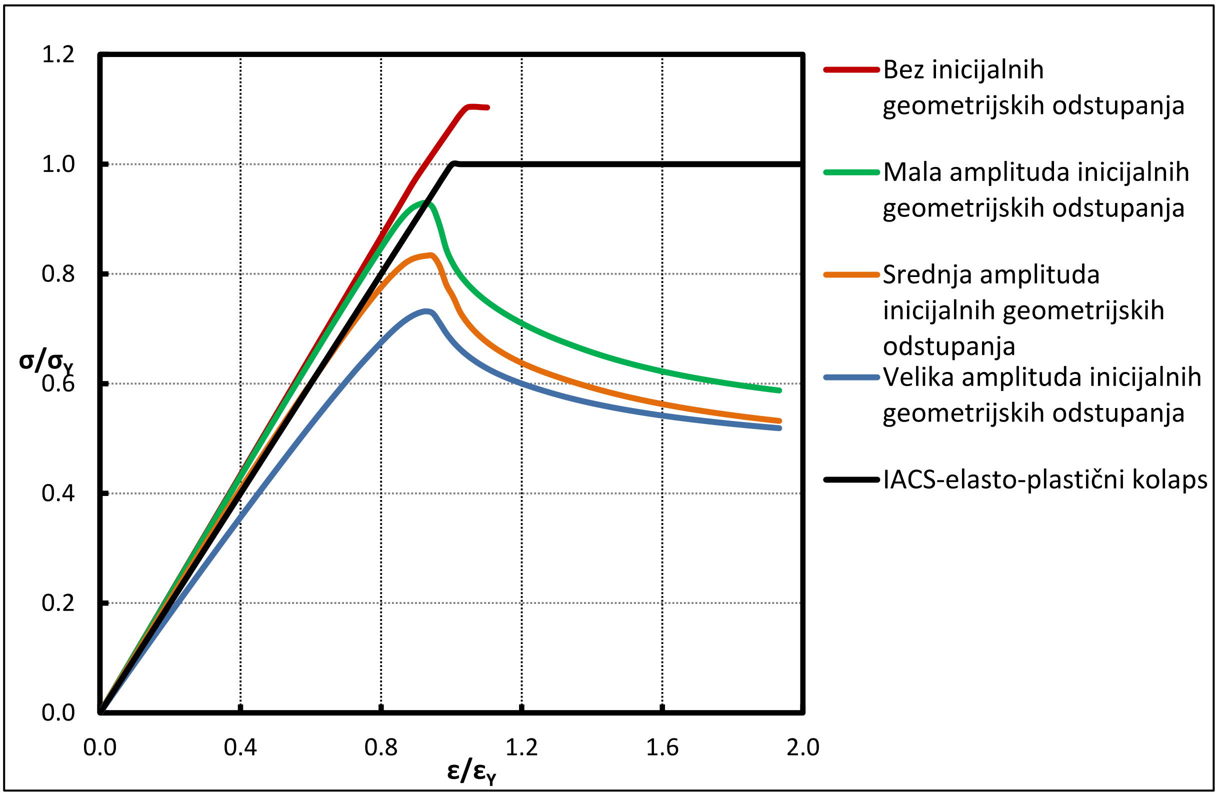

Slika 38. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 3



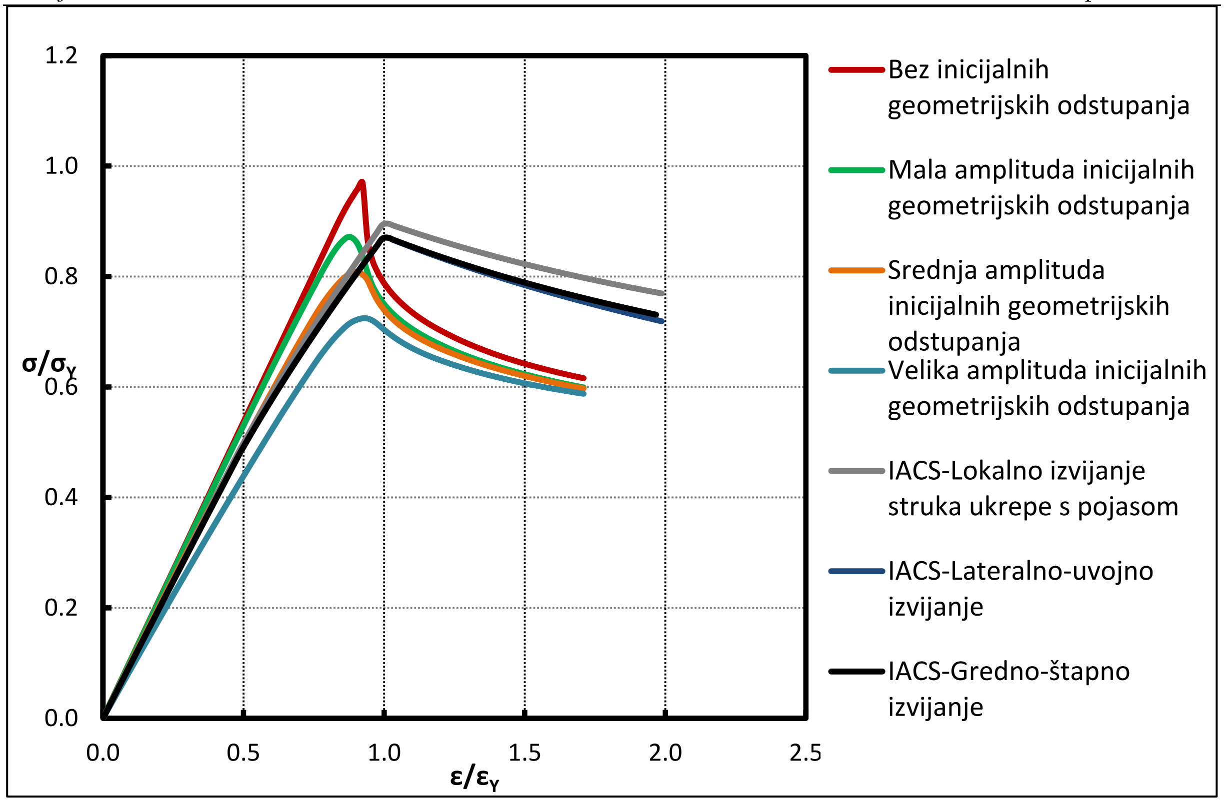

Slika 39. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 4



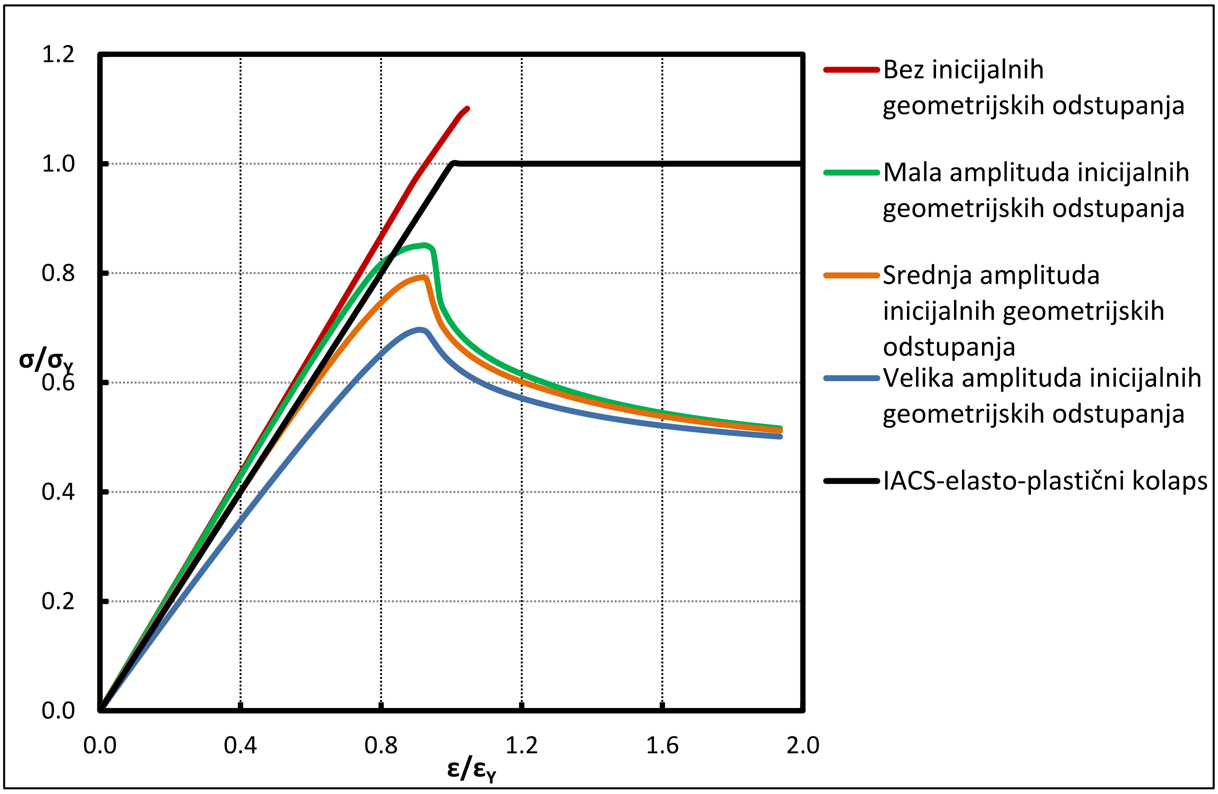

Slika 40. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 5



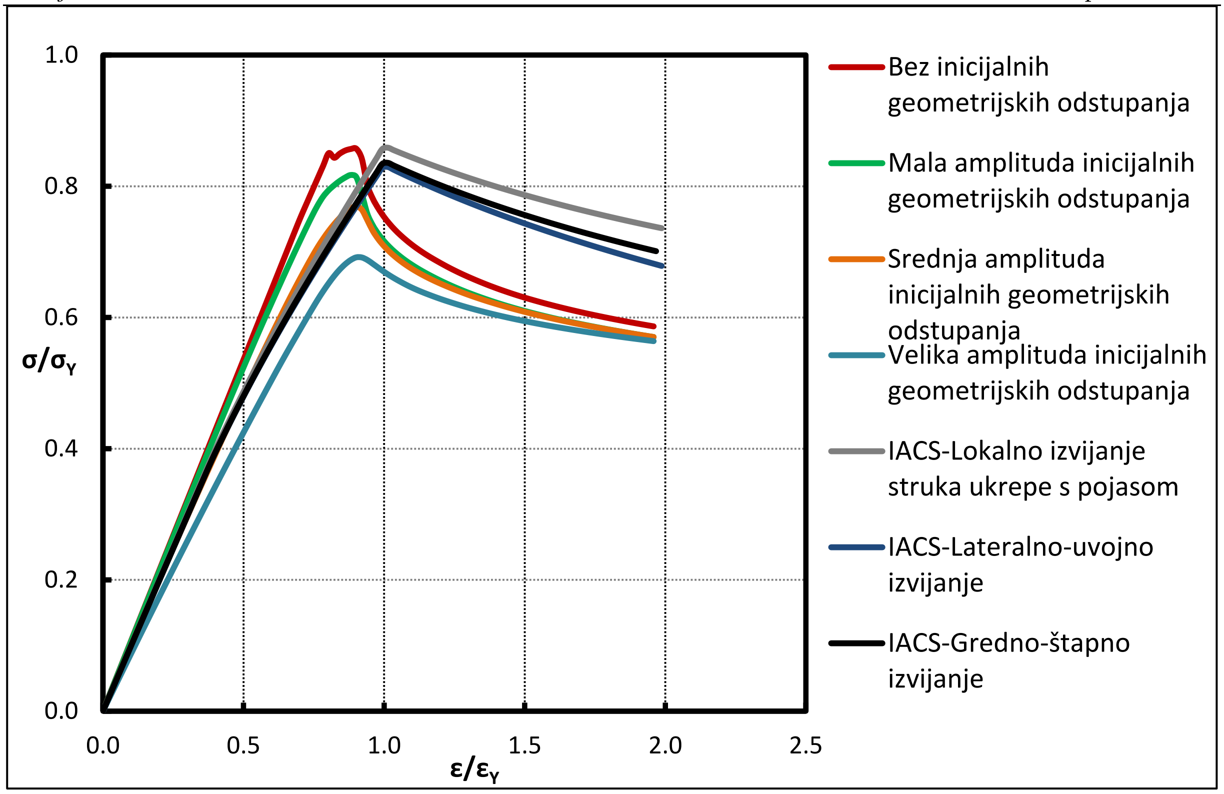

Slika 41. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 6



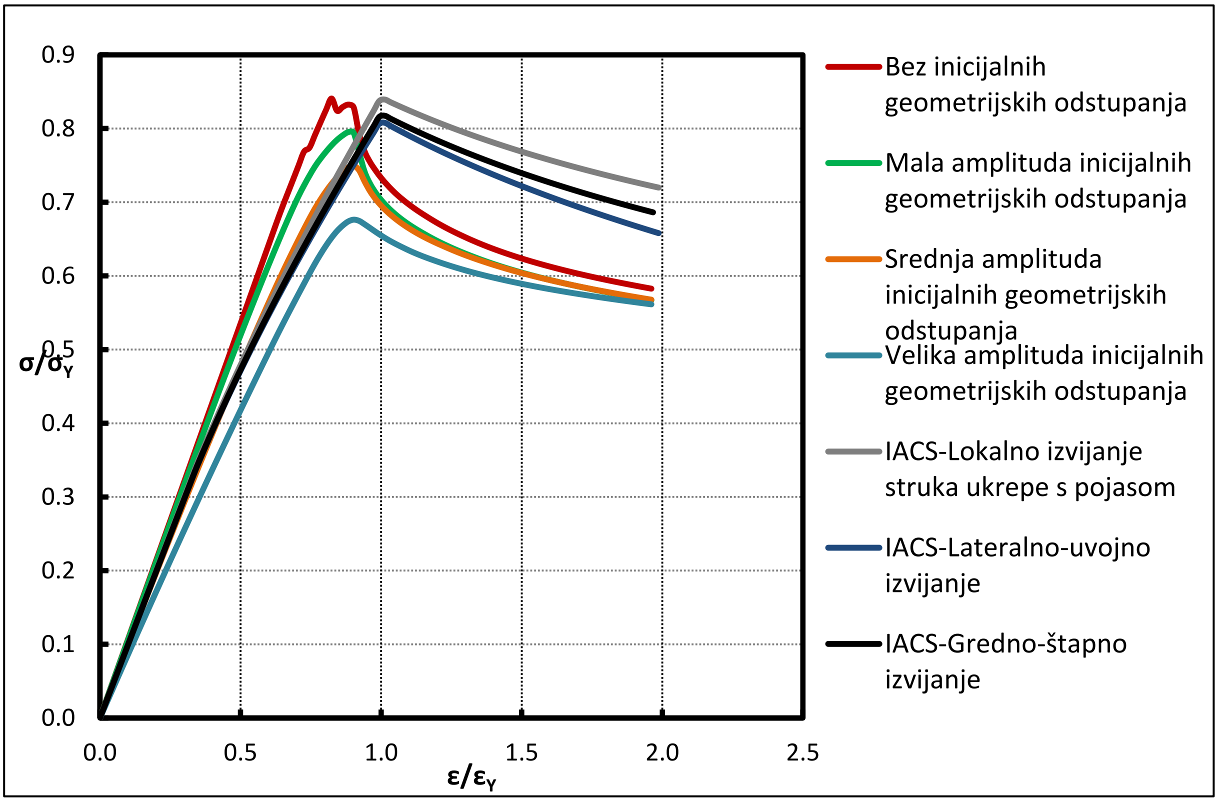

Slika 42. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 7



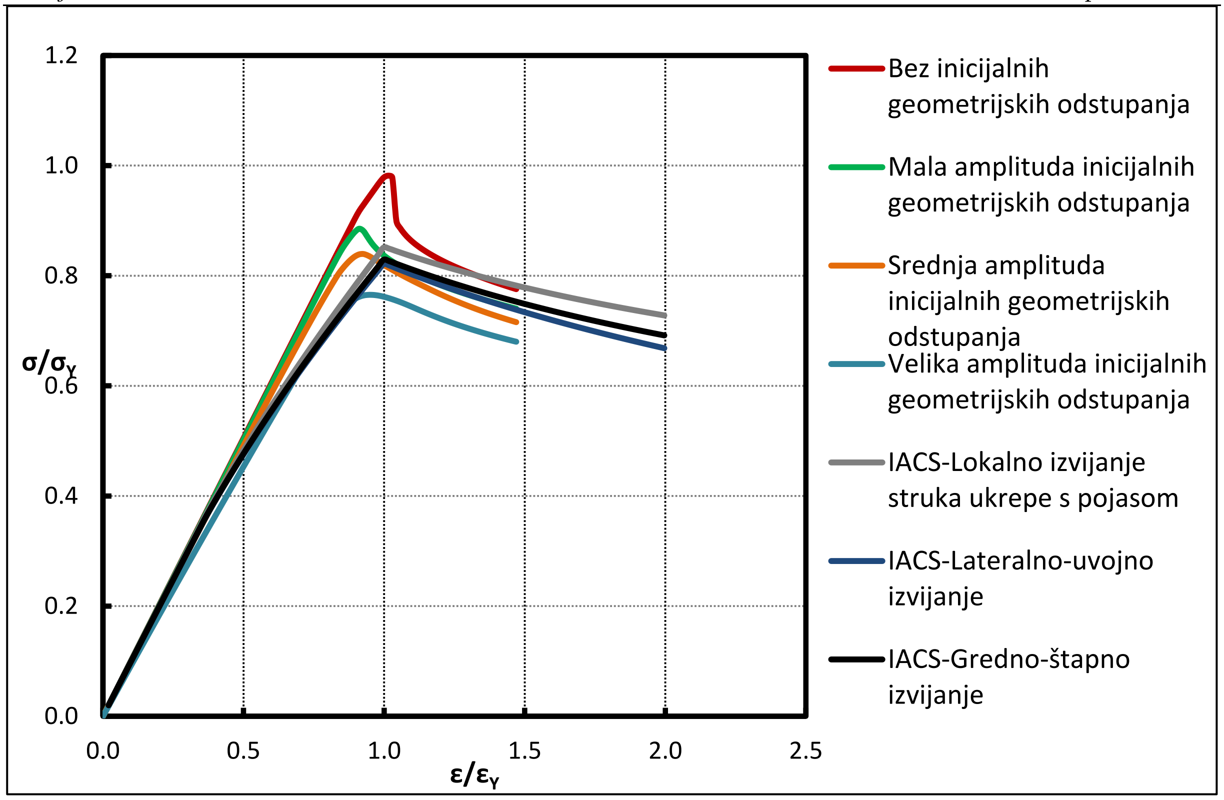

Slika 43. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 8



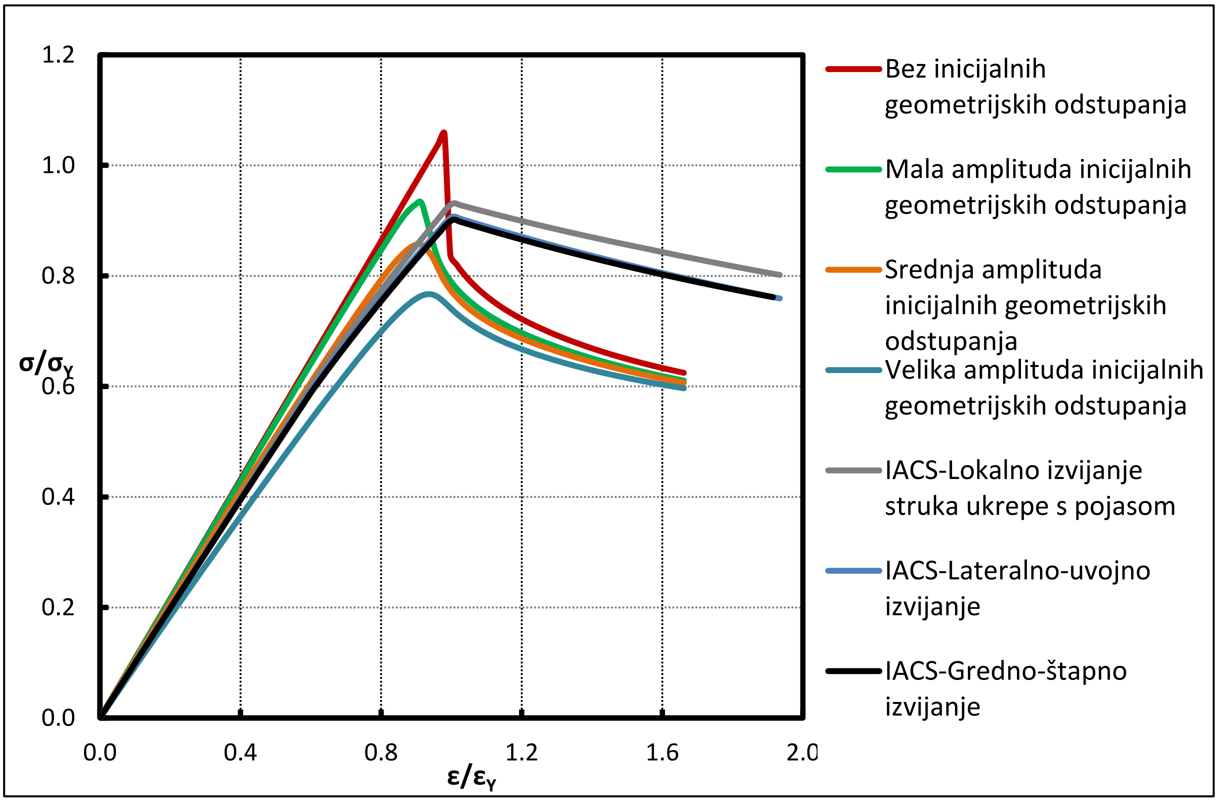

Slika 44. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 9



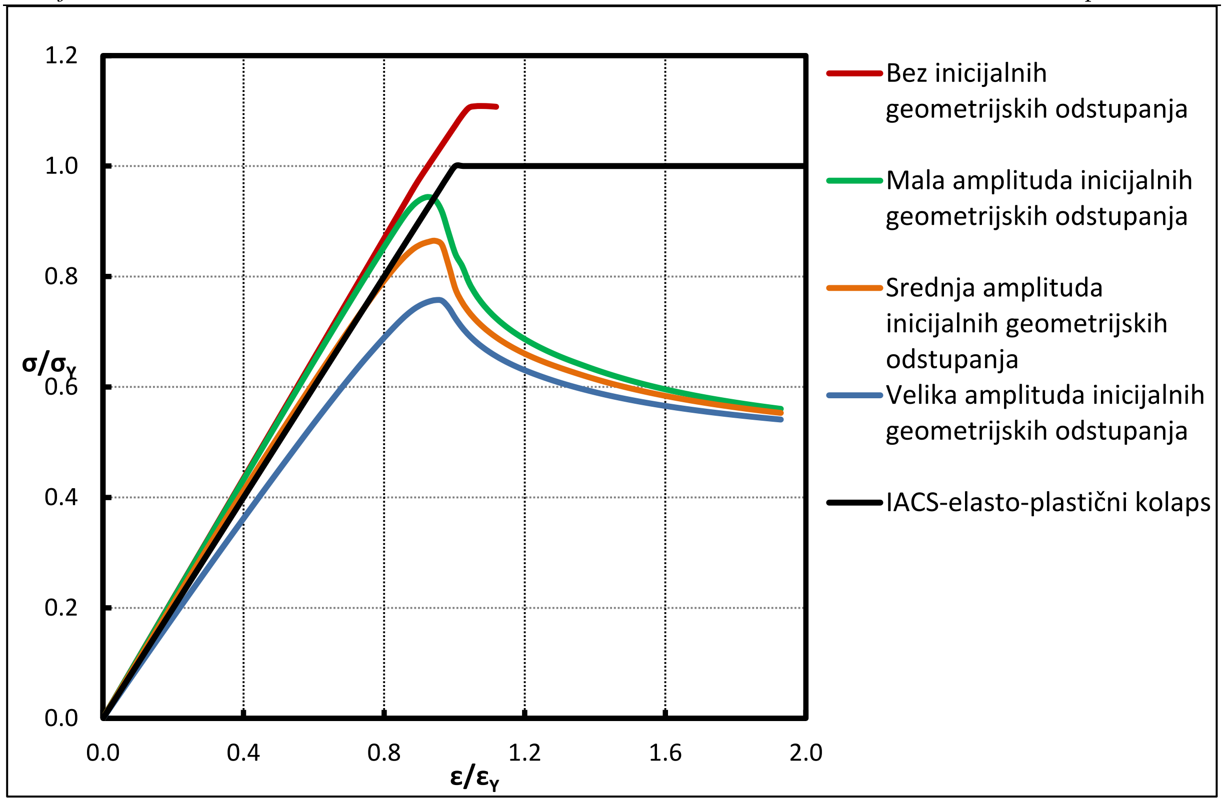

Slika 45. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 10



