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

Bičak, Mateja

Master's thesis / Diplomski rad

2014

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

Permanent link / Trajna poveznica: https://urn.nsk.hr/urn:nbn:hr:235:155815

Rights / Prava: In copyright / Zaštićeno autorskim pravom.

Download date / Datum preuzimanja: **2024-03-29**

Repository / Repozitorij:

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







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 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

Sadržaj I
Popis slika II
Popis tablica V
Popis oznaka VI
Sažetak VIII
Summary IX
1. Uvod 1
1.1. Uzdužna granična čvrstoća 1
1.2. Metode analize granične čvrstoće 2
2. Teorijske osnove inkrementalno iterativne metode analize uzdužne granične čvrstoće 4
2.1. Teorijske osnove 4
2.2. Diskretizacija modela 7
2.3. Krivulje naprezanje - deformacija $\boldsymbol{\sigma - \varepsilon}$ prema IACS-u 8
2.4. Dijagram toka algoritma metode 9
2.5. Granični momenti savijanja i kolapsna sekvenca 10
3. Određivanje NLMKE $\boldsymbol{\sigma - \varepsilon}$ krivulja 12
3.1. Geometrijski i materijalno nelinearna analiza 12
3.1.1. Inicijalna geometrijska odstupanja 13
3.1.2. Definiranje rubnih uvjeta i opterećenja 15
3.2. Analiza modela 18
3.3. Usporedba IACS CSR krivulja s dobivenim NLMKE $\boldsymbol{\sigma - \varepsilon}$ krivuljama 22
4. Analiza progresivnog kolapsa trupa broda 28
4.1. Izrada strukturnog modela glavnog rebra broda za rasuti teret 28
4.2. Određivanje graničnih momenata savijanja i kolapsna sekvenca zasnovana na IACS-ovim $\boldsymbol{\sigma - \varepsilon}$ krivuljama 29
4.3. Određivanje graničnih momenata savijanja i kolapsna sekvenca zasnovana na NLMKE $\boldsymbol{\sigma - \varepsilon}$ krivuljama 35
4.4. Usporedba rezultata 40
5. Zaključak 42
LITERATURA 43
PRILOZI 44

Popis slika

Slika 1. Ovisnost momenta savijanja o zakrivljenosti trupa [4] 3
Slika 2. Savijanje Euler-Bernoullijeve grede [1] 4
Slika 3. Pravila diskretizacije [2] 7
Slika 4. Dijagram toka algoritma metode analize progresivnog kolapsa [1] 10
Slika 5. Primjer $M - \kappa$ dijagrama progresivnog kolapsa glavnog rebra broda za prijevoz rasutog tereta 11
Slika 6. Primjer progresivnog kolapsa glavnog rebra: a) Neoštećeno stanje; b) 0.95 M_{UH} 11
Slika 7. Idealizacija inicijalnih geometrijskih odstupanja ukrepljenog panela [1] 13
Slika 8. Rubni uvjeti NLMKE modela diskretnih sastavnih elemenata ukrepe s pridruženom širinom oplate [1] 15
Slika 9. Rubni uvjeti NLMKE modela diskretnih sastavnih elemenata krutih kutova [1]..... 16
Slika 10. Rubni uvjeti NLMKE modela diskretnih sastavnih elemenata poprečno orebrenih oplata [1]..... 17
Slika 11. Skica glavnog rebra s diskretnim elementima 18
Slika 12. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 7 (u dnu).. 22
Slika 13. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 13 (u dvodnu) 23
Slika 14. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 26 (na boku) 23
Slika 15. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 38 (na palubi)..... 24
Slika 16.Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 21 (donji bočni tank)..... 24
Slika 17. Relativno odstupanje rezultata dobivenih NLMKE od IACS-a za izvijanje oplate 25
Slika 18. Relativno odstupanje rezultata dobivenih NLMKE od IACS-a za elasto-plastični kolaps..... 25
Slika 19. Relativno odstupanje rezultata dobivenih NLMKE od IACS-a za gredno-štapno izvijanje 26
Slika 20. Relativno odstupanje rezultata dobivenih NLMKE od IACS-a za lateralno-uvojno izvijanje 26
Slika 21. Relativno odstupanje rezultata dobivenih NLMKE od IACS-a za lokalno izvijanje struka ukrepe 26
Slika 22. Model glavnog rebra u Maestru..... 28
Slika 23. Dijagram odnosa momenta savijanja i zakrivljenosti $M - \kappa$ dijagram (IACS)..... 29
Slika 24. Raspodjela naprezanja po visini (IACS): a) u stanju pregiba; b) u stanju progiba.. 29
Slika 25. Kolapsna sekvenca za slučaj pregiba (IACS) 30
Slika 26. Kolapsna sekvenca glavnog rebra u stanju pregiba (IACS) 32
Slika 27. Kolapsna sekvenca za slučaj progiba (IACS)..... 33
Slika 28. Kolapsna sekvenca glavnog rebra u stanju progiba (IACS) 34
Slika 29. Dijagram odnosa momenta savijanja i zakrivljenosti $M - \kappa$ dijagram (NLMKE).. 35
Slika 30. Raspodjela naprezanja po visini (NLMKE): a) u stanju pregiba; b) u stanju progiba 35
Slika 31. Kolapsna sekvenca za slučaj pregiba (NLMKE) 36
Slika 32. Kolapsna sekvenca glavnog rebra u stanju pregiba (NLMKE): 37
Slika 33. Kolapsna sekvenca za slučaj progiba (NLMKE)..... 38

Slika 34.Kolapsna sekvenca glavnog rebra u stanju progiba (NLMKE) 39
Slika 35. Dijagram odnosa momenta savijanja i zakrivljenost određen uz korištenje IACS-ovih krivulja i NLMKE krivulja za stanje: a) pregiba; b) progiba 40
Slika 36. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 1 44
Slika 37. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 2 44
Slika 38. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$krivulja diskretnog elementa 3 45
Slika 39. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 4..... 45
Slika 40. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 5 46
Slika 41. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 6 46
Slika 42. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 7 47
Slika 43. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 8 47
Slika 44. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 9 48
Slika 45. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 10 48
Slika 46. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 11 49
Slika 47. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 12 49
Slika 48. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 13 50
Slika 49. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 14 50
Slika 50. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 15 51
Slika 51. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 16 51
Slika 52. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 17 52
Slika 53. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 18 52
Slika 54. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 19 53
Slika 55. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 20 53
Slika 56. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 21 54
Slika 57. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 22 54
Slika 58. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 23 55
Slika 59. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 24 55
Slika 60. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 25 56
Slika 61. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 26 56
Slika 62. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 27 57
Slika 63. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 28 57
Slika 64. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 29 58
Slika 65. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 30 58
Slika 66. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 31 59
Slika 67. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 32 59
Slika 68. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 33 60
Slika 69. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 34 60
Slika 70. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 35 61
Slika 71. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 36 61
Slika 72. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 37 62
Slika 73. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 38 62
Slika 74. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 39 63
Slika 75. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 40 63
Slika 76. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 41 64
Slika 77. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 42 64
Slika 78. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 43 65
Slika 79. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 44 65
Slika 80. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 45 66
Slika 81. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 46 66