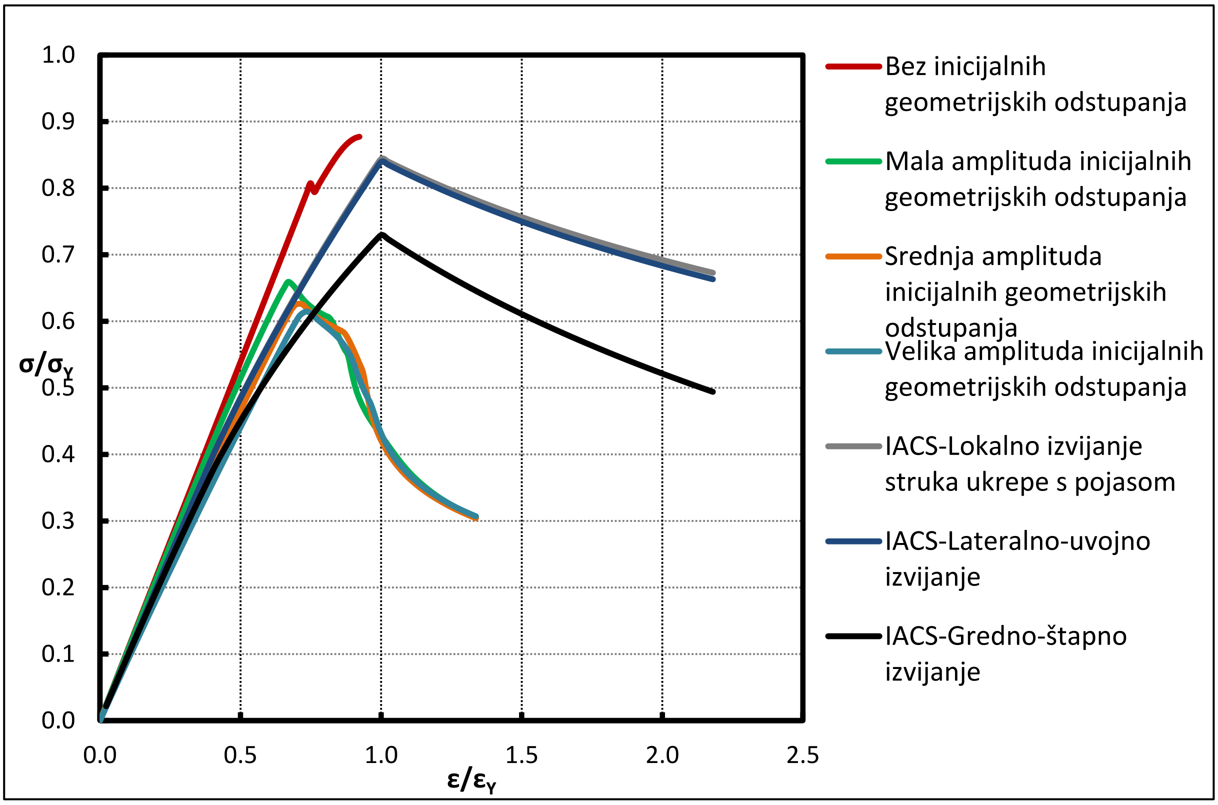

Slika 46. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 11



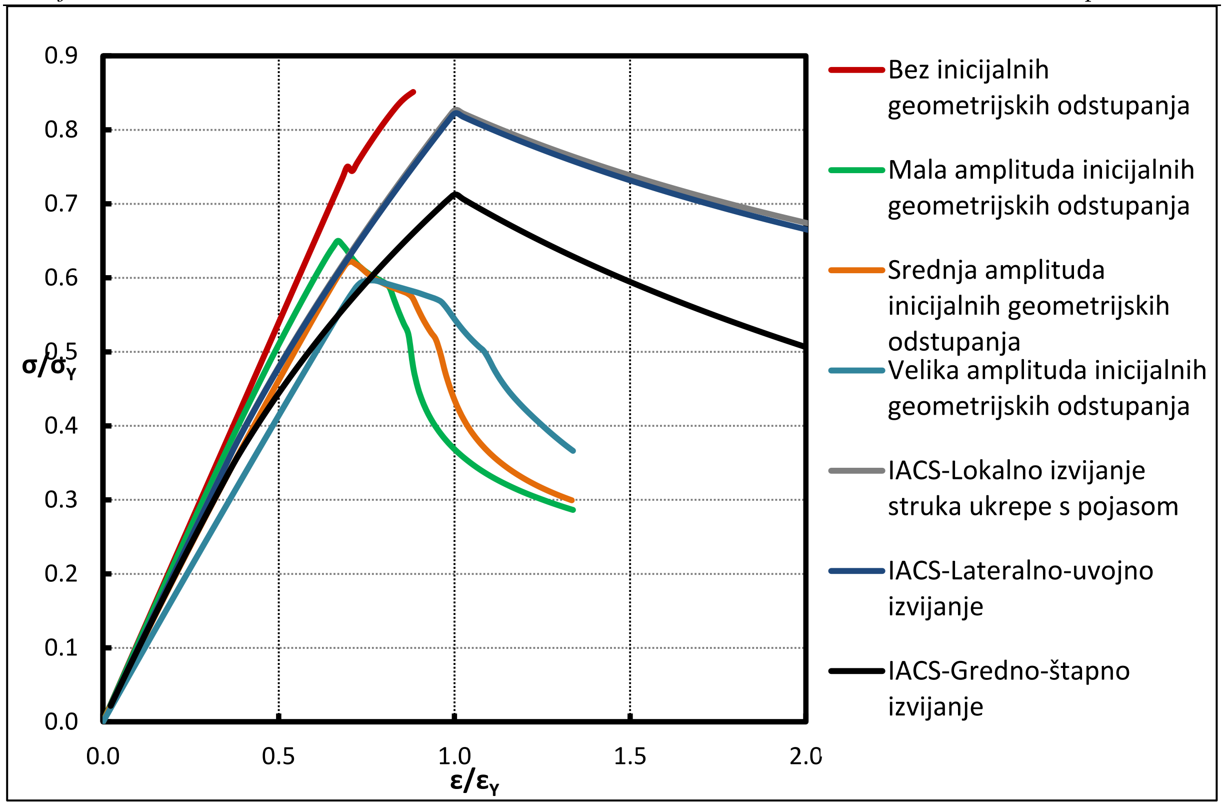

Slika 47. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 12



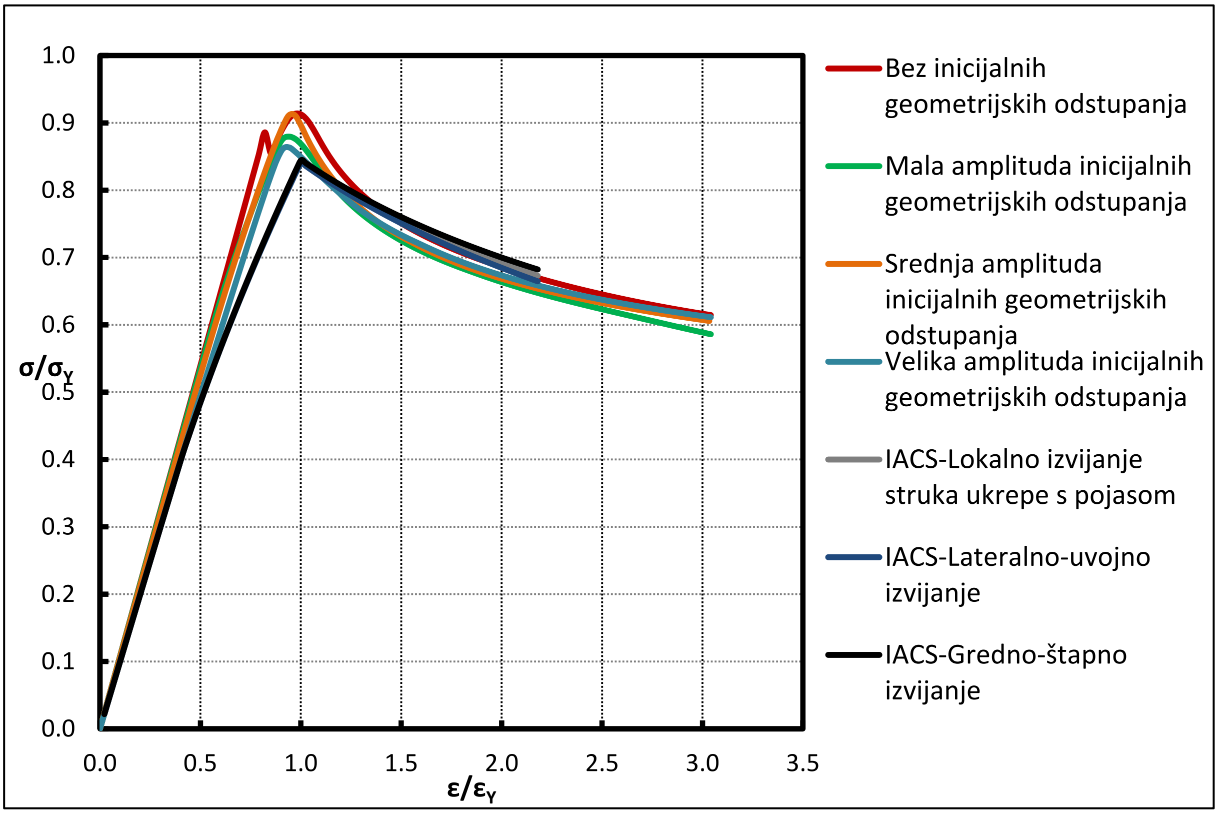

Slika 48. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 13



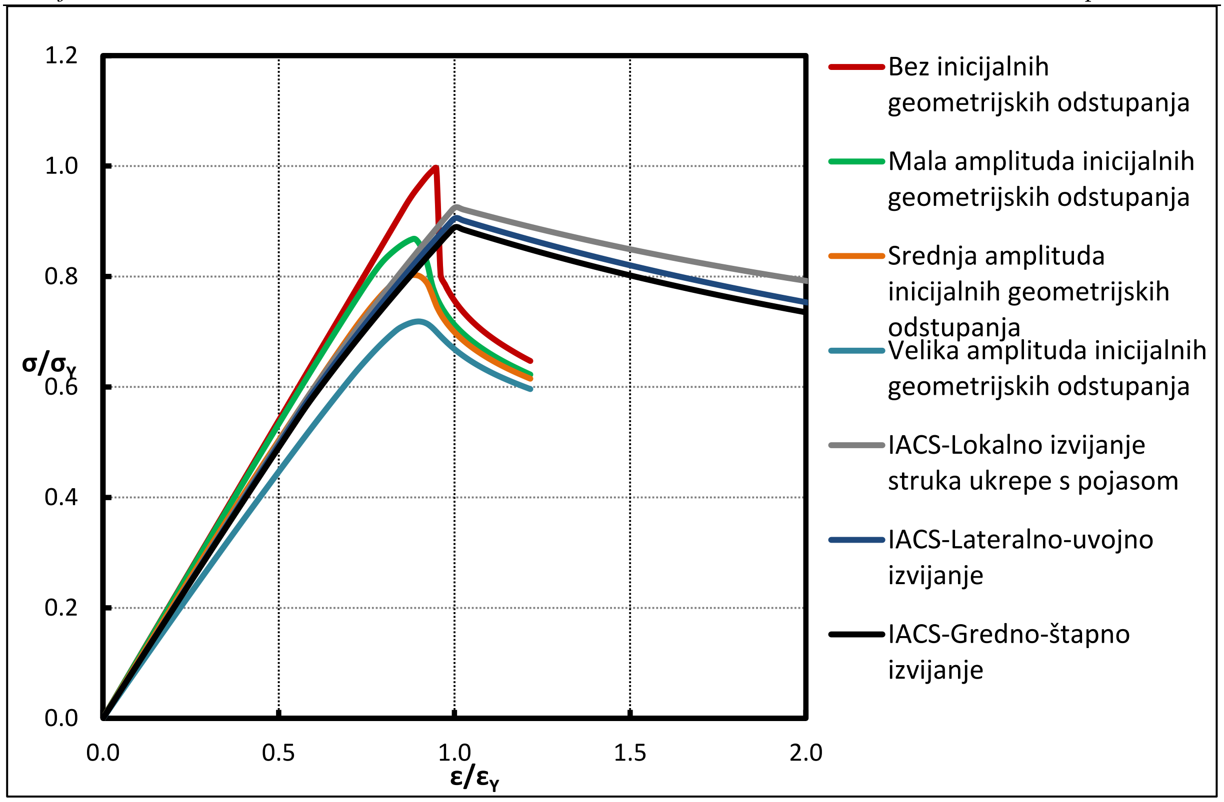

Slika 49. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 14



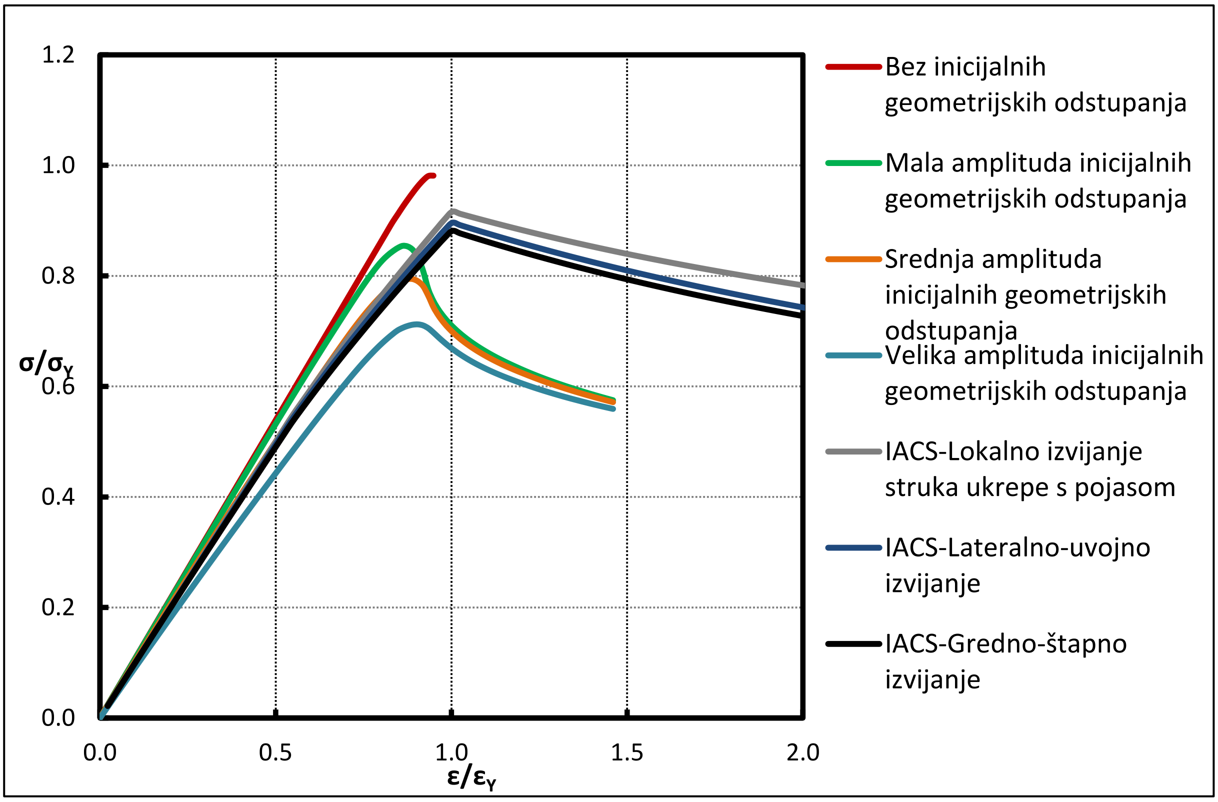

Slika 50. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 15



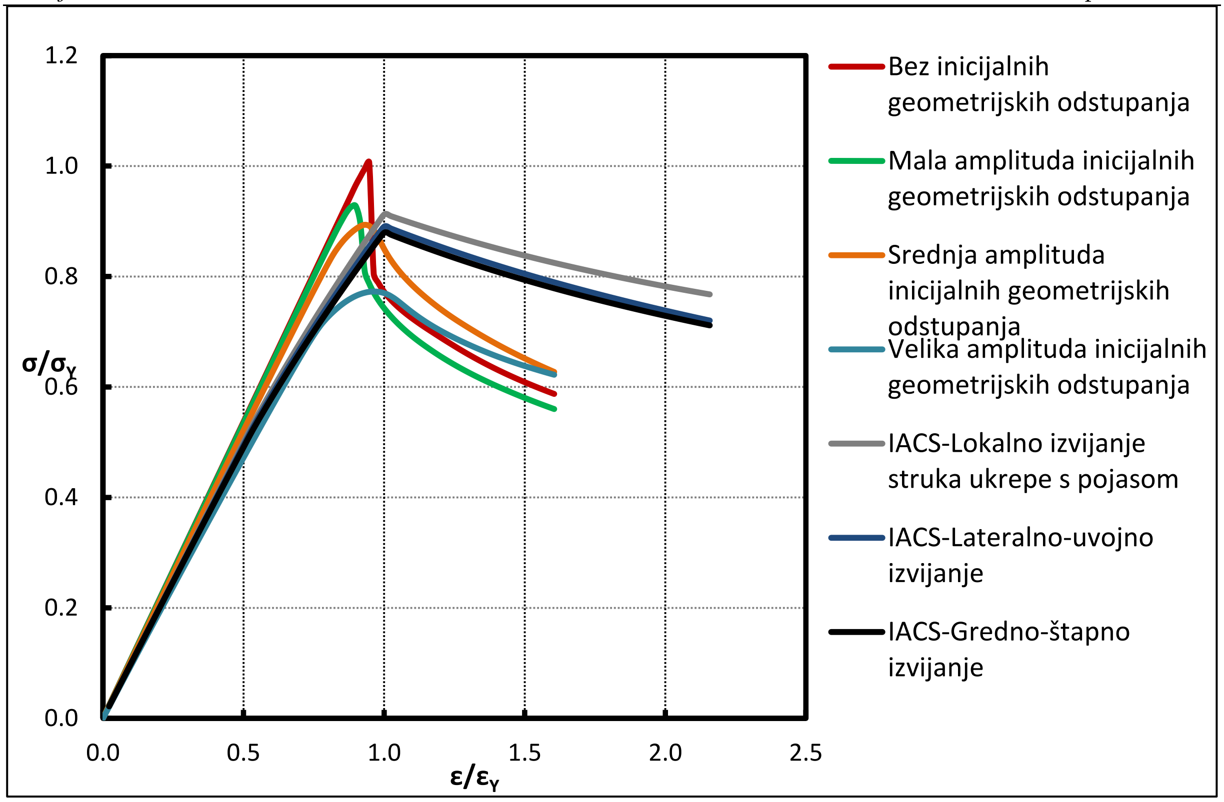

Slika 51. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 16



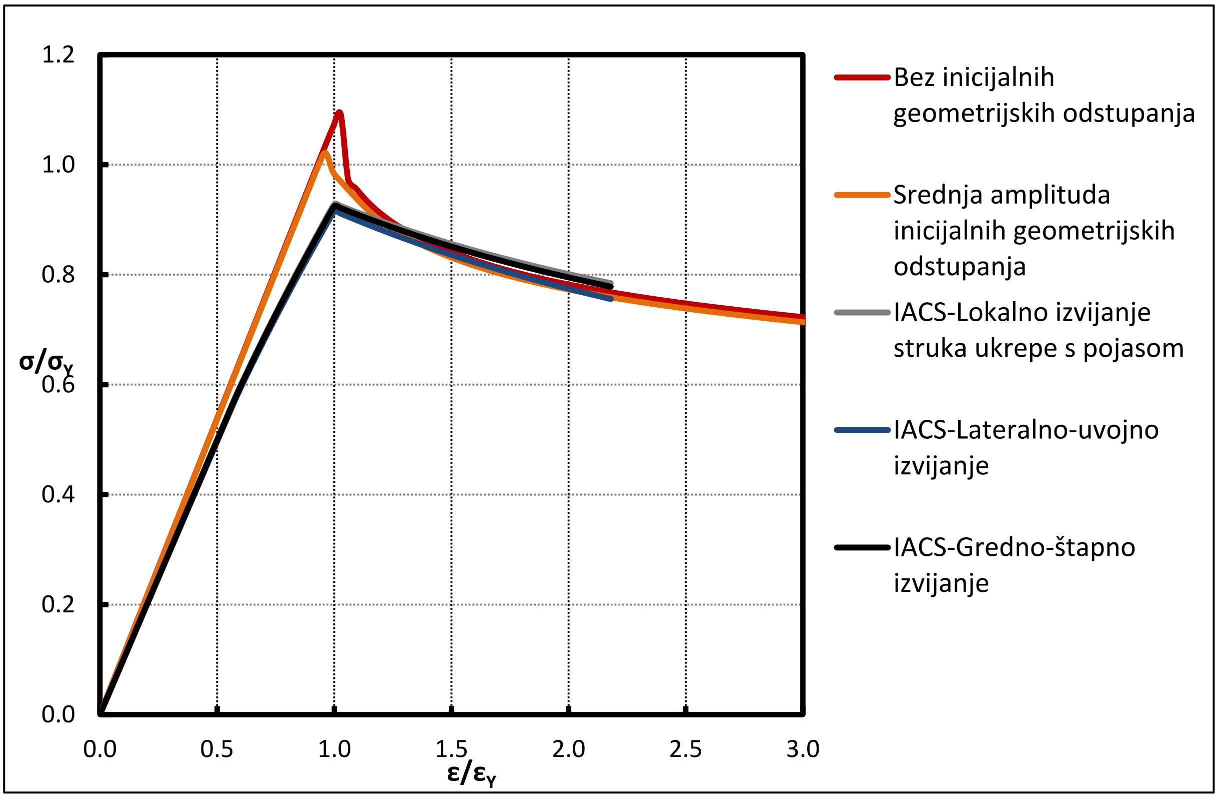

Slika 52. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 17



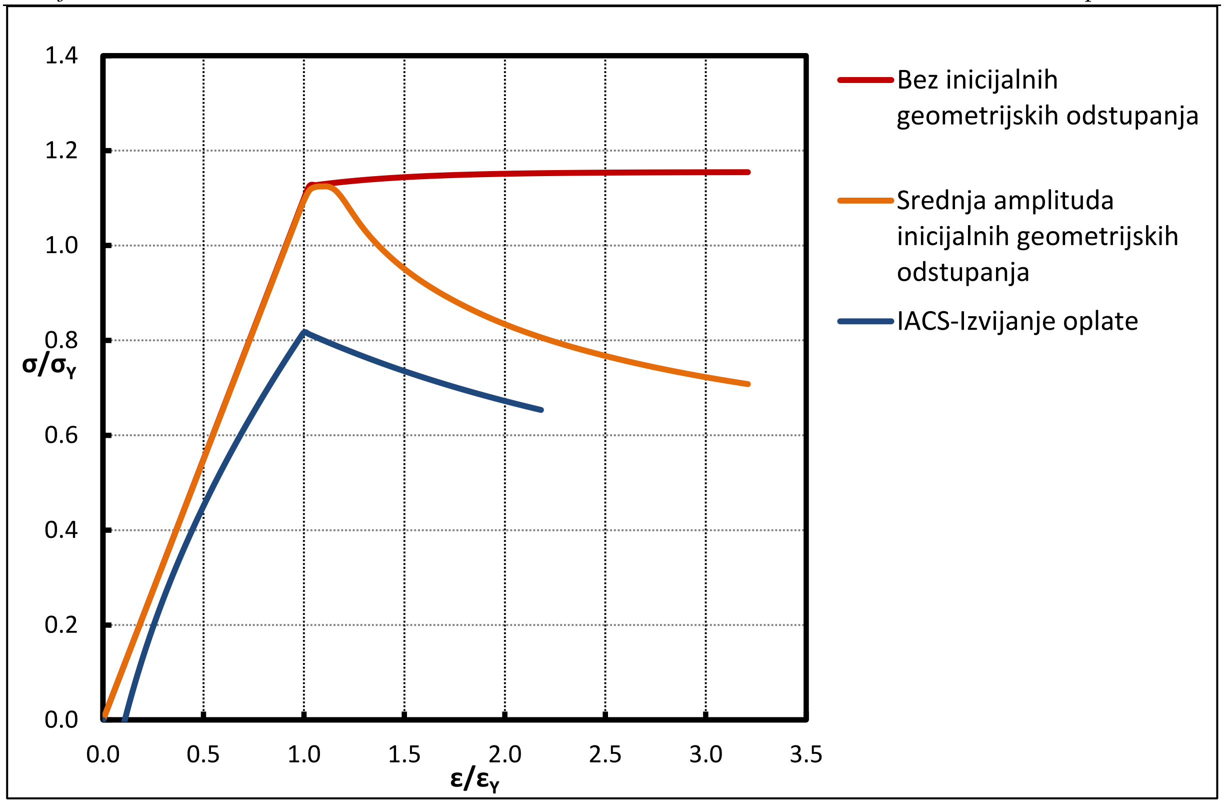

Slika 53. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 18