Slika 82. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 47 67
Slika 83. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 48 67
Slika 84. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 49 68
Slika 85. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 50 68
Slika 86. Primjer $\sigma - \varepsilon$ krivulje za elasto-plastični kolaps 69
Slika 87. Primjer $\sigma - \varepsilon$ krivulje za globalno gredno – štapno izvijanje 71
Slika 88. Primjer $\sigma - \varepsilon$ krivulje za globalno lateralno-uvojno izvijanje 73
Slika 89. Primjer $\sigma - \varepsilon$ krivulje za lokalno izvijanje struka ukrepe s pojasom 74
Slika 90. Primjer $\sigma - \varepsilon$ krivulje za lokalno izvijanje struka ukrepe bez pojasa 75
Slika 91. Primjer $\sigma - \varepsilon$ krivulje za izvijanje poprečno orebrene oplate 75

Popis tablica

Tablica 1. Načini gubitka nosivosti pojedinih diskretnih elemenata 8
Tablica 2. Stupnjevi slobode na zadanim pozicijama modela prema slici 8. 15
Tablica 3. Stupnjevi slobode na zadanim pozicijama modela prema slici 9. 16
Tablica 4. Stupnjevi slobode na zadanim pozicijama modela prema slici 10. 17
Tablica 5. Geometrijske i materijalne karakteristike diskretnih elemenata 19
Tablica 6. Rezolucije mreža konačnih elemenata 20
Tablica 7. Srednje apsolutno odstupanje rezultata dobivenih NLMKE u odnosu na IACS-ove rezultate 27
Tablica 8. Kolaps pojedinih strukturnih elemenata uslijed pregiba 31
Tablica 9. Kolaps pojedinih strukturnih elemenata uslijed progiba 34
Tablica 10. Kolaps pojedinih strukturnih elemenata uslijed pregiba (NLMKE) 37
Tablica 11. Kolaps pojedinih strukturnih elemenata uslijed progiba (NLMKE) 39
Tablica 12. Usporedba dobivenih rezultata 40
Tablica 13. Relevantne geometrijske karakteristike profila ukrepe pri uvijanju 72

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;

β		Vitkost ploče;
β_{ef}		Efektivna vitkost ploče sunosive širine *b*;
γ		Faktor sigurnosti;
ε_x		Duljinska deformacija u smjeru osi *x*;
κ	[1/m]	Fizikalna zakrivljenost progibne linije Euler-Bernoullijeve grede;
σ_{xa}	[N/mm^2]	Prosječno normalno naprezanje u smjeru osi *x*;
σ_y	[N/mm^2]	Donja granica popuštanja izotropnog materijala;
Φ		Deformacijski bezdimenzijski parametar;
χ	[°]	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. γ_S i γ_W uzimaju u obzir neizvjesnost u poznavanju momenta brodskoga trupa na mirnoj vodi i na valovima (nesigurnost proračuna valnih opterećenja) u slučaju progiba, γ_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

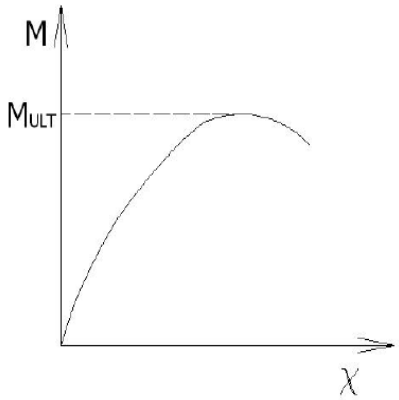
U analizi progresivnoga kolapsa brodskoga trupa najtočnije rezultate daje metoda konačnih elemenata koja uzima u obzir geometrijsku i materijalnu nelinearnost (NLMKE). Ova metoda uključuje mogućnost analize pojave popuštanja i izvijanja, no numerički je zahtjevna i za njezinu provedbu potrebno je dosta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



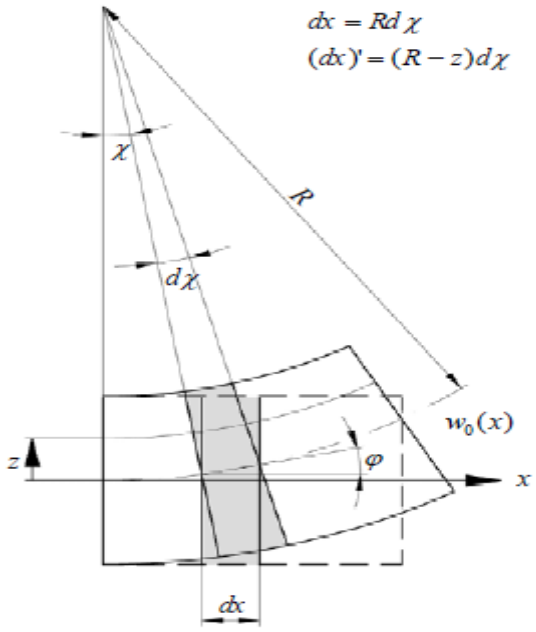
Slika 1. Ovisnost momenta savijanja o zakrivljenosti trupa [4]

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 κ. [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 φ 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:

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

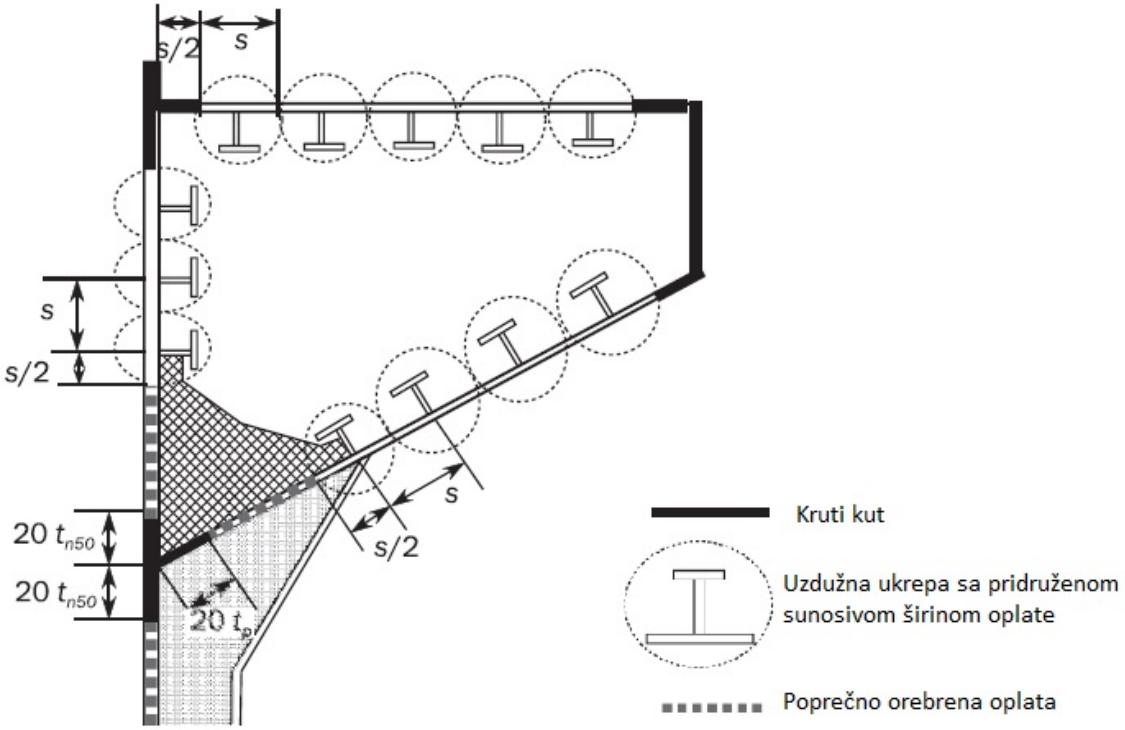
Kako s narinutim opterećenjem postupno dolazi do smanjenja nosivosti strukturnih elemenata (popuštanje), mijenja se i rezultirajući moment unutarnjih uzdužnih sila. Prema tome odnos između narinute zakrivljenosti i odgovarajućeg momenta neće biti linearan unutar razmatranog raspona intenziteta savijanja. 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) Globalno gredno-štapno izvijanje Globalno lateralno-uvojno izvijanje Lokalno izvijanje struka ukrepe s pojasom 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

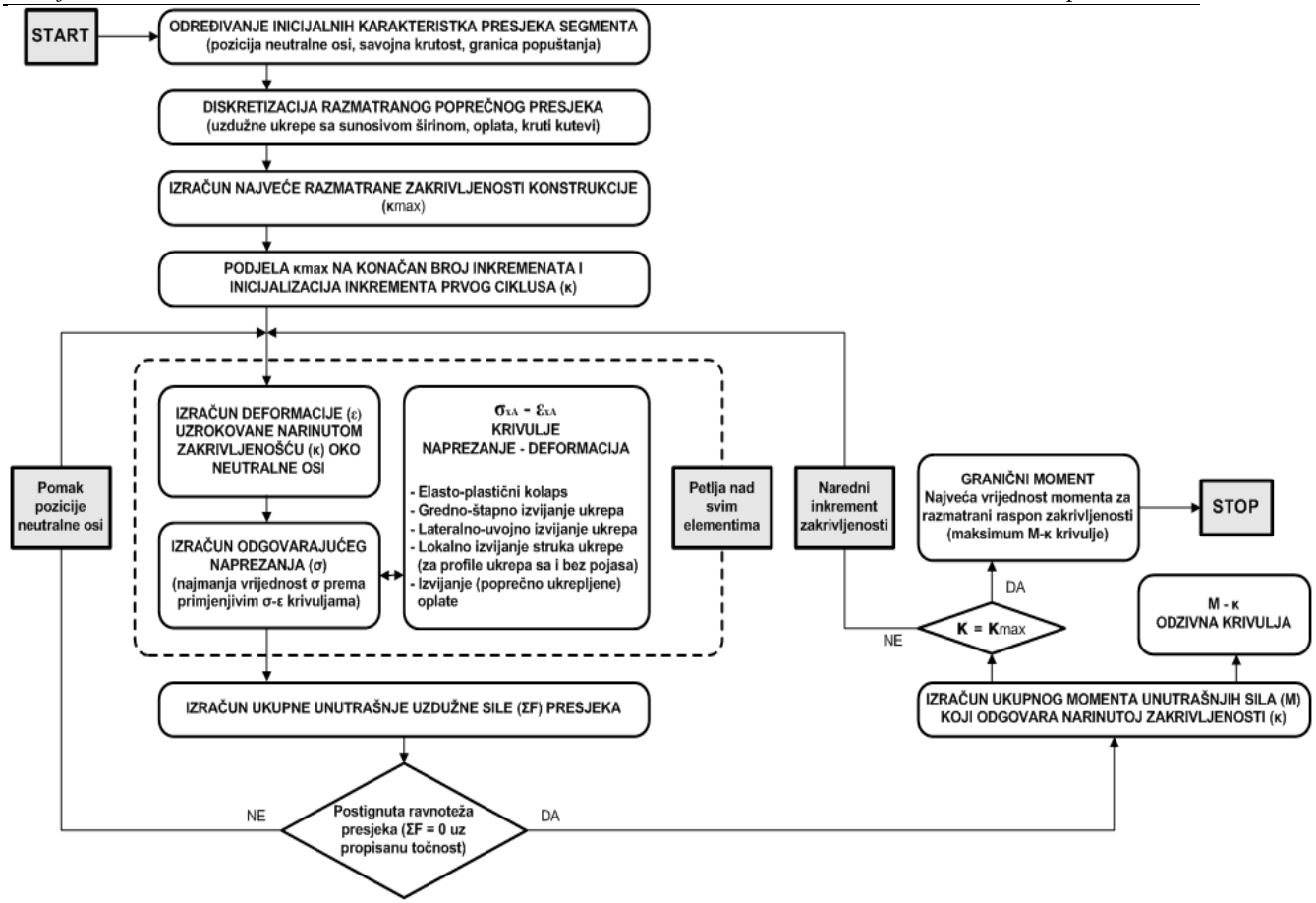
Postupak započinje diskretizacijom modela na način koji je opisan u poglavlju 2.2 nakon čega se određuje maksimalna zakrivljenost κ_{max} koja bi pri linearno elastičnoj analizi uzrokovala popuštanje materijala,

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

gdje je σ_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].