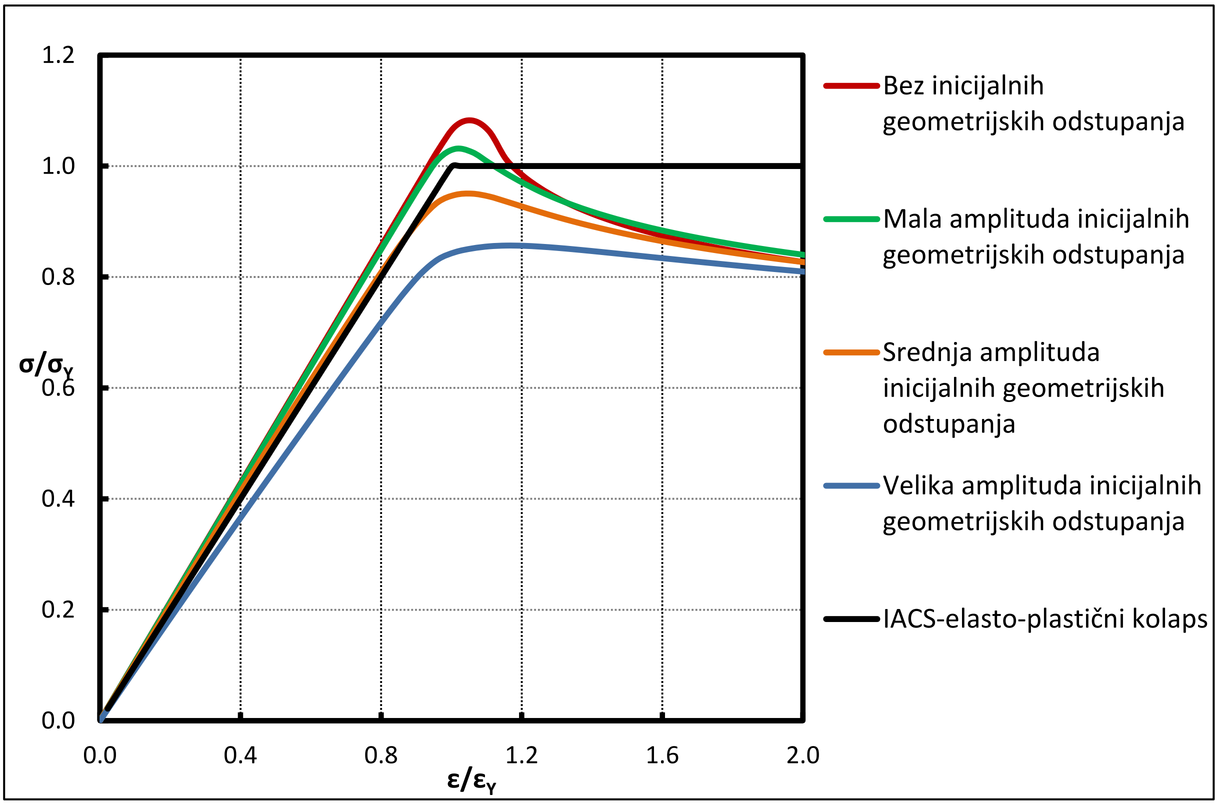

Slika 54. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 19



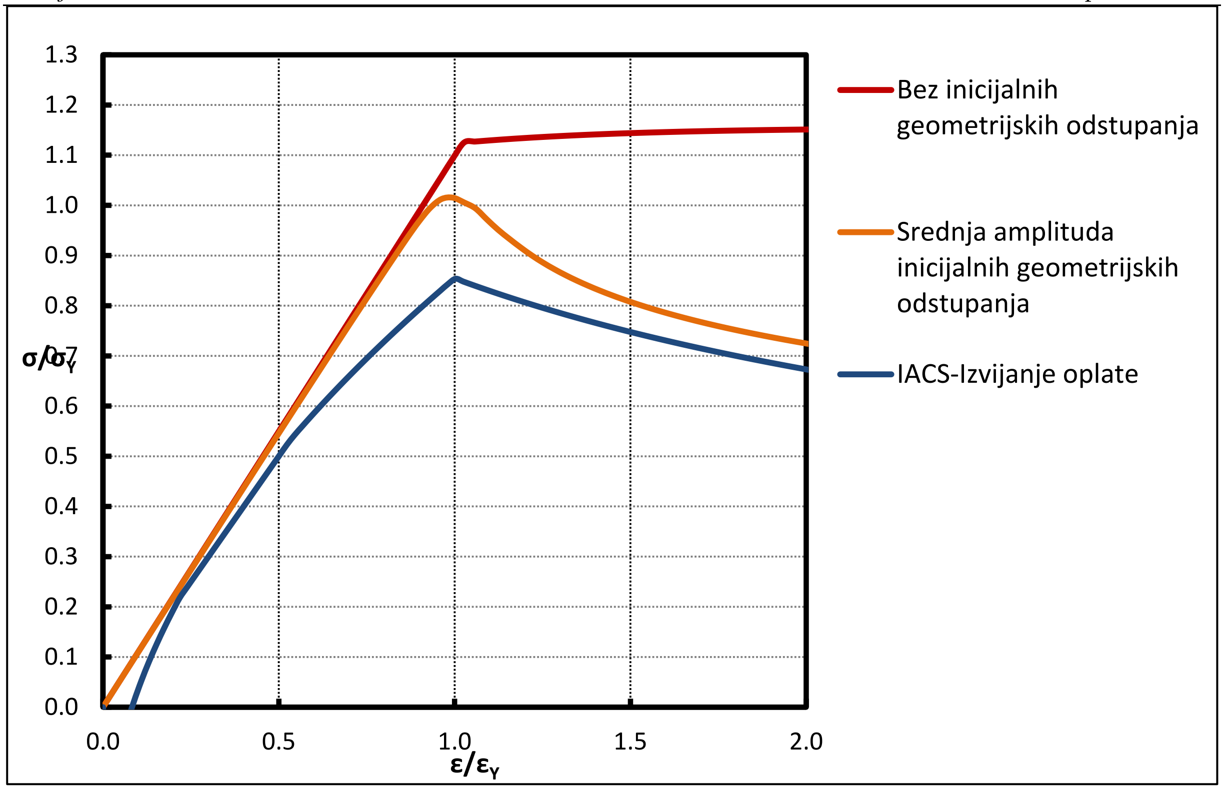

Slika 55. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 20



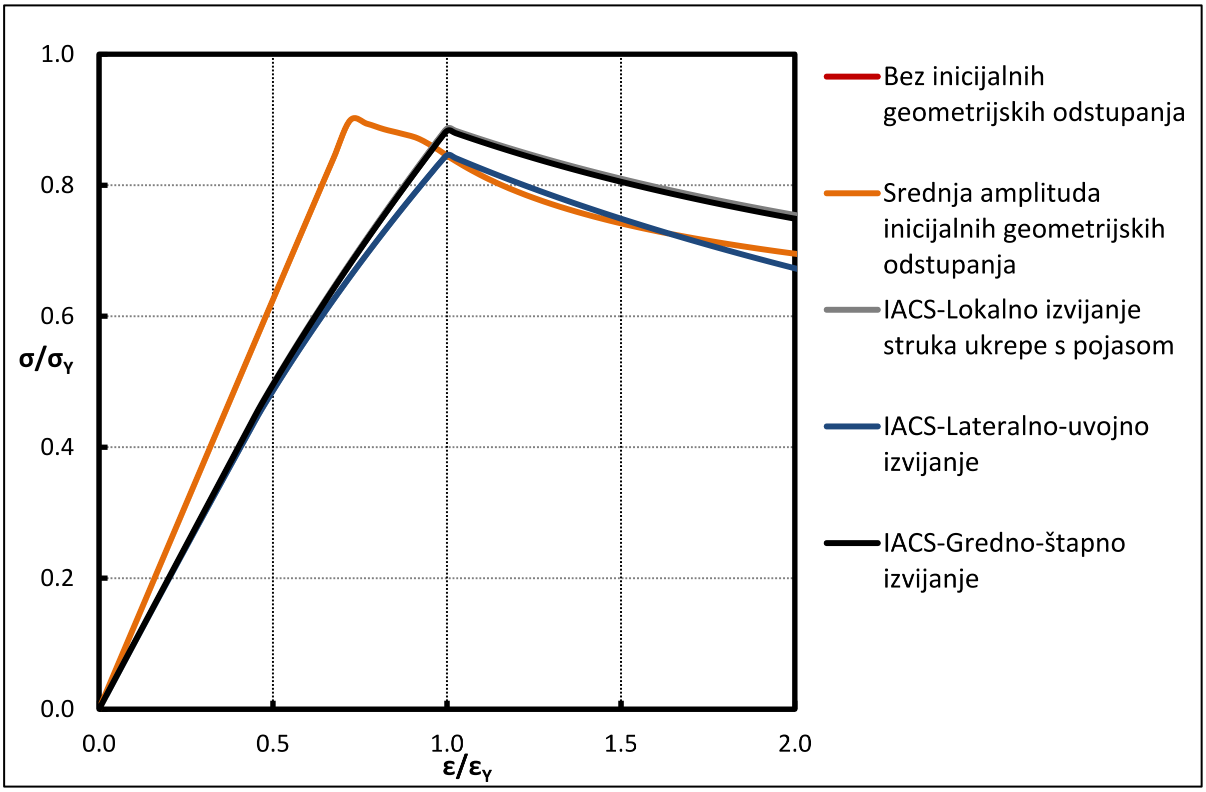

Slika 56. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 21



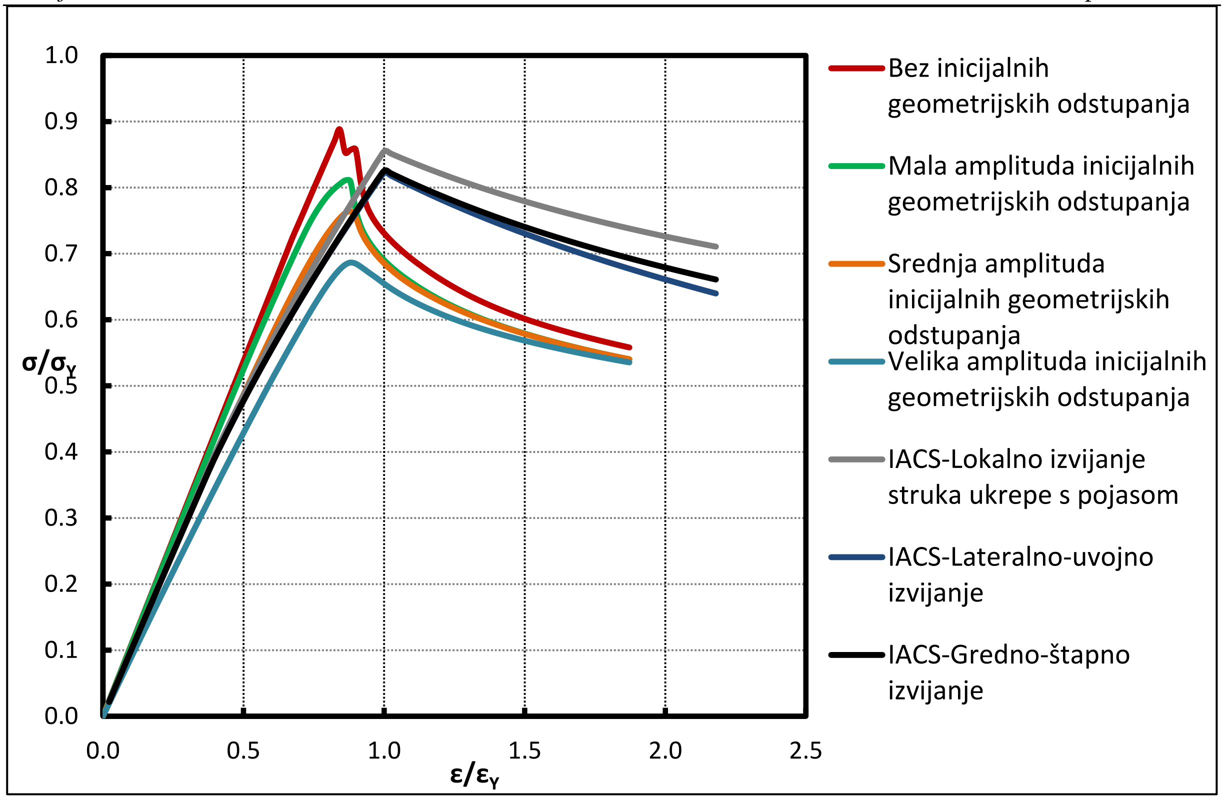

Slika 57. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 22



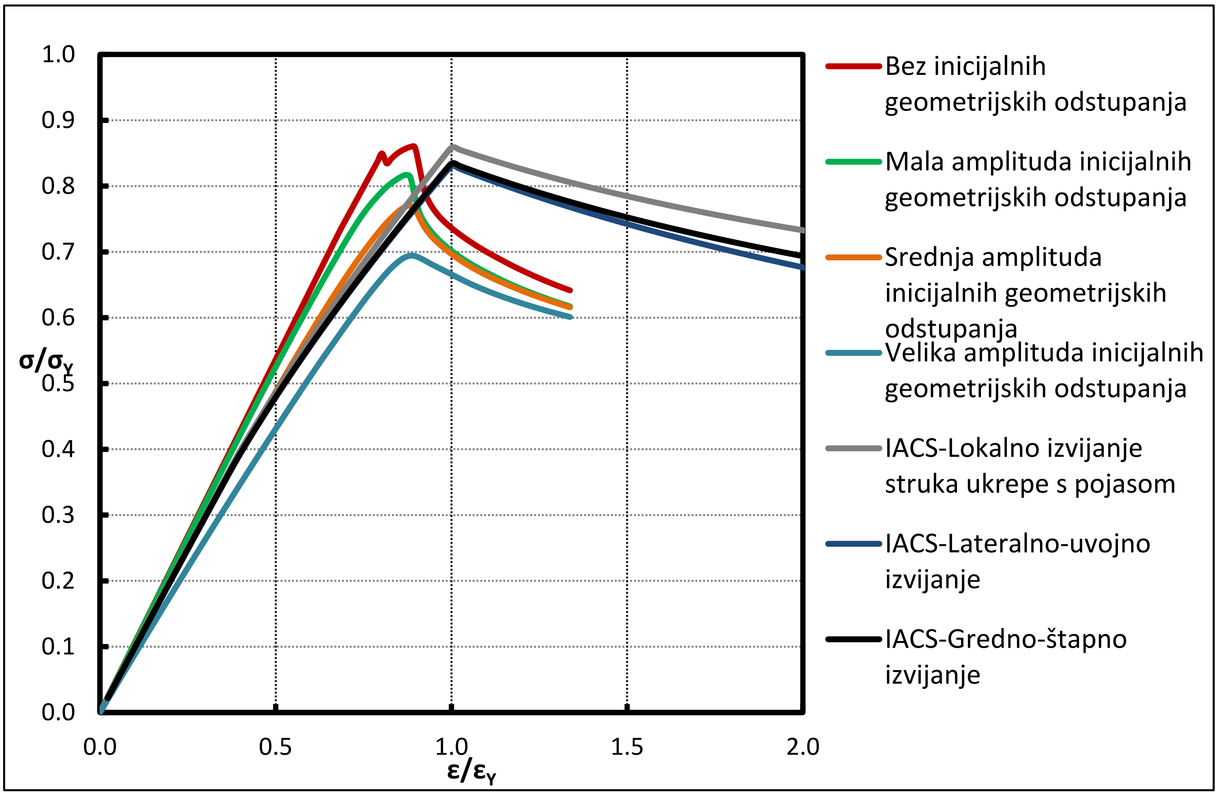

Slika 58. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 23



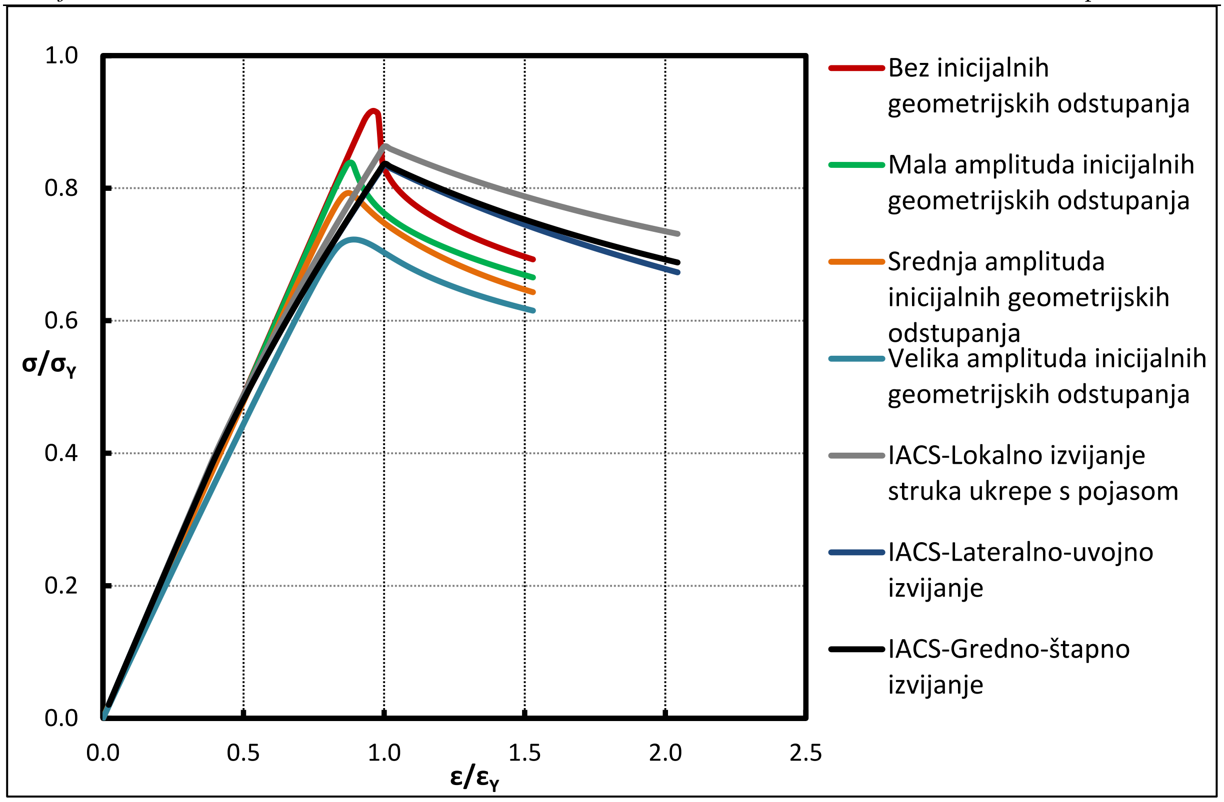

Slika 59. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 24



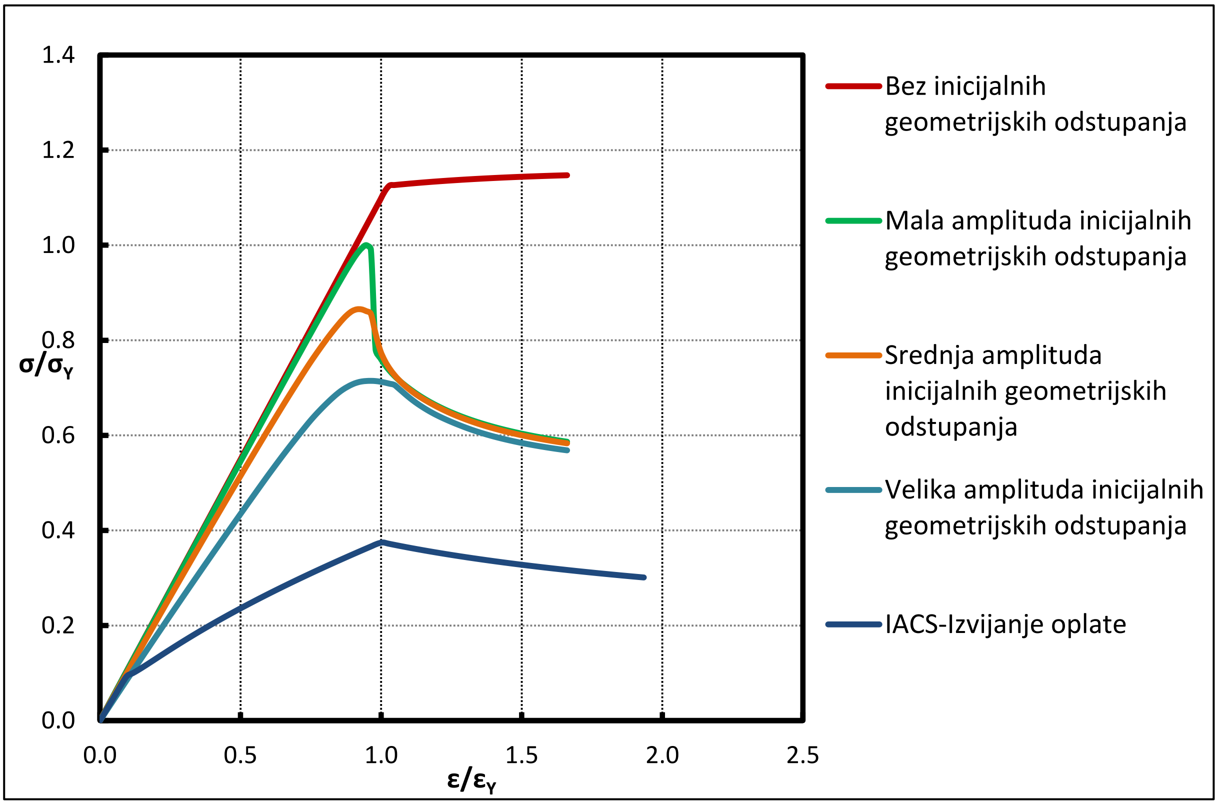

Slika 60. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 25



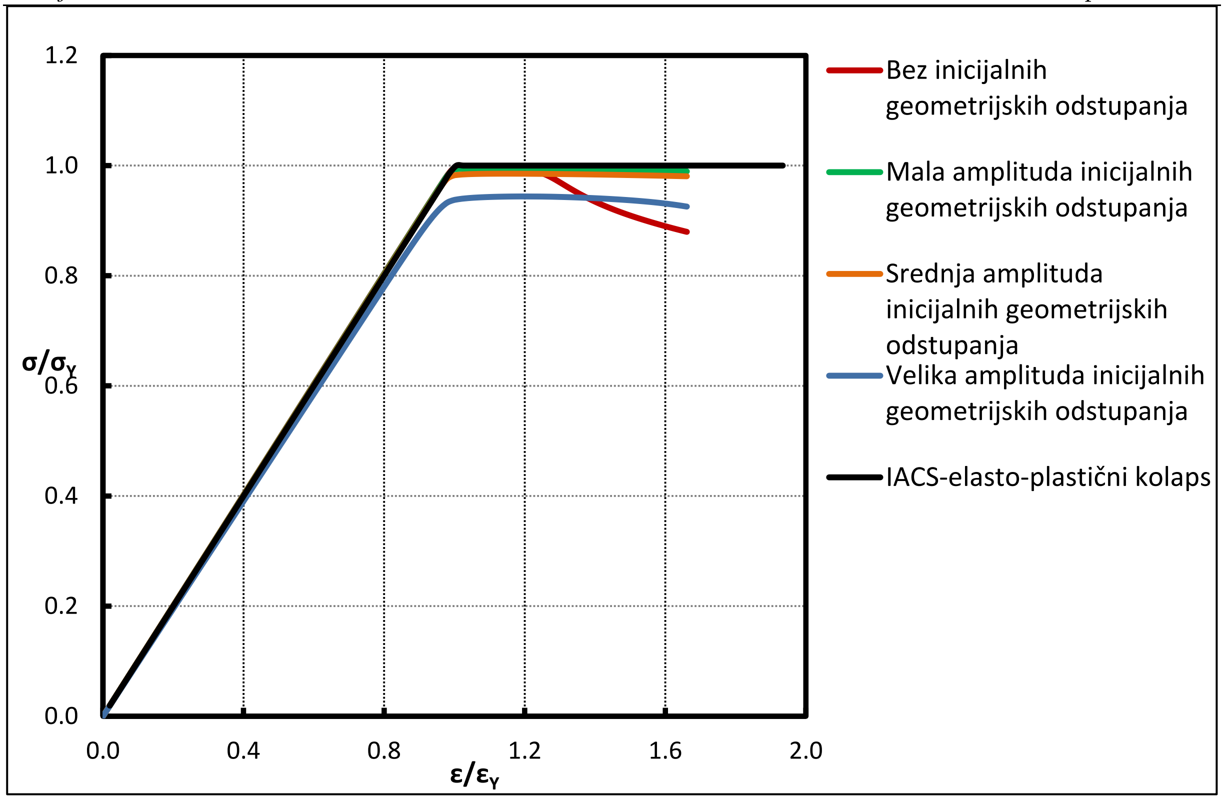

Slika 61. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 26



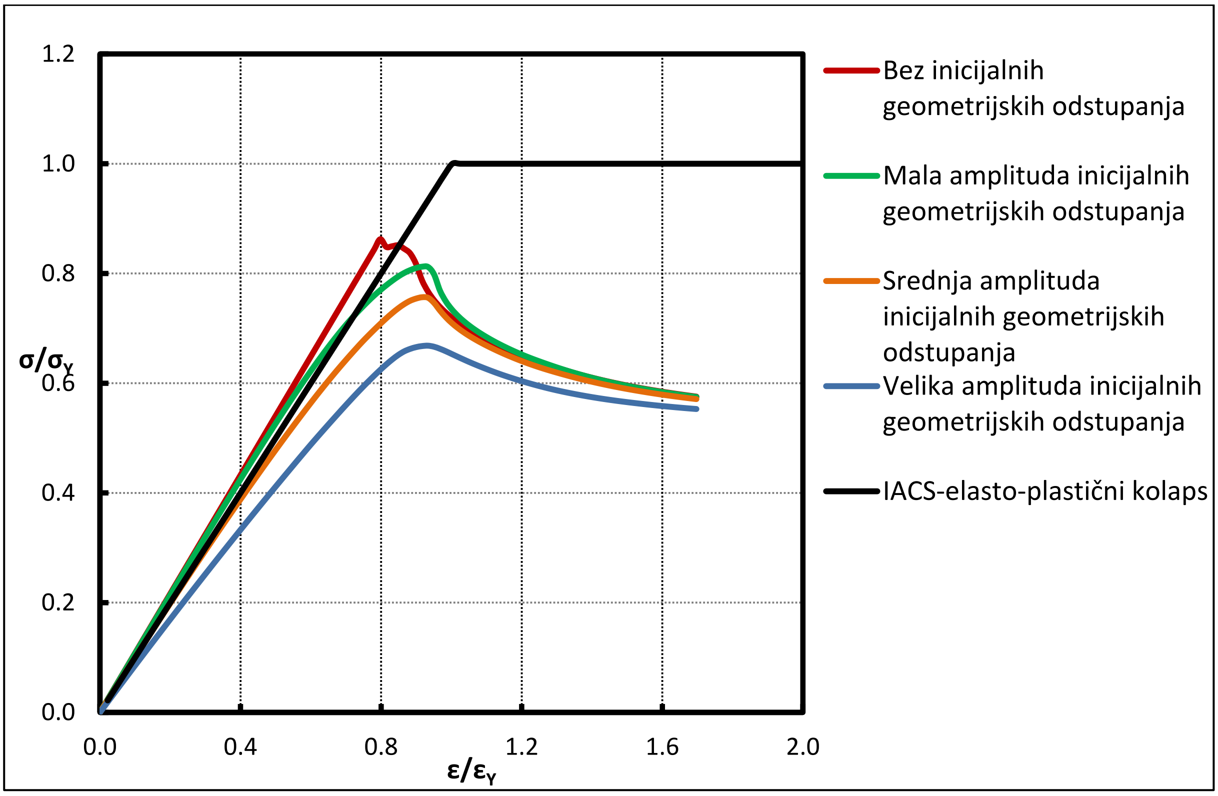

Slika 62. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 27



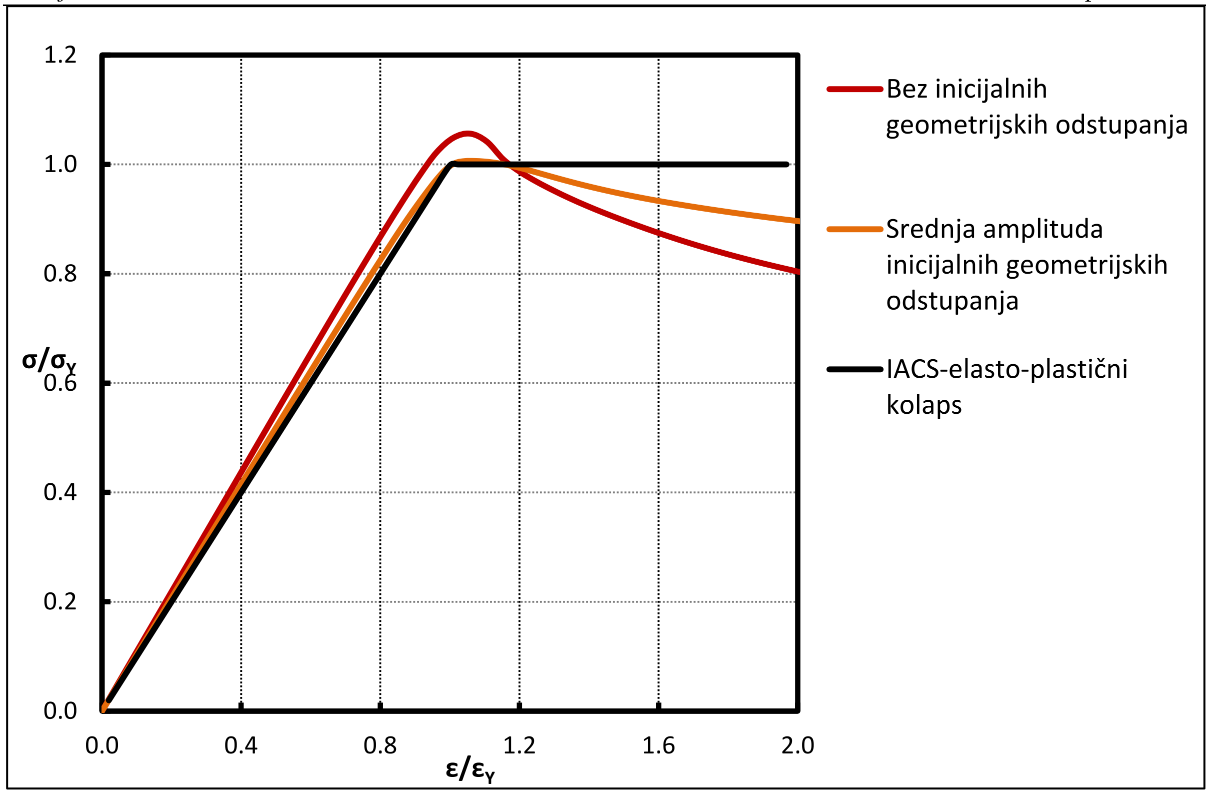

Slika 63. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 28



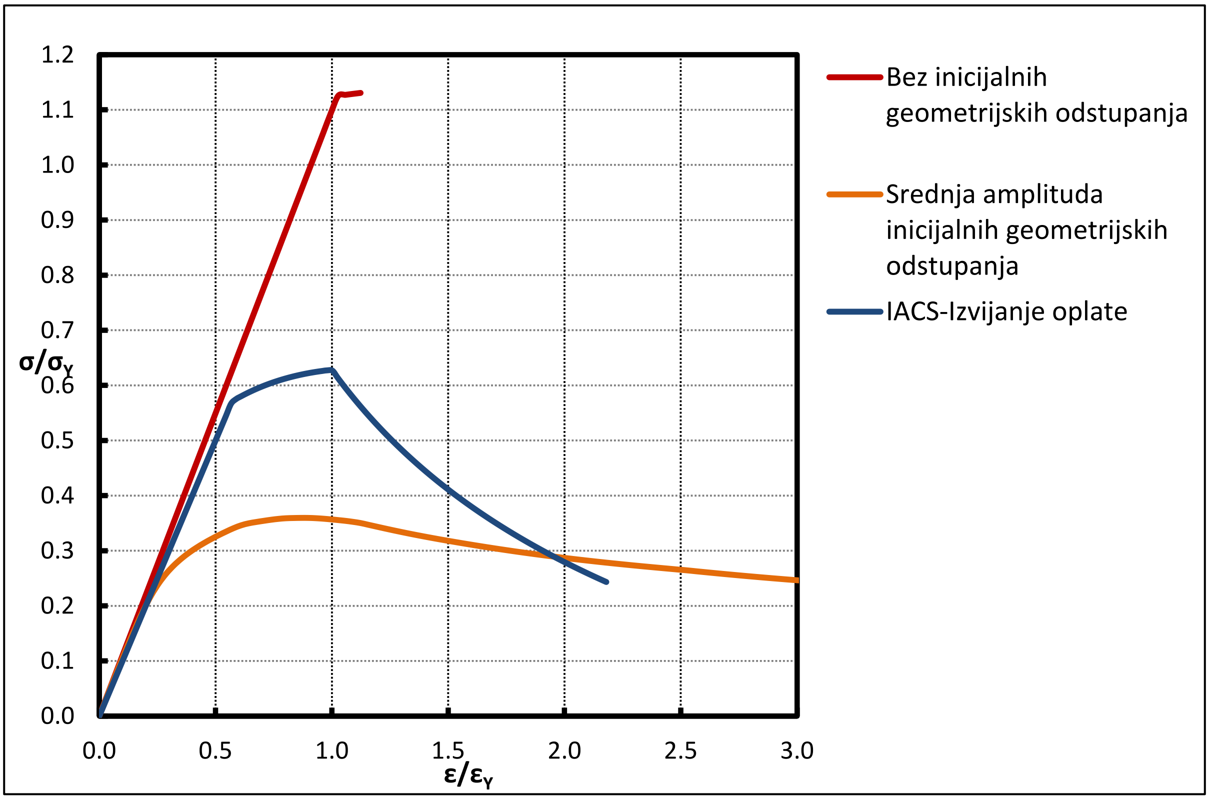

Slika 64. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 29



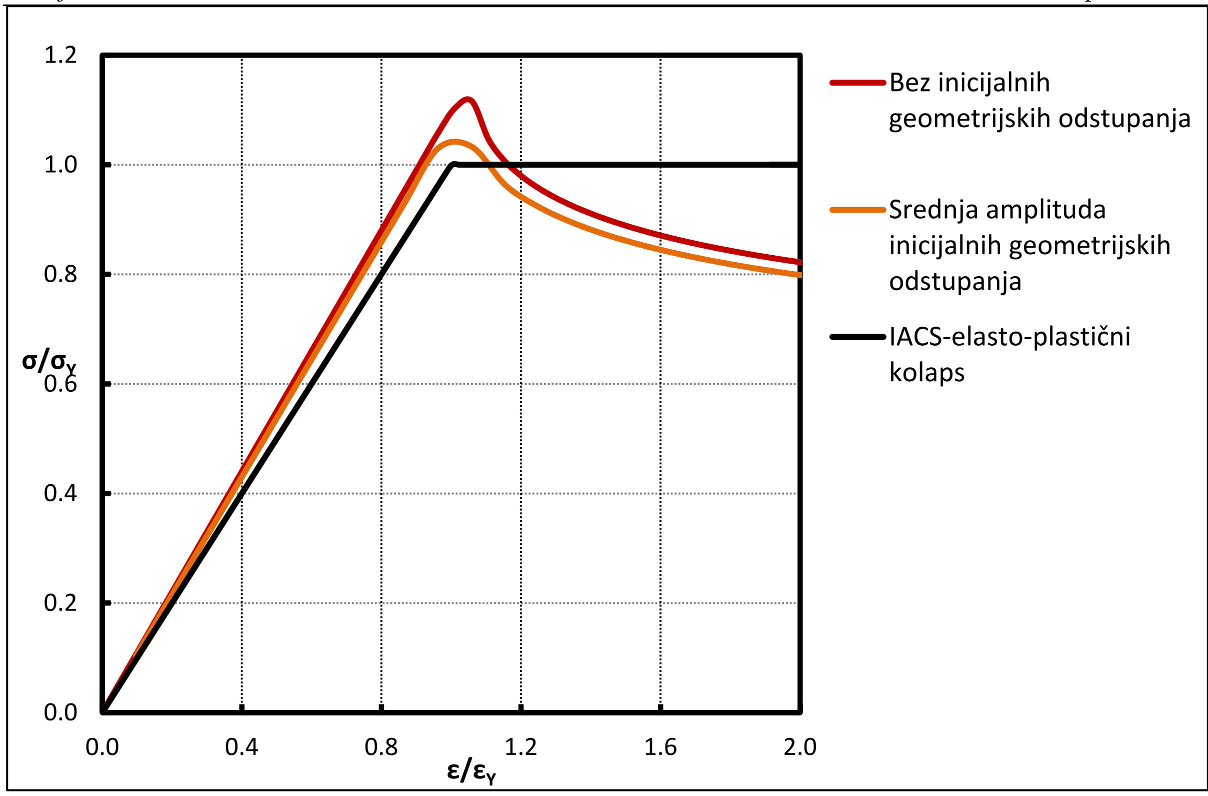

Slika 65. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 30



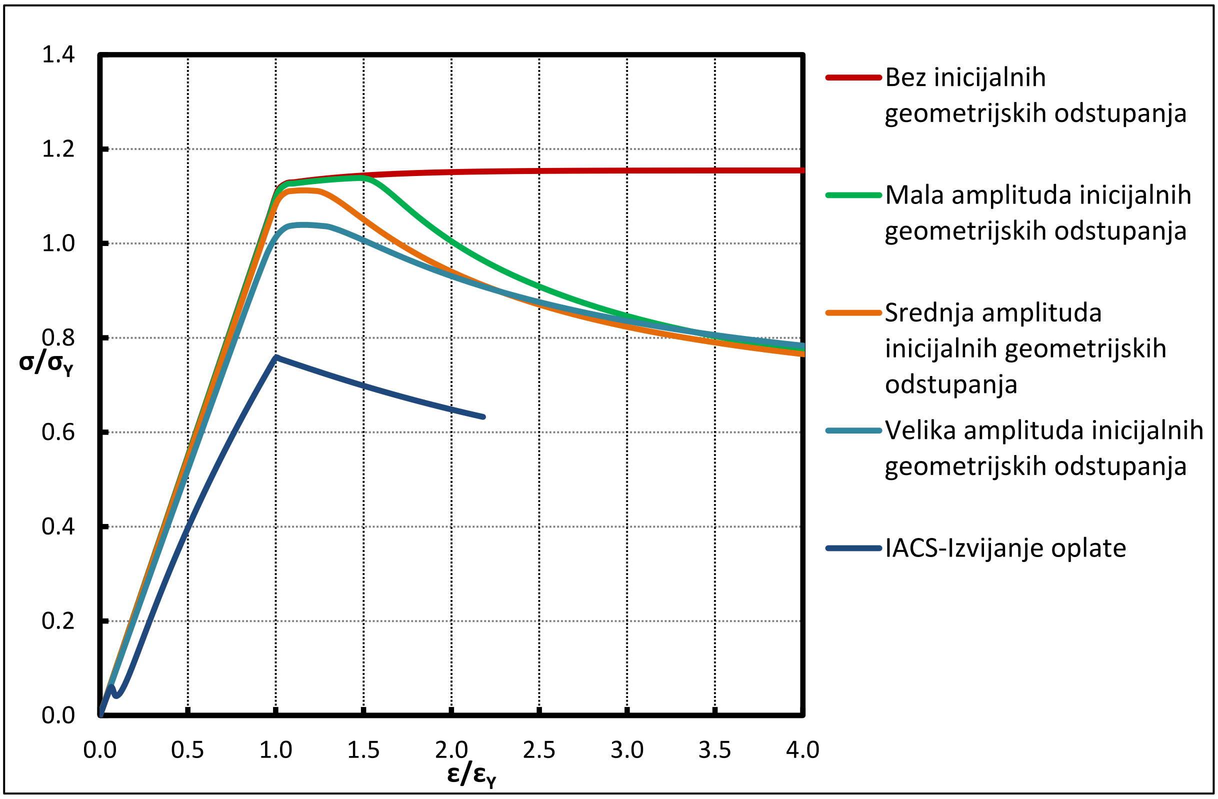

Slika 66. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 31



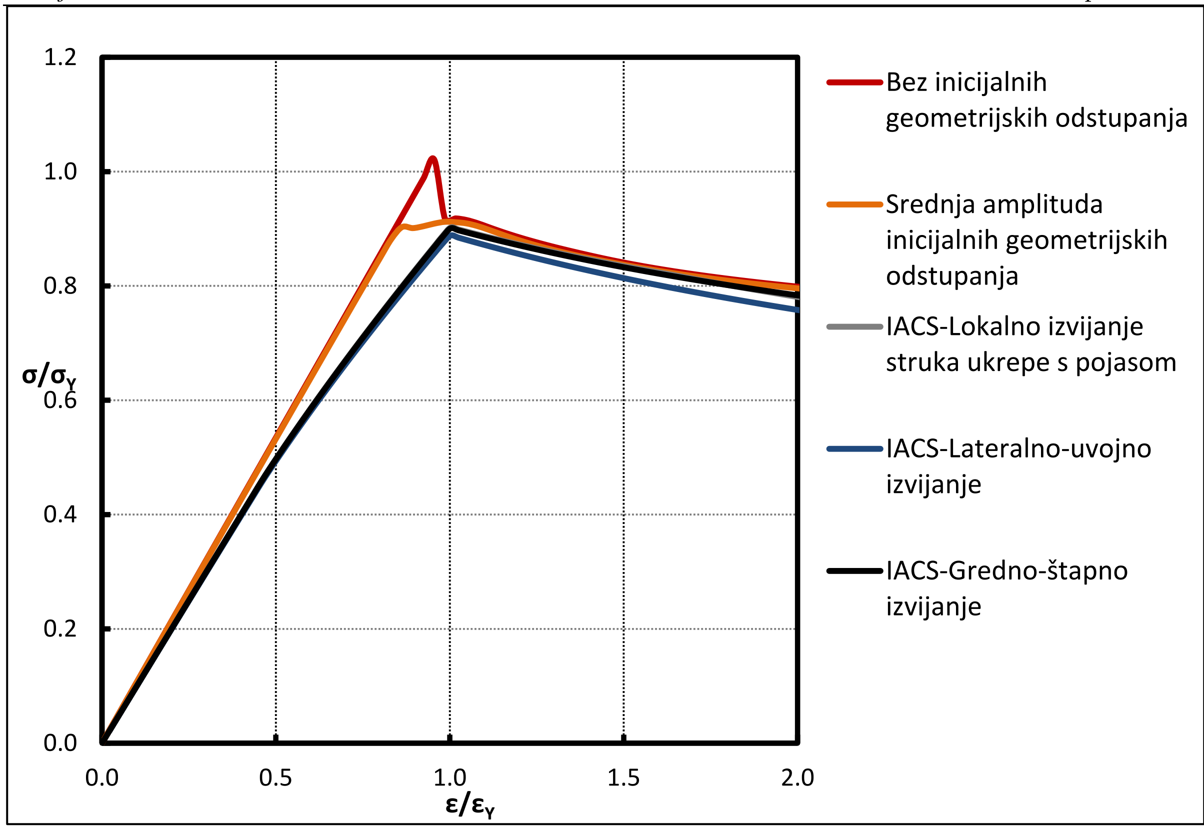

Slika 67. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 32



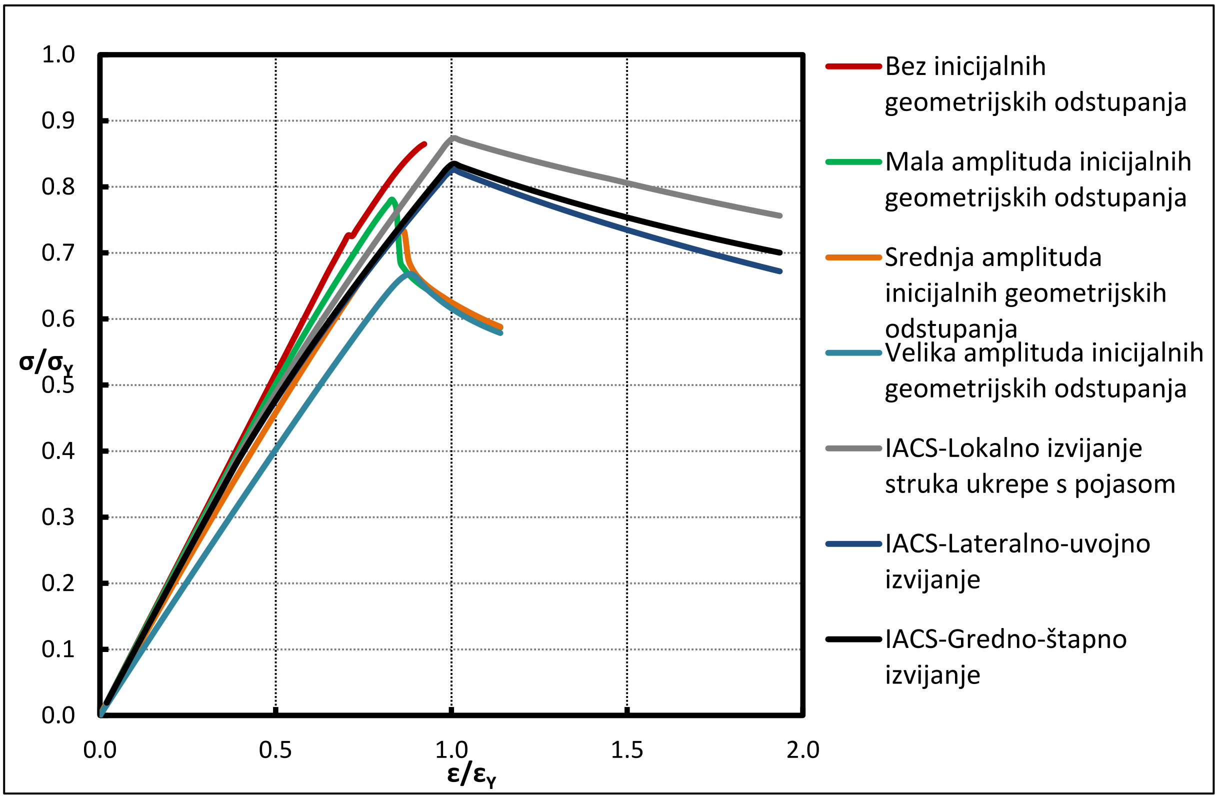

Slika 68. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 33



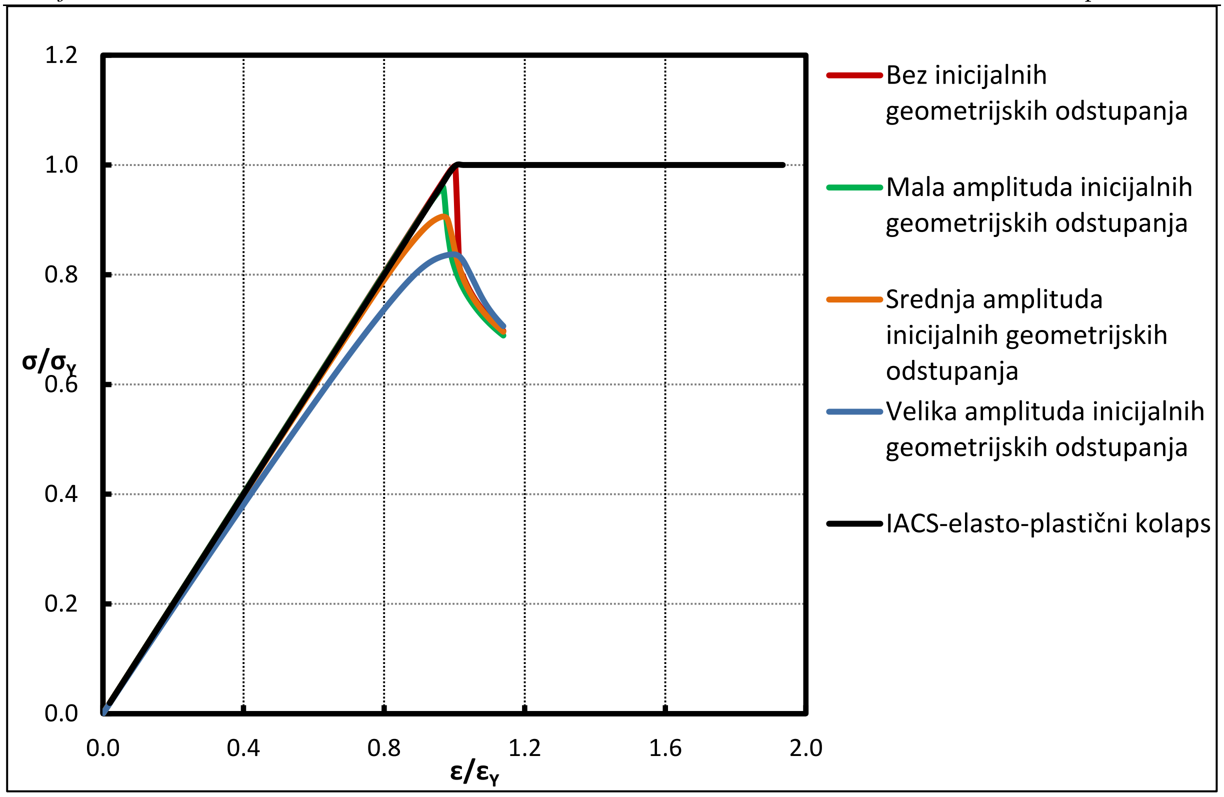

Slika 69. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 34