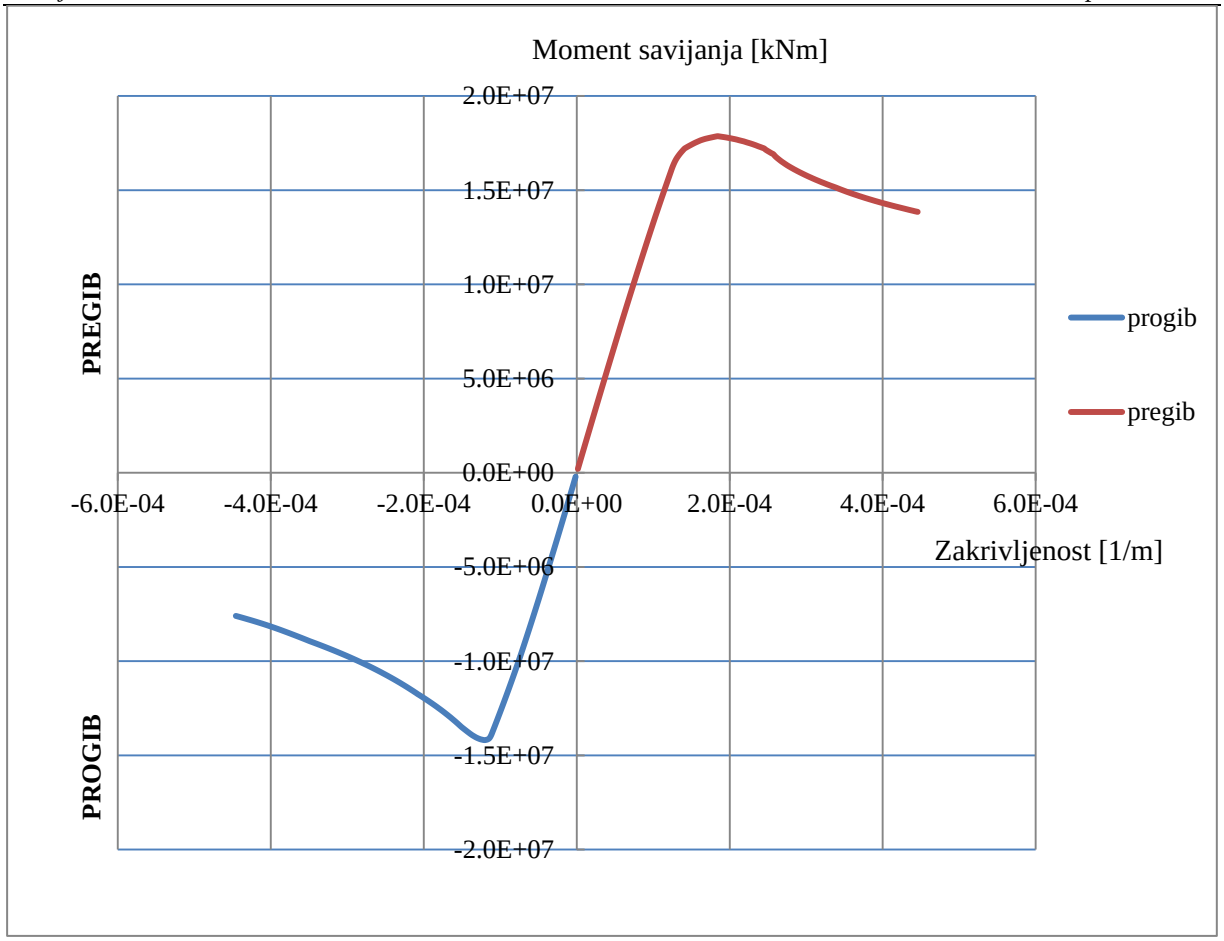


Slika 4. Dijagram toka algoritma metode analize progresivnog kolapsa [1]

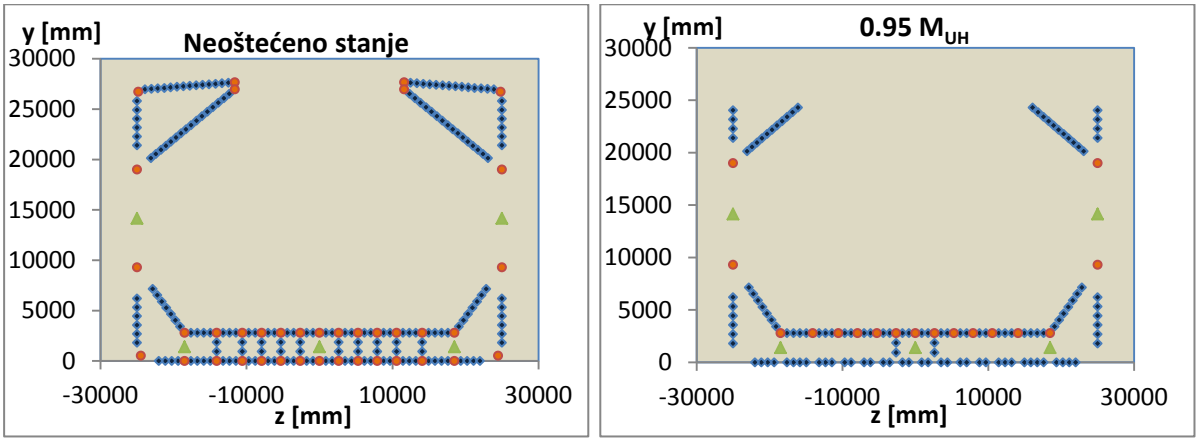
2.5. Granični momenti savijanja i kolapsna sekvenca

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



a) b)

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

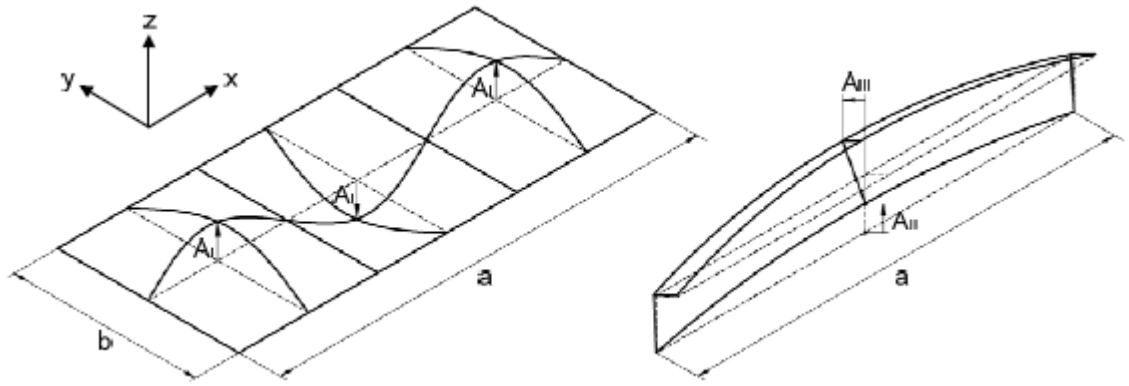
3. Određivanje NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja

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, β je koeficijent vitkosti oplate, E modul

elastičnosti materijala, σ_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:

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

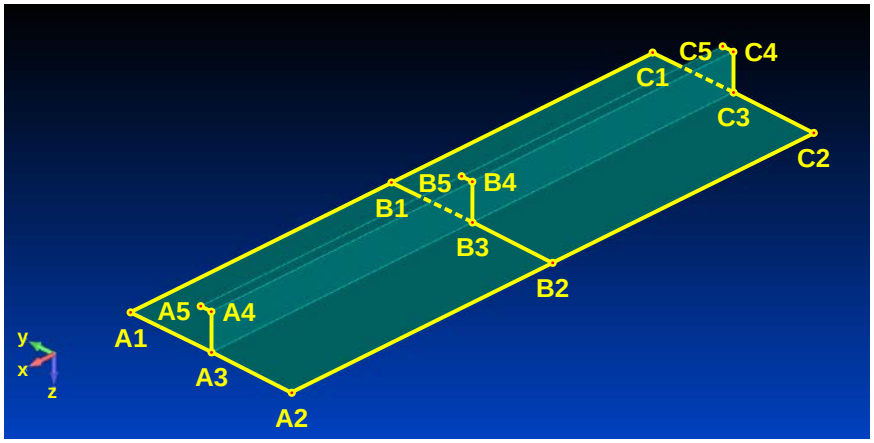
Gdje su *x* i *z* koordinate čvora ukrepe, h_w visina struka ukrepe, a amplituda odstupanja $A_{III} = A_{II}$. [8]

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:



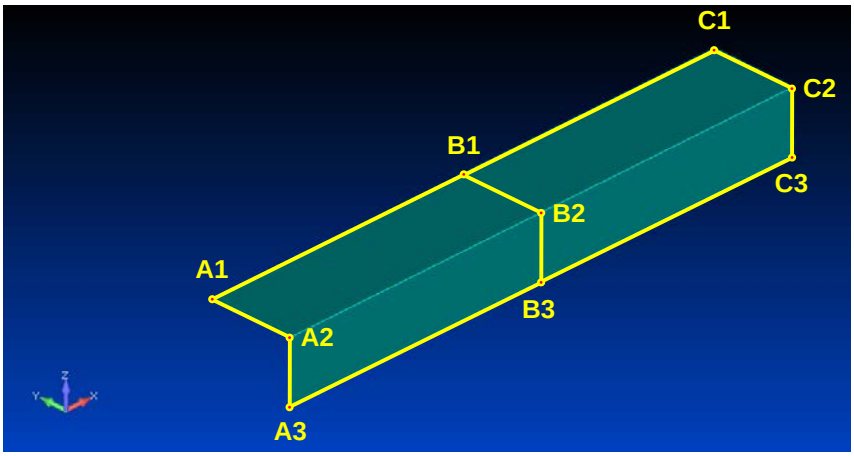
Slika 8. Rubni uvjeti NLMKE modela diskretnih sastavnih elemenata ukrepe s pridruženom širinom oplate [1]

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:



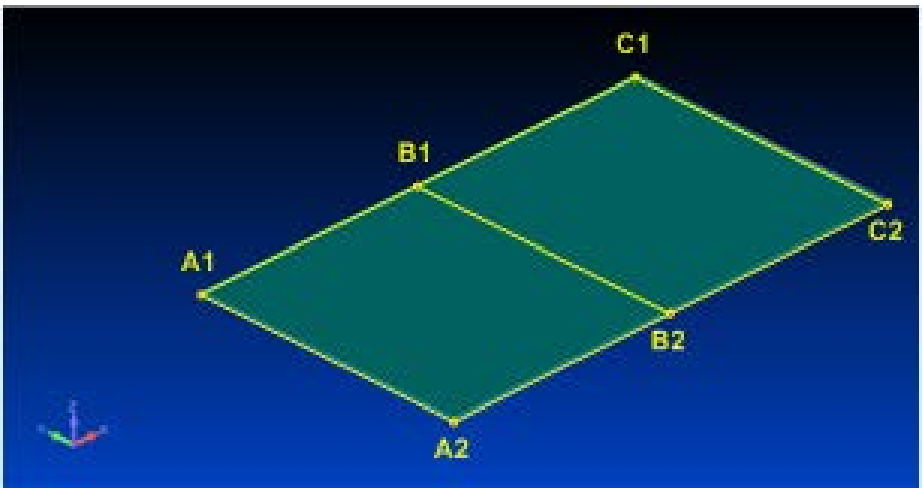
Slika 9. Rubni uvjeti NLMKE modela diskretnih sastavnih elemenata krutih kutova [1]