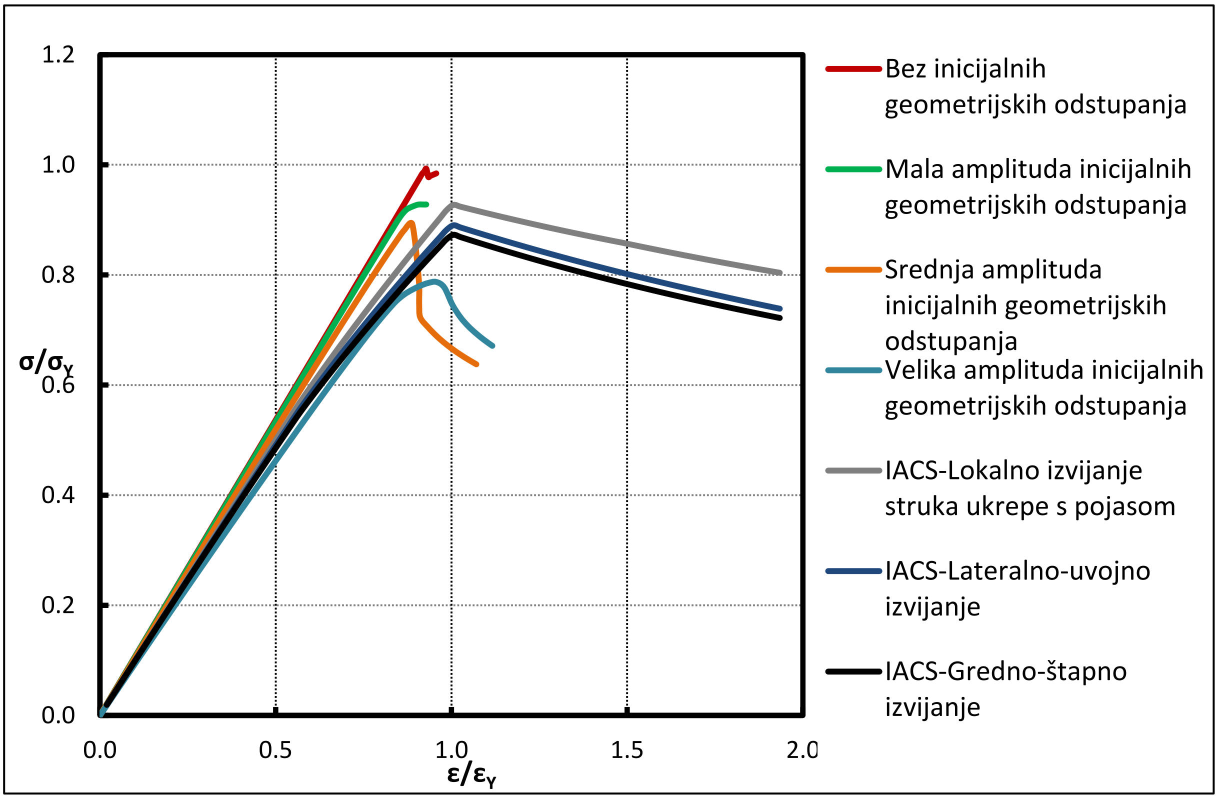

Slika 70. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 35



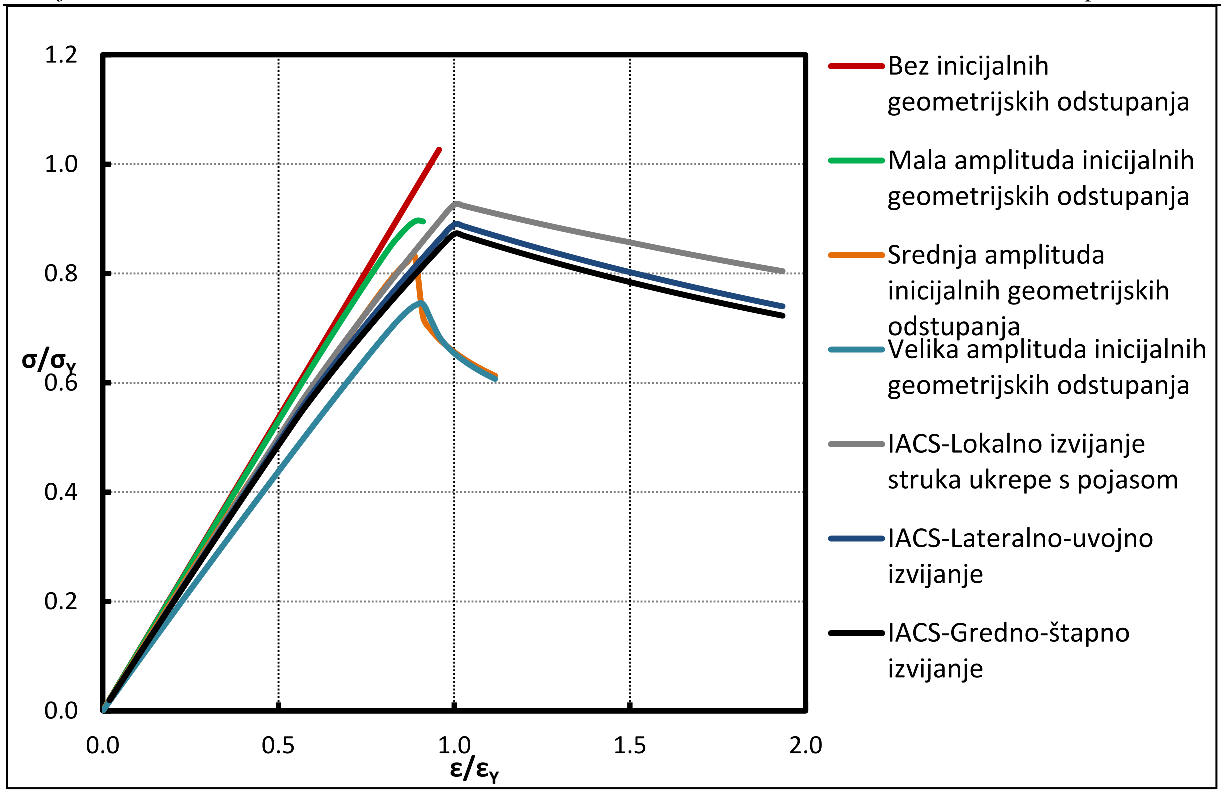

Slika 71. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 36



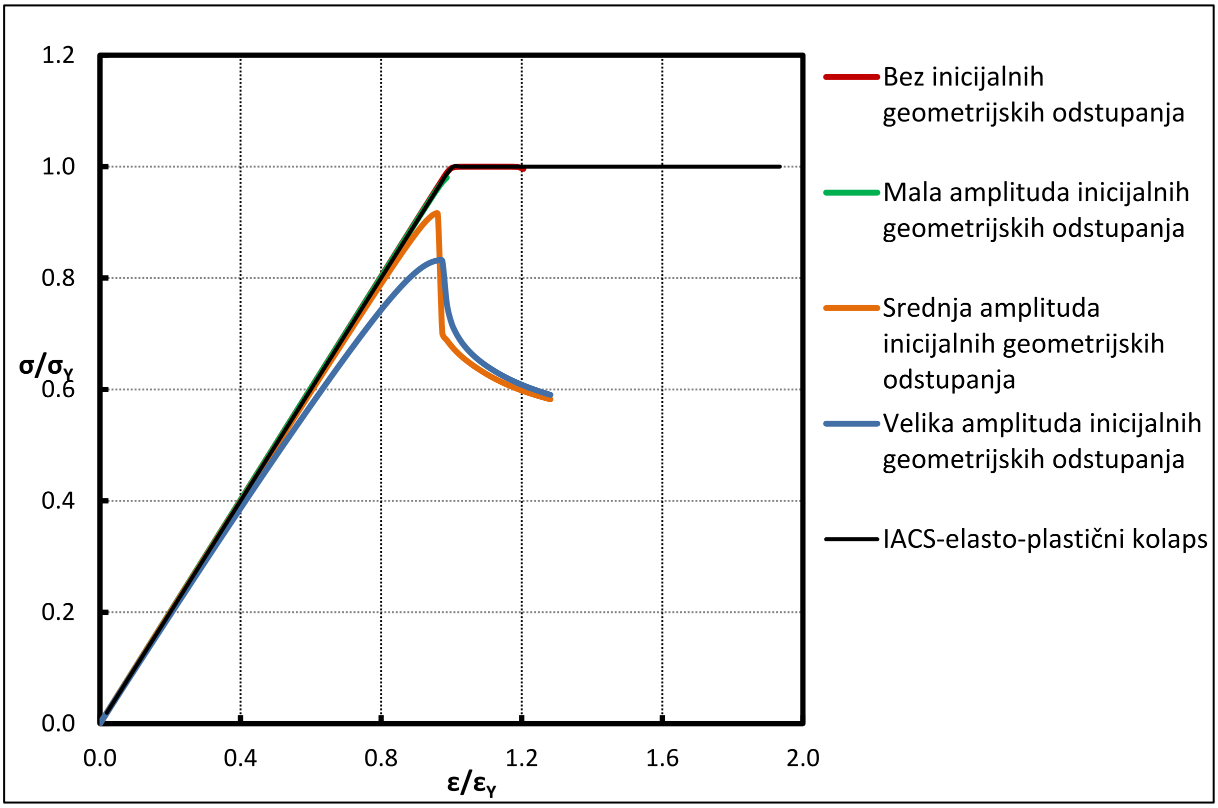

Slika 72. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 37



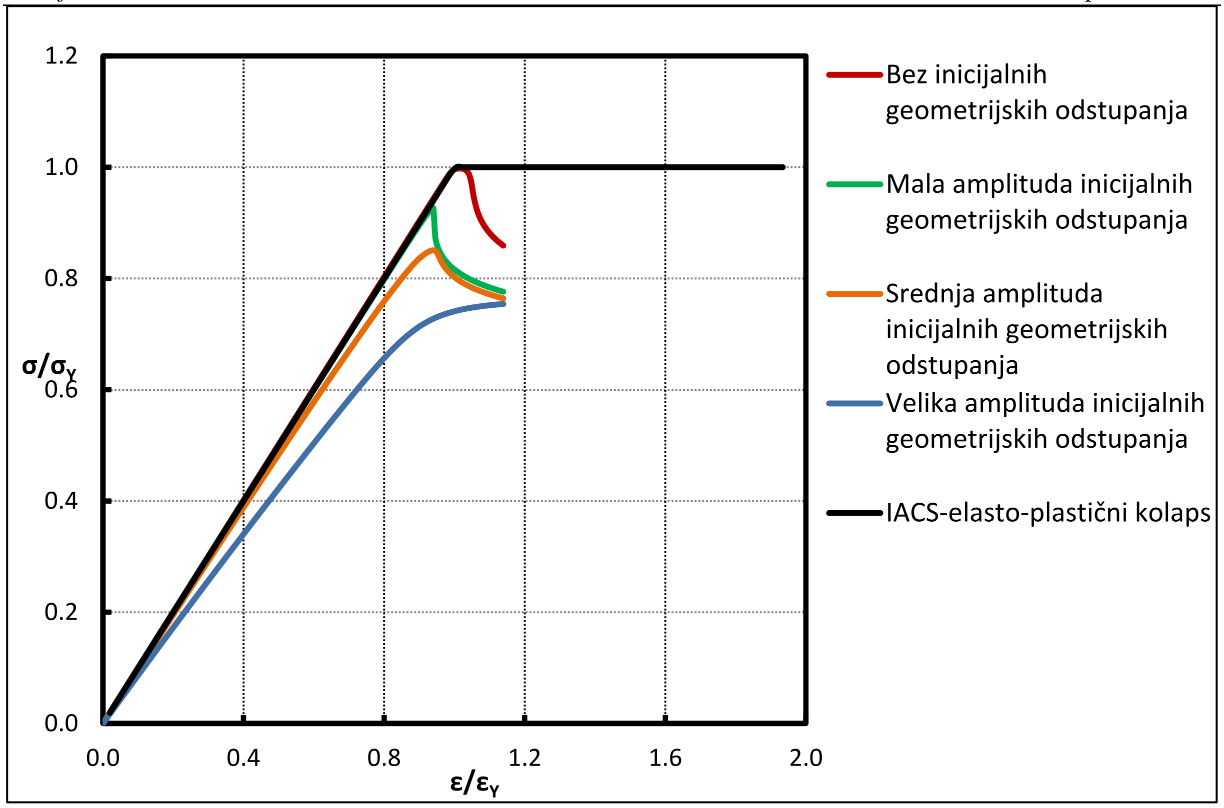

Slika 73. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 38



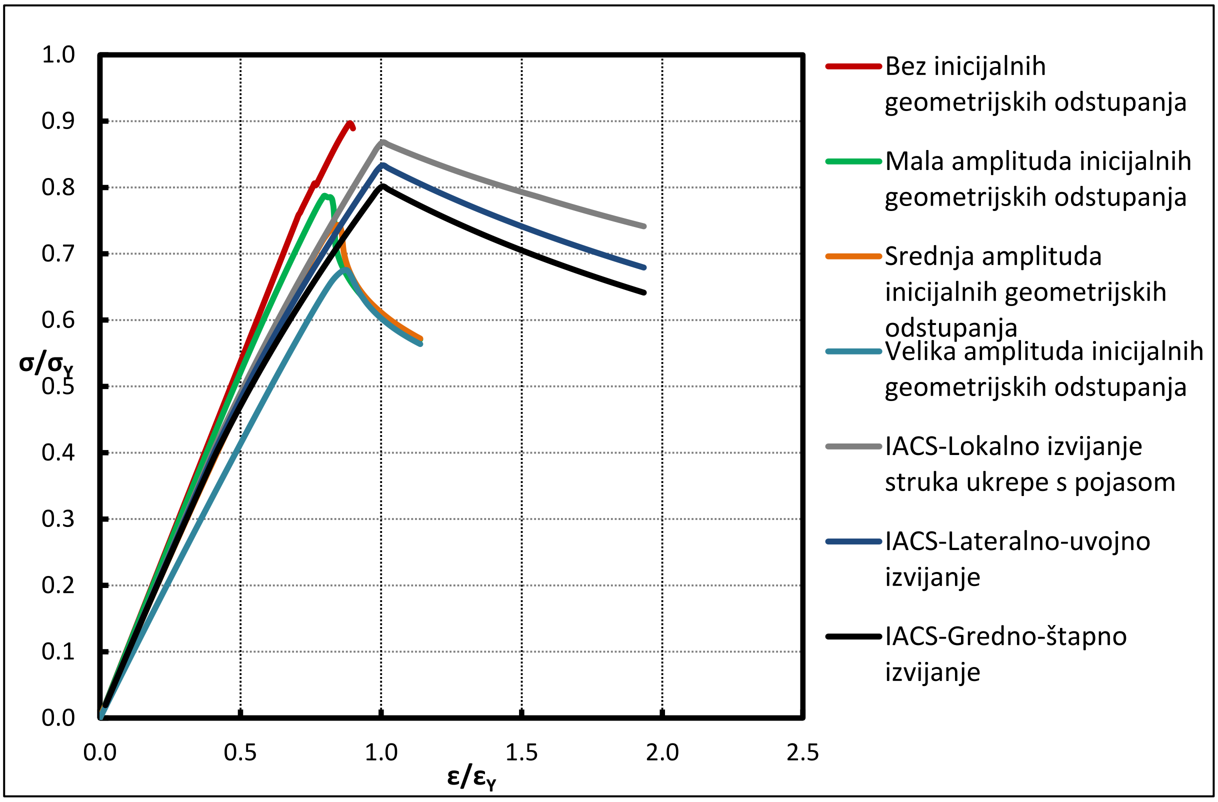

Slika 74. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 39



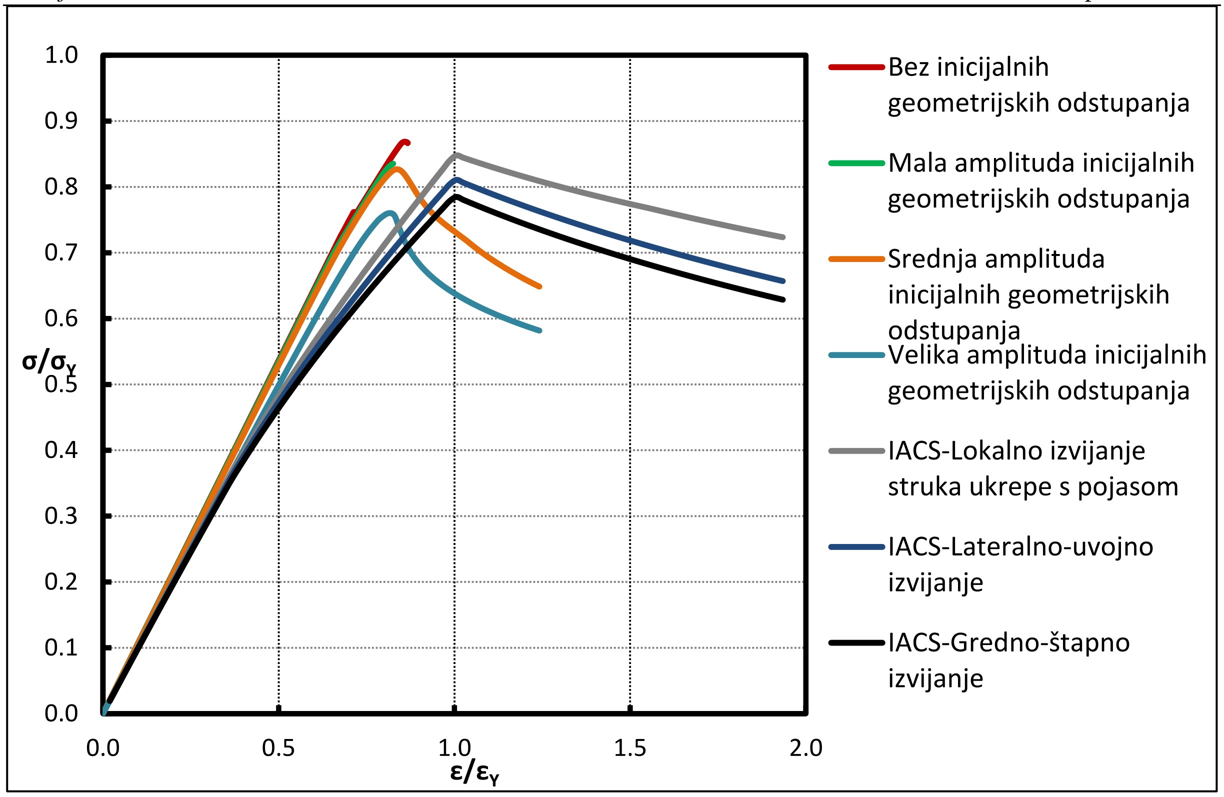

Slika 75. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 40



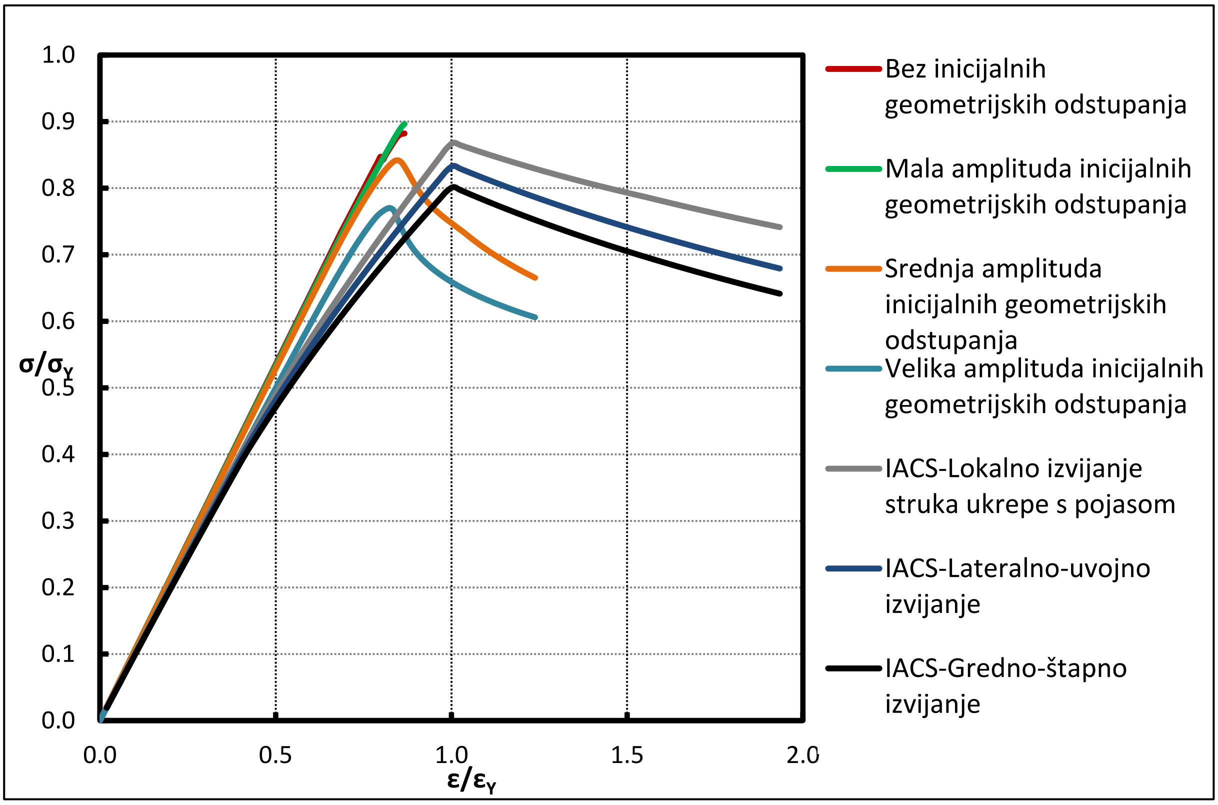

Slika 76. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 41



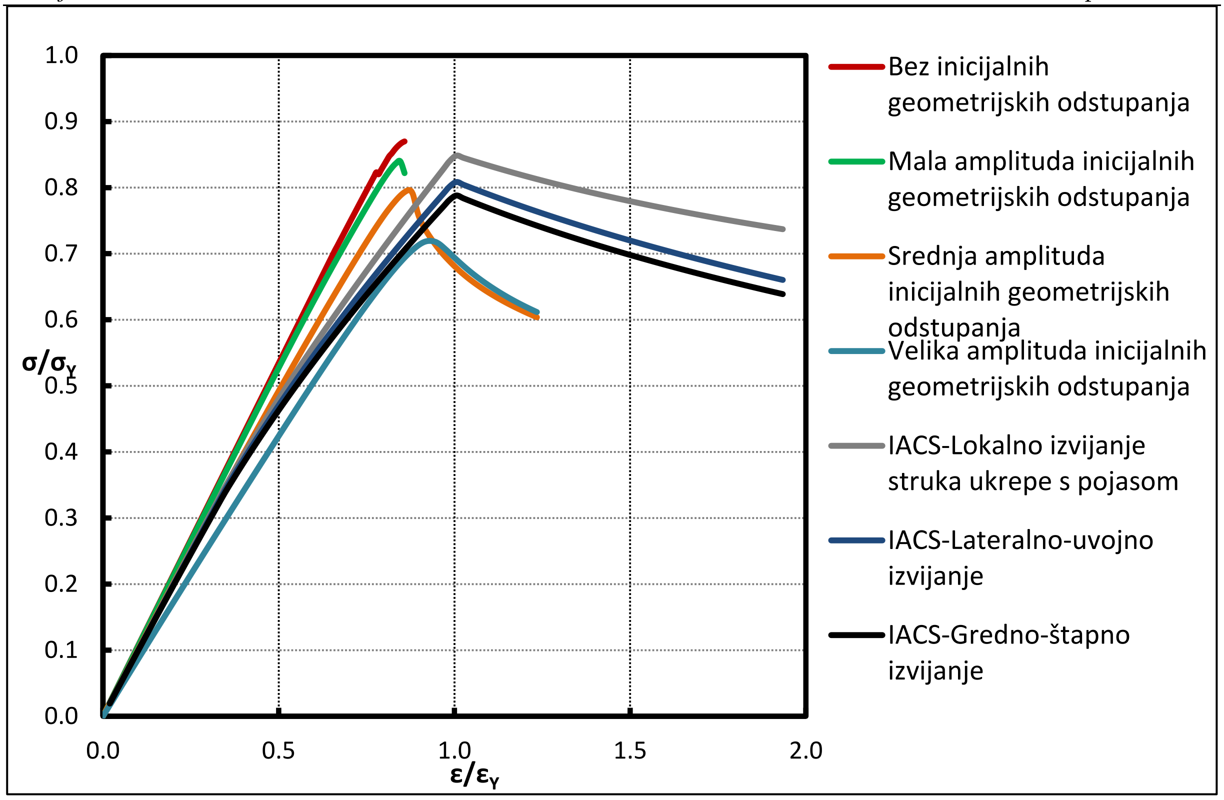

Slika 77. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 42