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

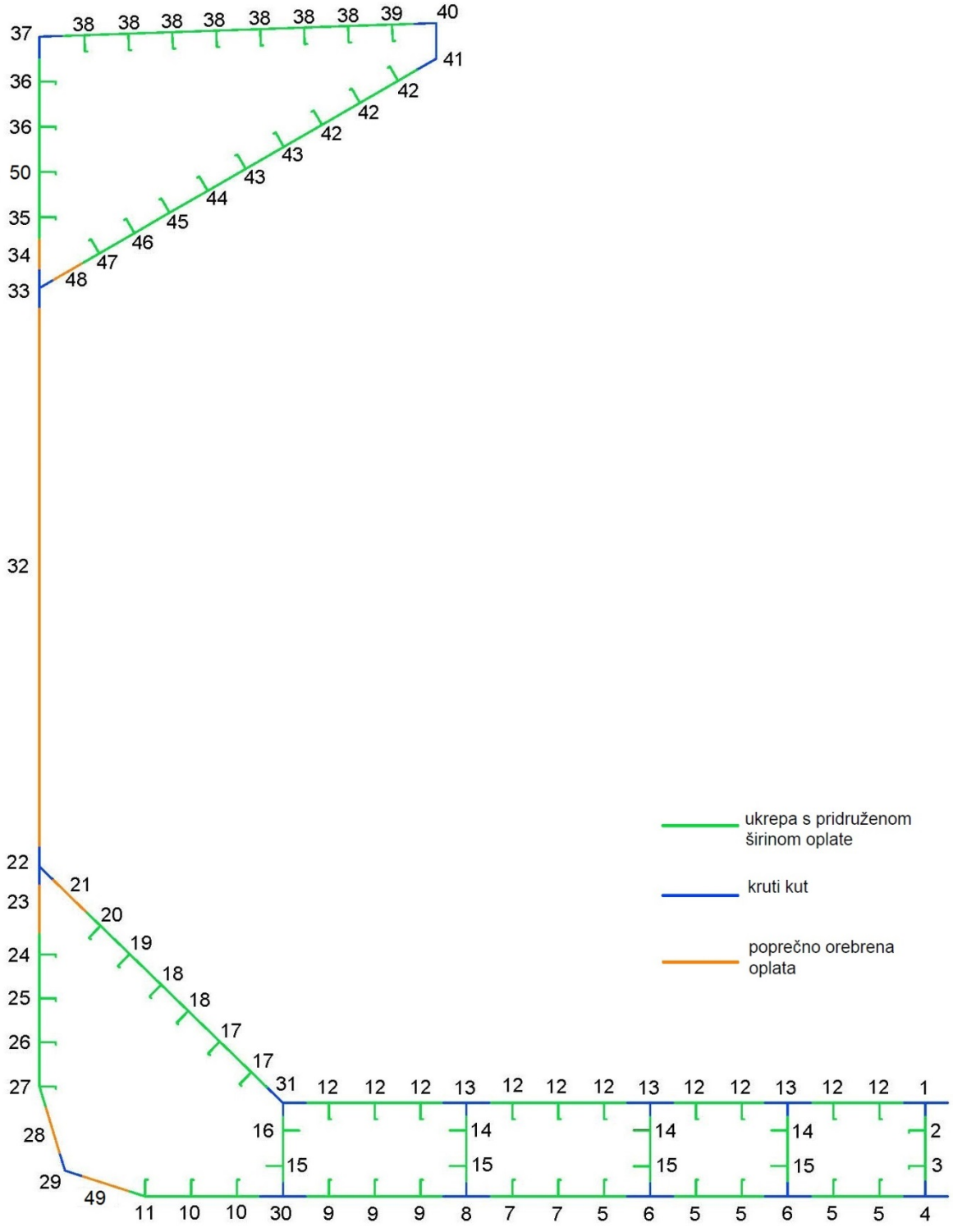
0- spriječeno.
1- dozvoljeno.
*- u svim čvorovima presjeka „A" zadana je jednaka vrijednost opterećenja (pomak u negativnom smjeru osi x) pri čemu se taj isti stupanj slobode ograničava isključivo radi pravila zadavanja te vrste opterećenja u korištenoj aplikaciji.

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.

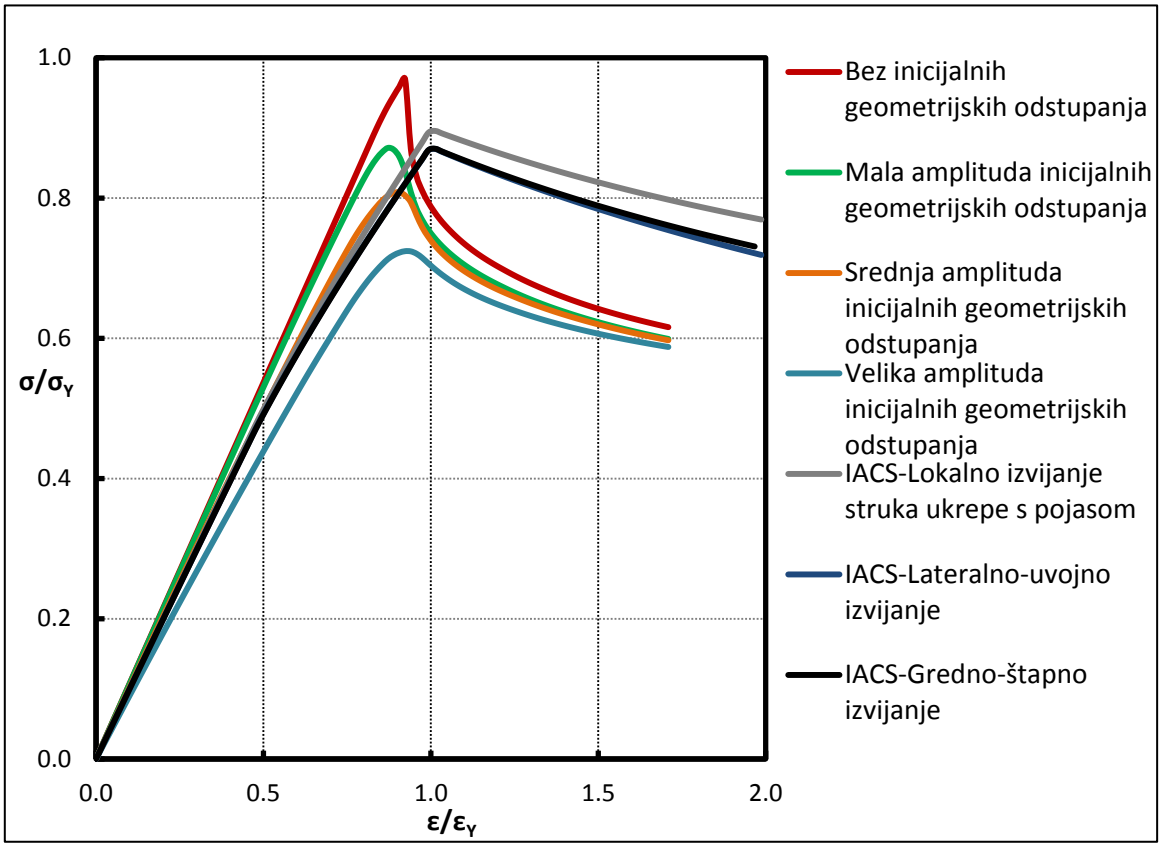
O3- omjer kraće stranice elementa prirubnice i debljine prirubnice.

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.

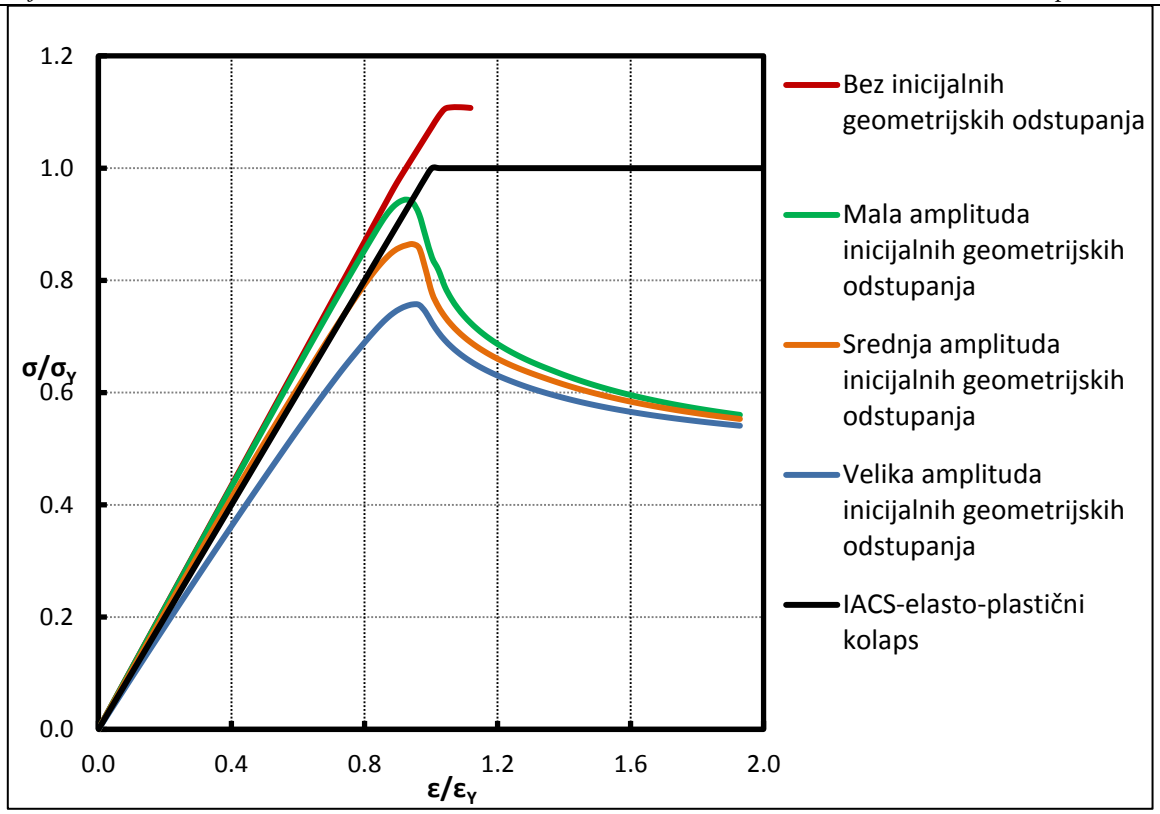
Inicijalna geometrijska odstupanja aproksimirana su sukladno pristupu opisanom u 3.1.1. Ovisno o tipu diskretnog elementa zadani su rubni uvjeti i opterećenje prema 3.1.2. Kao rezultat analize dobiven je odnos naprezanja i deformacije ($\sigma - \varepsilon$ krivulja) pojedinog diskretnog elementa.

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

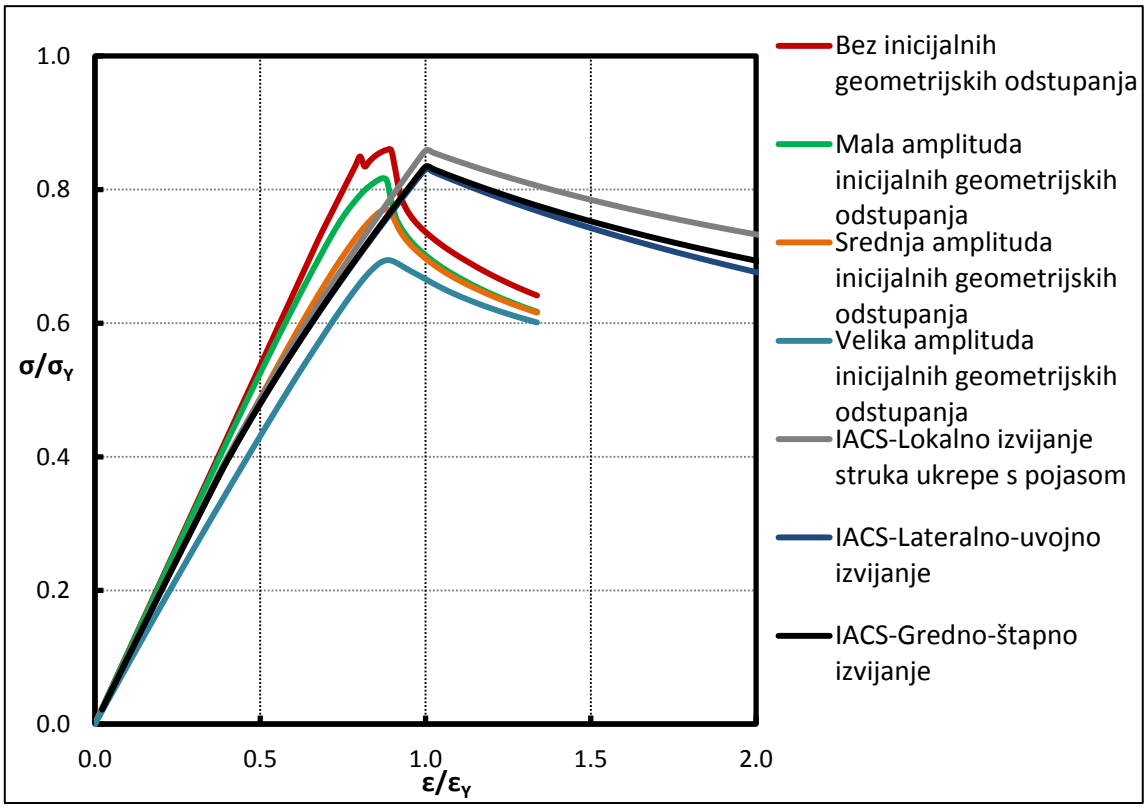
Slike 12. do 16. prikazuju dobivene (normalizirane) $\sigma - \varepsilon$ krivulje za tri razine inicijalnih geometrijskih odstupanja te za geometrijski idealan model za neke diskretne sastavne elemente (u dnu, dvodnu, boku, palubi i donjem bočnom tanku) usporedno sa svim IACS-ovim $\sigma - \varepsilon$ 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).