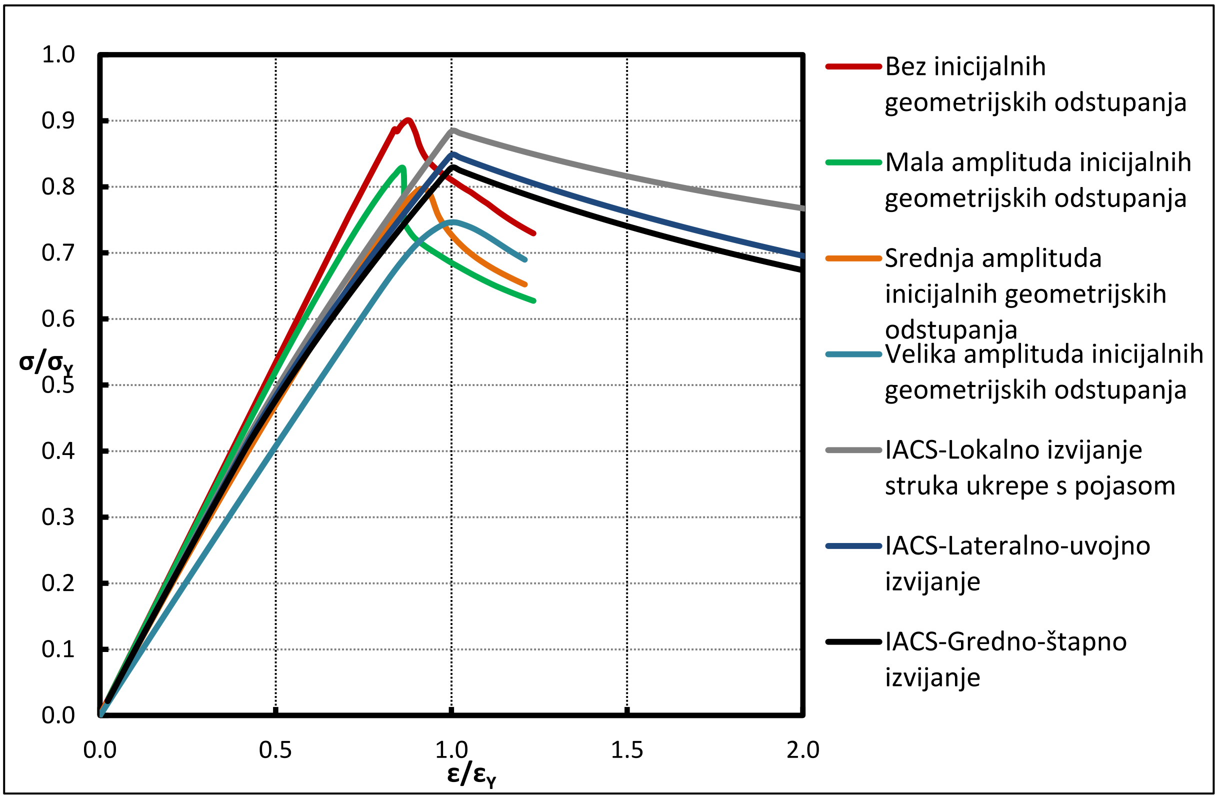

Slika 78. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 43



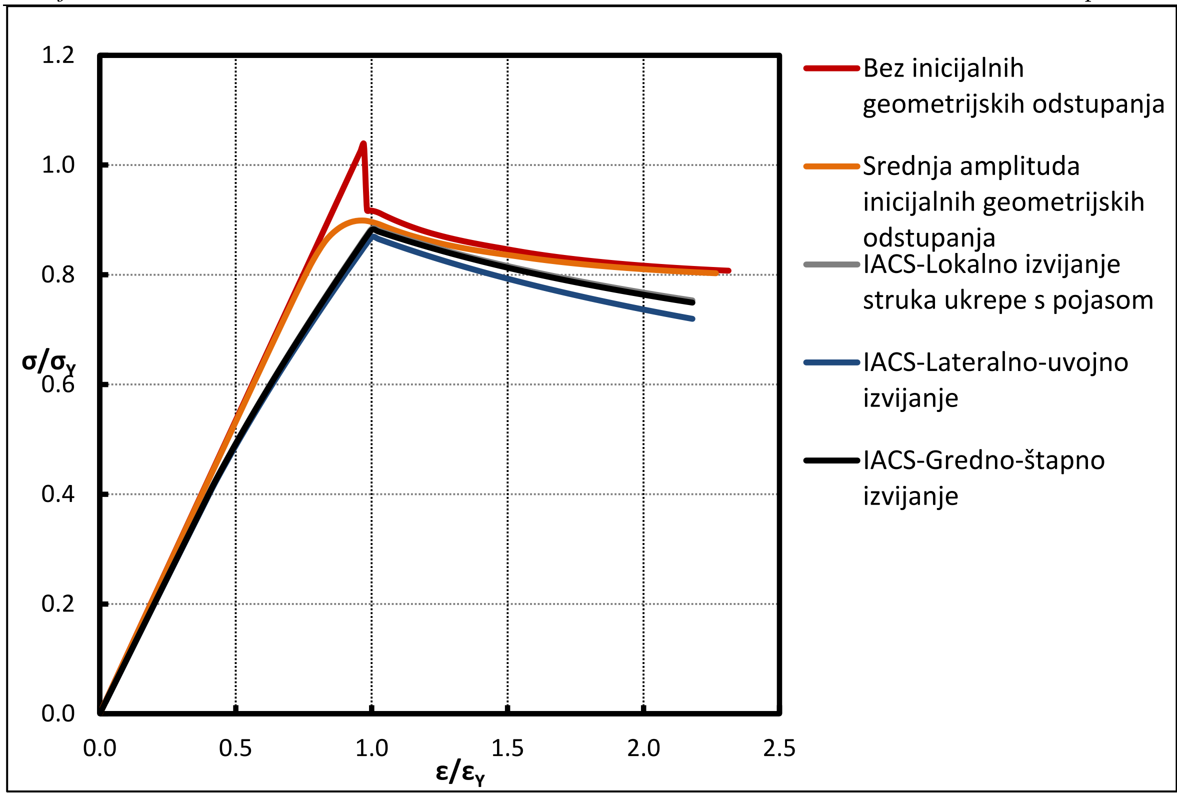

Slika 79. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 44



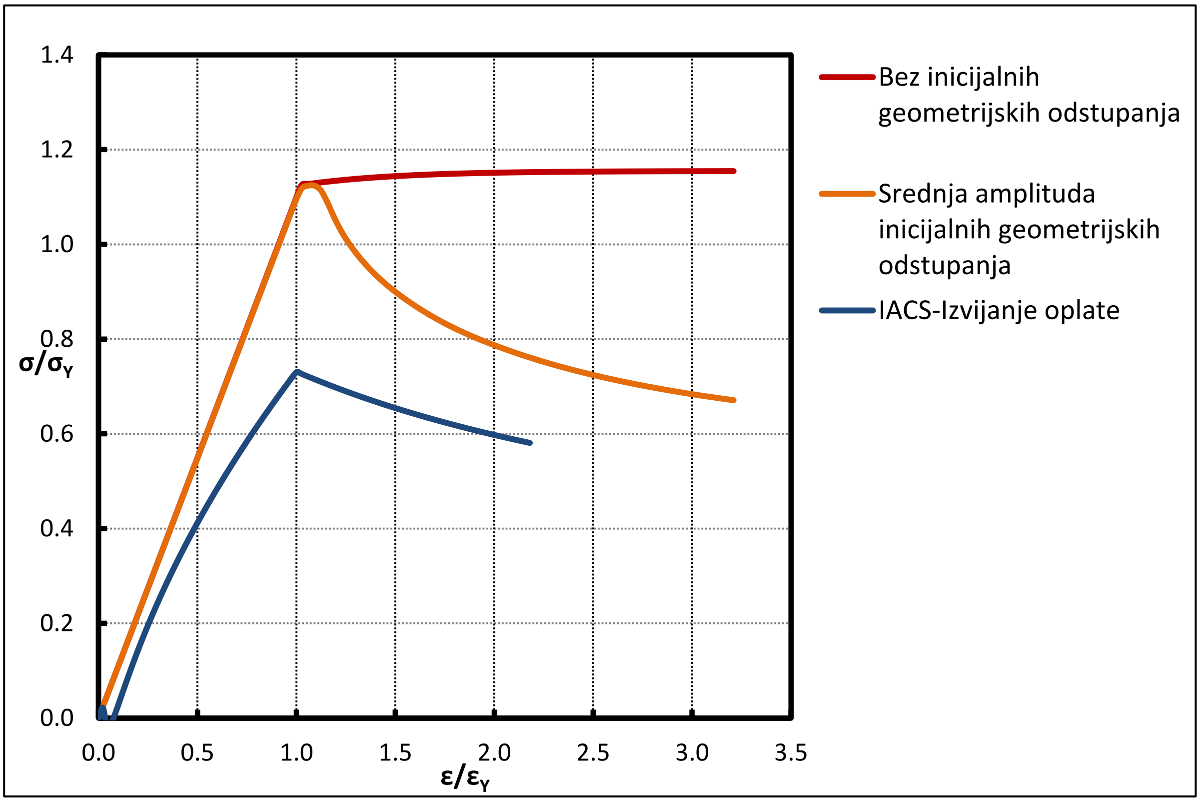

Slika 80. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 45



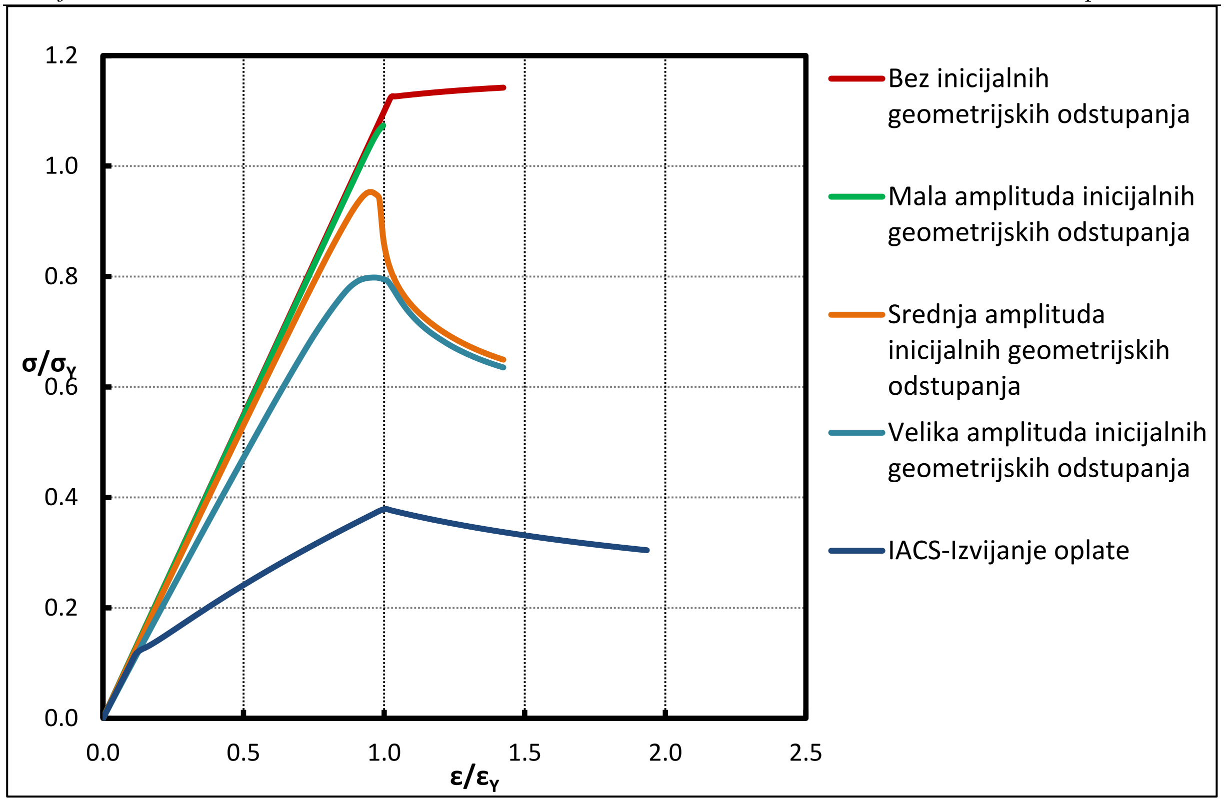

Slika 81. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 46



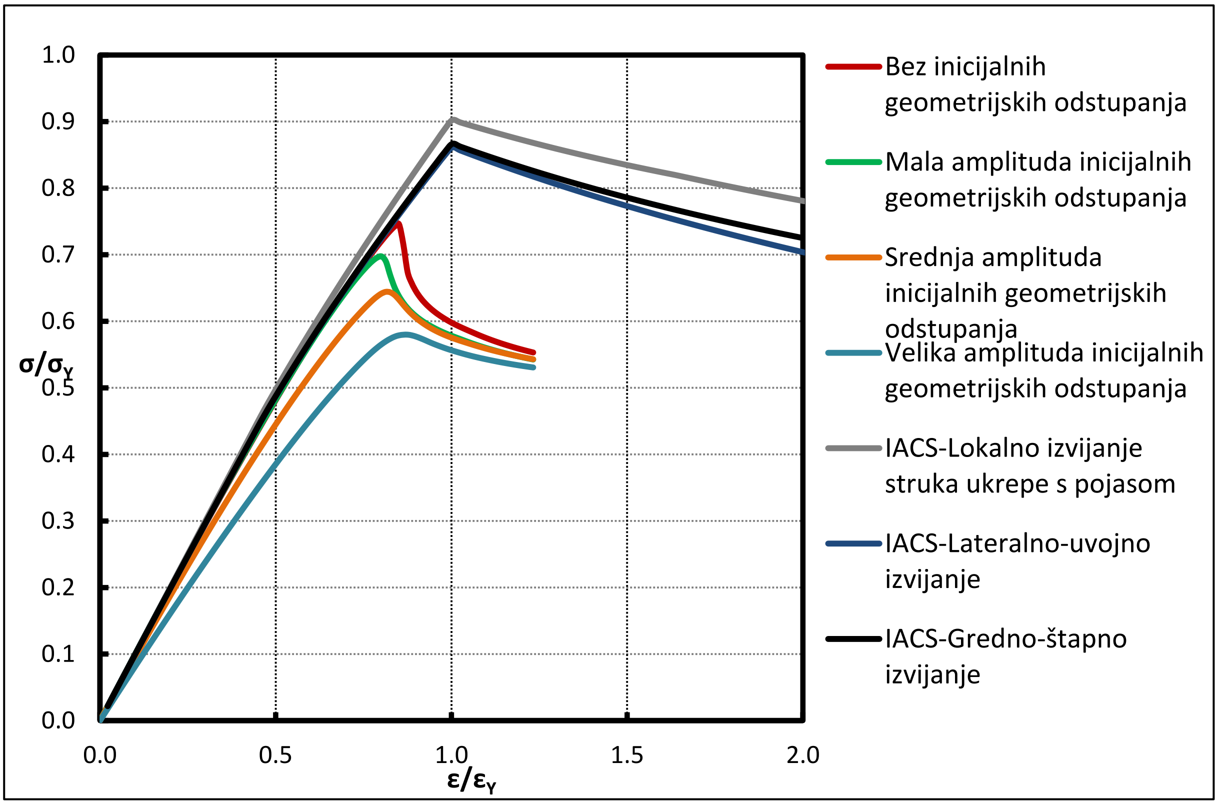

Slika 82. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 47




Slika 83. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 48




Slika 84. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 49




Slika 85. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 50

# II. IACS - Krivulje prosječno normalno naprezanje - prosječna linijska deformacija ($\sigma - \varepsilon$ krivulje)

## 1. Elasto – plastični kolaps (popuštanje)

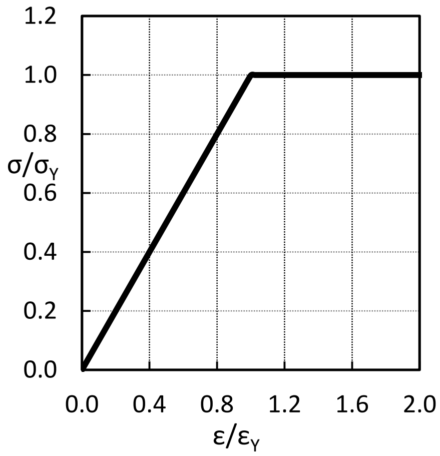
$\sigma_{xA} - \varepsilon_{xA}$ krivulja koja opisuje nosivost (uzdužno) vlačno i/ili tlačno opterećenih diskretnih elemenata sukladno ovom načinu kolapsa određena je sljedećom jednadžbom:

$$\sigma_{xA}^{E} = \Phi \sigma_{Y}$$

gdje je $\sigma_y$ ekvivalentna donja granica popuštanja izotropnog materijala razmatranog elementa. Ukoliko je materijal ukrepe različit od materijala sunosive širine oplate vrijedi:

$$\sigma_Y = \frac{\sigma_{Yp} A_p + \sigma_{Ys} A_s}{A_p + A_s}$$

gdje je $A_p$ površina poprečnog presjeka sunosive širine oplate $b$ $(A_p = bt_p), A_s$ je površina poprečnog presjeka ukrepe $\left(A_s = h_w t_w + b_f t_f\right)$, dok su $\sigma_{Yp}$ i $\sigma_{Ys}$ donje granice popuštanja izotropnih materijala oplate i ukrepe.




Slika 86. Primjer $\boldsymbol{\sigma} - \boldsymbol{\varepsilon}$ krivulje za elasto-plastični kolaps

$\Phi$ predstavlja deformacijski parametar definiran na sljedeći način:

$$\boldsymbol{\Phi} = \begin{cases} -\mathbf{1} & \boldsymbol{za} \quad \dfrac{\boldsymbol{\varepsilon_{xA}^{E}}}{\boldsymbol{\varepsilon_{Y}}} < -\mathbf{1} \\ \dfrac{\boldsymbol{\varepsilon_{xA}^{E}}}{\boldsymbol{\varepsilon_{Y}}} & \boldsymbol{za} \quad -\mathbf{1} \leq \dfrac{\boldsymbol{\varepsilon_{xA}^{E}}}{\boldsymbol{\varepsilon_{Y}}} \leq \mathbf{1} \\ \mathbf{1} & \boldsymbol{za} \quad \dfrac{\boldsymbol{\varepsilon_{xA}^{E}}}{\boldsymbol{\varepsilon_{Y}}} > \mathbf{1} \end{cases} \qquad (\mathbf{6}.1)$$

gdje je $\varepsilon_{xA}^{E}$ prosječna uzdužna deformacija razmatranog diskretnog elementa određena prema (2.6), dok je $\varepsilon_Y$ uzdužna linijska deformacija pri popuštanju:

$$\varepsilon_Y = \frac{\sigma_Y}{E}$$

$E -$ Youngov modul elastičnosti.

**2. Globalno gredno – štapno izvijanje**

$\sigma_{xA} - \varepsilon_{xA}$ krivulja koja opisuje nosivost (uzdužno) tlačno opterećenih greda tankostjenog presjeka sukladno ovom načinu kolapsa određena je sljedećom jednadžbom:

$$\boldsymbol{\sigma_{xA}^{E} = \Phi\sigma_C \frac{A_s + A_{pef}}{A_s + A_p}} \qquad (\mathbf{6}.2)$$

Gdje je $A_{pef}$ površina poprečnog presjeka sunosive širine oplate $b_{ef}(A_{pef} = b_{ef}t_p)$, pri čemu se sunosiva širina oplate $b_{ef}$ određuje na sljedeći način:

$$b_{ef} = \begin{cases} b\left(\dfrac{2.25}{\beta_{ef}} - \dfrac{1.25}{\beta_{ef}^2}\right) & za \;\; \beta_{ef} > 1.25 \\ b & za \; \beta_{ef} \leq 1.25 \end{cases}$$

gdje je $\beta_{ef}$ vitkost oplate širine $b$:

$$\beta_{ef} = \frac{b}{t_p}\sqrt{\frac{\varepsilon_{xA}^{E}\sigma_{Yp}}{\varepsilon_Y E}}$$

$\Phi$ predstavlja deformacijski parametar definiran prema (6.1), dok je $\sigma_C$ kritično normalno naprezanje korigirano za utjecaj plastičnosti prema Johnson-Ostenfeldovoj korekciji sa razdjelnom točkom na $\sigma_Y/2$:

$$\sigma_C = \begin{cases} \dfrac{\sigma_E \varepsilon_Y}{\varepsilon_{xA}^{E}} & za \;\; \sigma_E \leq \dfrac{\sigma_Y}{2}\dfrac{\varepsilon_{xA}^{E}}{\varepsilon_Y} \\ \sigma_Y\left(1 - \dfrac{\sigma_Y}{4\sigma_E}\dfrac{\varepsilon_{xA}^{E}}{\varepsilon_Y}\right) & za \; \sigma_E > \dfrac{\sigma_Y}{2}\dfrac{\varepsilon_{xA}^{E}}{\varepsilon_Y} \end{cases}$$

gdje je $\sigma_Y$ ekvivalentna donja granica popuštanja izotropnog materijala razmatranog elemenata definirana na sljedeći način:

$$\sigma_Y = \frac{\sigma_{Yp} A_{pe} z_{pe} + \sigma_{Ys} A_{se} z_{se}}{A_{pe} z_{pe} + A_{se} z_{se}}$$

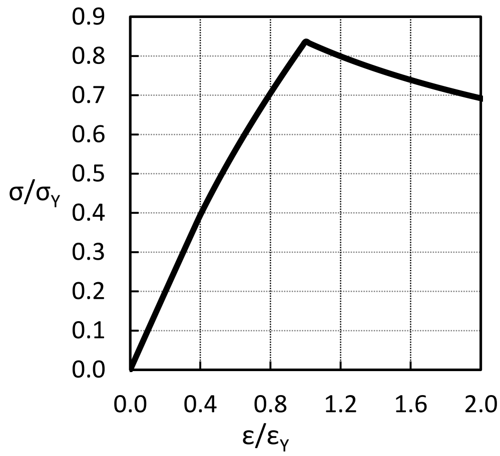
Pri tome je $A_{pe}$ efektivna površina poprečnog presjeka oplate s obzirom na sunosivu širinu oplate $b_e (A_{pe} = b_e t_p)$, $z_{pe}$ je udaljenost položaja osi inercije ukrepe sa sunosivom širinom oplate $b_e$ s obzirom na najudaljeniji sloj oplate, $z_{se}$ je udaljenost sa sunosivom širinom oplate $b_e$ s obzirom na najudaljeniji sloj pojasa ukrepe. Sunosiva širina oplate $b_e$ određuje se na sljedeći način:

$$b_e = \begin{cases} \dfrac{b}{\beta_{ef}} & za \;\; \beta_{ef} > 1 \\ b & za \; \beta_{ef} \leq 1 \end{cases}$$

$\sigma_E$ predstavlja Eulerovo kritično normalno naprezanje pri štapnom izvijanju:

$$\sigma_E = \frac{\pi^2 E I^E}{\left(A_p + A_s\right)(l^E)^2}$$

gdje je $I^E$ moment inercije ukrepe sa sunosivom širinom oplate $b_e$ s obzirom na relevantnu os inercije razmatranog elementa, dok je $l^E$ uzdužni raspon razmatranog elementa.




Slika 87. Primjer $\boldsymbol{\sigma - \varepsilon}$ krivulje za globalno gredno – štapno izvijanje

### 3. Globalno lateralno-uvojno izvijanje

$\sigma_{xA} - \varepsilon_{xA}$ krivulja koja opisuje nosivost (uzdužno) tlačno opterećenih greda tankostjenog presjeka sukladno ovom načinu kolapsa određena je sljedećom jednadžbom:

$$\sigma_{xA}^{E} = \Phi \frac{A_s \sigma_{CT} + A_p \sigma_{CP}}{A_s + A_p} \tag{6.3}$$

gdje je $\Phi$ deformacijski parametar definiran prema (6.1), dok je $\sigma_{CT}$ kritično normalno naprezanje korigirano za utjecaj plastičnosti prema Jonhson - Ostenfeldovoj korekciji:

$$\sigma_{CT} = \begin{cases} \dfrac{\sigma_{ET} \varepsilon_Y}{\varepsilon_{xA}^{E}} & za\ \sigma_{ET} \leq \dfrac{\sigma_{Ys}}{2} \dfrac{\varepsilon_{xA}^{E}}{\varepsilon_Y} \\ \sigma_{Ys} \left(1 - \dfrac{\sigma_{Ys}}{4\sigma_{ET}} \dfrac{\varepsilon_{xA}^{E}}{\varepsilon_Y}\right) & za\ \sigma_{ET} > \dfrac{\sigma_{Ys}}{2} \dfrac{\varepsilon_{xA}^{E}}{\varepsilon_Y} \end{cases}$$

gdje je $\sigma_{ET}$ Eulerovo kritično normalno naprezanje pri uvojnom izvijanju:

$$\sigma_{ET} = \frac{E}{I_P} \left( \frac{\pi^2 I_W}{(l^E)^2} \Theta + 0.385 I_T \right)$$

gdje je $I_P$ polarni moment inercije ukrepe, $I_T$ je St. Vernantov moment inercije ukrepe, dok je $I_W$ moment vitoperenja ukrepe. Definicije $I_P, I_T, I_W$ za neke vrste profila ukrepe prikazuje sljedeća tablica (Tablica 13.). Pri tome su $A_w$ i $A_f$ površine poprečnih presjeka struka i pojasa ukrepe ($A_w = h_w t_w$ ; $A_f = b_f t_f$ ), dok je $e_f = h_w + t_f /2$).

Tablica 13. Relevantne geometrijske karakteristike profila ukrepe pri uvijanju

| Profil ukrepe | $I_P$ | $I_T$ | $I_W$ |
|---|---|---|---|
| I-profil (bez pojasa) | $\frac{h_w^3 t_w}{3}$ | $\frac{h_w t_w^3}{3}\left(1 - 0.63 \frac{t_w}{h_w}\right)$ | $\frac{h_w^3 t_w^3}{36}$ |
| L/HP profil | | $\frac{h_w t_w^3}{3}\left(1 - 0.63 \frac{t_w}{h_w}\right)$ | $\frac{A_f e_f^2 b_f^2}{12}\left(\frac{A_f + 2.6A_f}{A_f + A_w}\right)$ |
| | $\frac{A_w h_w^2}{3} + A_f e_f^2$ | + | |
| T-profil | | $\frac{h_f t_f^3}{3}\left(1 - 0.63 \frac{t_f}{b_f}\right)$ | $\frac{b_f^3 t_f e_f^2}{12}$ |

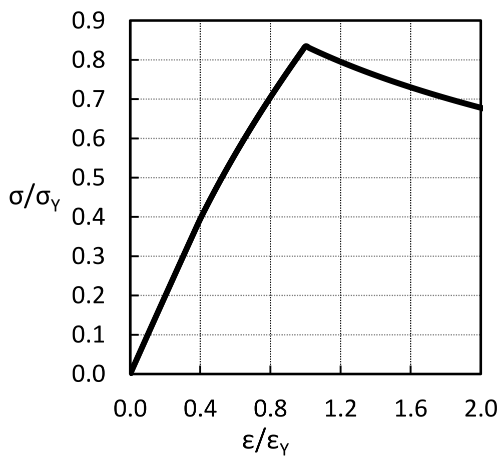
Θ je bezdimenzijski parametar definiran na sljedeći način:

$$\Phi = 1 + \sqrt{\frac{(l^E)^4}{\frac{3}{4}\pi^4 I_W\left(\frac{b}{t_p^3} + \frac{4h_w}{3t_w^3}\right)}}$$

$\sigma_{CP}$ predstavlja kritično normalno naprezanje sunosive oplate definirano na sljedeći način:

$$\sigma_{CP} = \begin{cases} \sigma_{YP}\left(\frac{2.25}{\beta_{ef}} - \frac{1.25}{\beta_{ef}^2}\right) & za\ \beta_{ef} > 1.25 \\ \sigma_{YP} & za\ \beta_{ef} \leq 1.25 \end{cases}$$

gdje je $\beta_{ef}$ vitkost oplate definirana u prethodnom odjeljku.




Slika 88. Primjer $\boldsymbol{\sigma} - \boldsymbol{\varepsilon}$ krivulje za globalno lateralno-uvojno izvijanje

## 4. Lokalno izvijanje struka ukrepe s pojasom

$\sigma_{xA} - \varepsilon_{xA}$ krivulja koja opisuje nosivost (uzdužno) tlačno opterećenih greda tankostjenog presjeka (s pojasom) sukladno ovom načinu kolapsa određena je sljedećom jednadžbom:

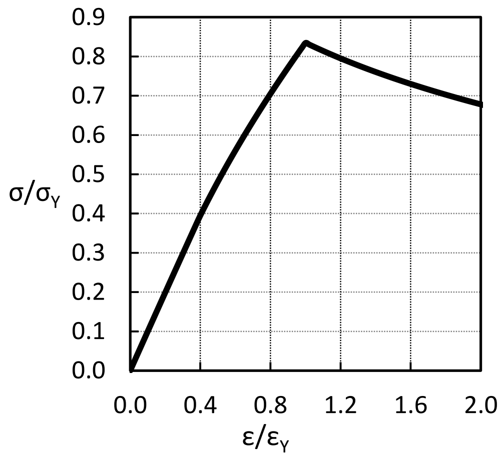
$$\sigma_{xA}^E = \Phi \frac{b_{ef} t_p \sigma_{Yp} + \left(h_{we} t_w + A_f\right)\sigma_{Ys}}{A_p + A_s} \tag{6.4}$$

Pri tome Φ predstavlja deformacijski parametar definiran prema (6.1), dok je $h_{we}$ efektivna visina struka ukrepe, definirana na sljedeći način:

$$h_{we} = \begin{cases} h_w\left(\frac{2.25}{\beta_w} - \frac{1.25}{\beta_w^2}\right) & za\ \beta_w > 1.25 \\ h_w & za\ \beta_w \leq 1.25 \end{cases}$$

gdje je $\beta_w$ vitkost struka definirana na sljedeći način:

$$\beta_w = \frac{h_w}{t_w}\sqrt{\frac{\varepsilon_{xA}^E \sigma_{Ys}}{\varepsilon_Y E}}$$




Slika 89. Primjer $\boldsymbol{\sigma} - \boldsymbol{\varepsilon}$ krivulje za lokalno izvijanje struka ukrepe s pojasom

## 5. Lokalno izvijanje struka ukrepe bez pojasa

$\sigma_{xA} - \varepsilon_{xA}$ krivulja koja opisuje nosivost (uzdužno) tlačno opterećenih greda tankostjenog presjeka (bez pojasa) sukladno ovom načinu kolapsa određena je sljedećom jednadžbom:

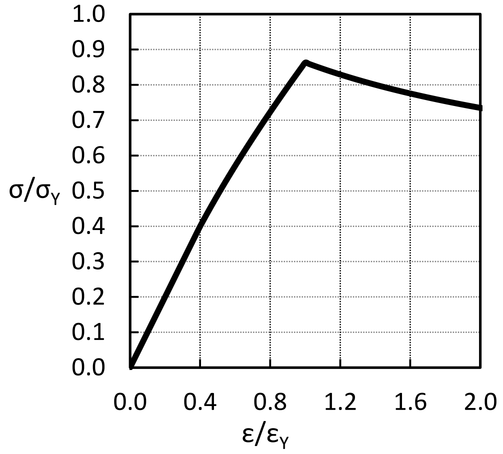
$$\sigma_{xA}^E = \Phi \frac{A_p \sigma_{CP} + A_s \sigma_{CL}}{A_p + A_s} \tag{6.5}$$

Pri tome $\Phi$ predstavlja deformacijski parametar definiran prema (6.1), $\sigma_{CP}$ je kritično normalno naprezanje sunosive oplate definirano u odjeljku 3., dok je $\sigma_{CL}$ kritično normalno naprezanje korigirano za utjecaj plastičnosti prema Johnson – Ostenfeldovoj korekciji:

$$\sigma_{CL} = \begin{cases} \dfrac{\sigma_{EL}\varepsilon_Y}{\varepsilon_{xA}^E} & za\ \sigma_{EL} \le \dfrac{\sigma_{Ys}}{2}\dfrac{\varepsilon_{xA}^E}{\varepsilon_Y} \\ \sigma_{Ys}\left(1 - \dfrac{\sigma_{Ys}}{4\sigma_{EL}}\dfrac{\varepsilon_{xA}^E}{\varepsilon_Y}\right) & za\ \sigma_{EL} > \dfrac{\sigma_{Ys}}{2}\dfrac{\varepsilon_{xA}^E}{\varepsilon_Y} \end{cases}$$

gdje je $\sigma_{EL}$ Eulerovo kritično normalno naprezanje pri lokalnom izvijanju struka ukrepe:

$$\sigma_{EL} = 160000\left(\frac{t_w}{h_w}\right)^2$$



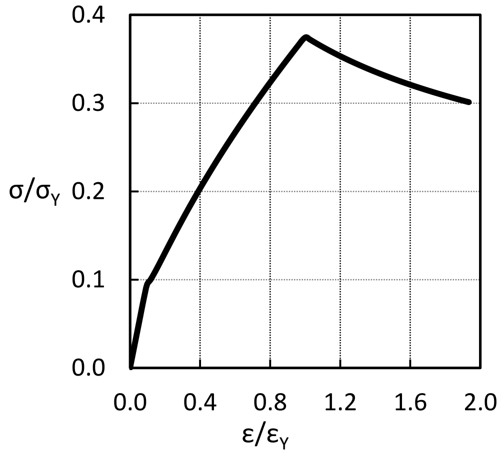

Slika 90. Primjer $\boldsymbol{\sigma} - \boldsymbol{\varepsilon}$ krivulje za lokalno izvijanje struka ukrepe bez pojasa

## 6. Izvijanje oplate

$\sigma_{xA} - \varepsilon_{xA}$ krivulja koja opisuje nosivost (uzdužno) tlačno opterećene poprečno orebrene oplate određena je sljedećom jednadžbom:

$$\sigma_{xA}^{E} = MIN \begin{cases} \Theta\sigma_{Yp} \\ \Theta\sigma_{Yp}\left[\frac{b}{l^E}\left(\frac{2.25}{\beta_{ef}} - \frac{1.25}{\beta_{ef}^2}\right) + 0.1\left(1 - \frac{b}{l^E}\right)\left(1 + \frac{1}{\beta_{ef}^2}\right)^2\right] \end{cases}$$

Pri tome Φ predstavlja deformacijski parametar definiran prema (6.1), dok je $\beta_{ef}$ vitkost oplate definirana u odjeljku 2.




Slika 91. Primjer $\boldsymbol{\sigma} - \boldsymbol{\varepsilon}$ krivulje za izvijanje poprečno orebrene oplate