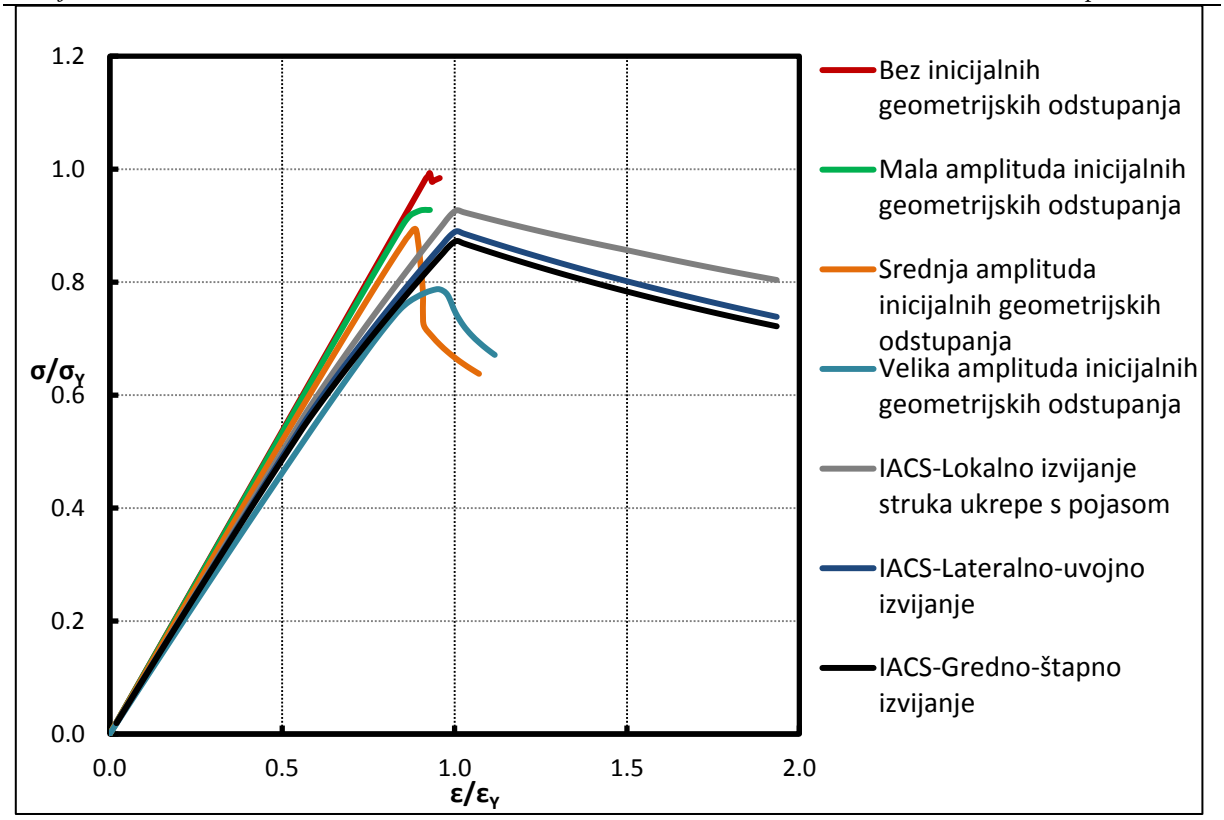
Slika 12. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 7 (u dnu)



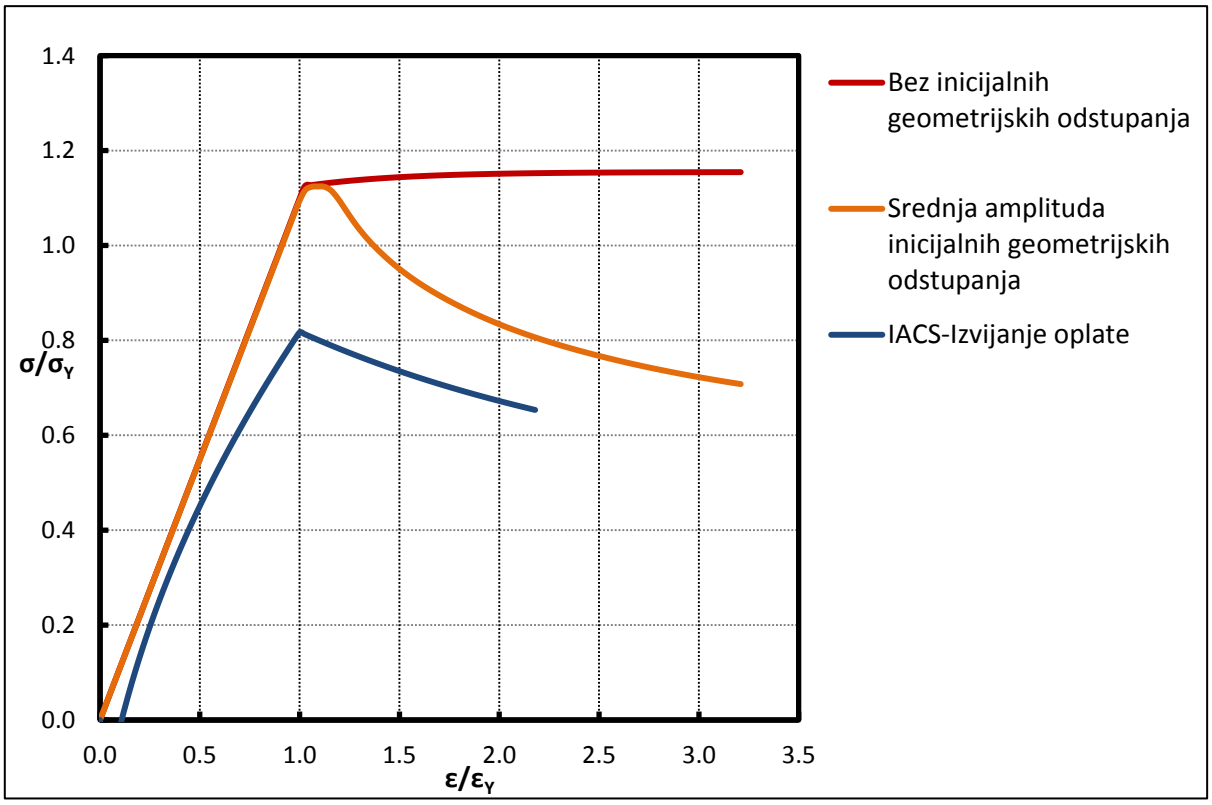
Slika 13. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 13 (u dvodnu)



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)

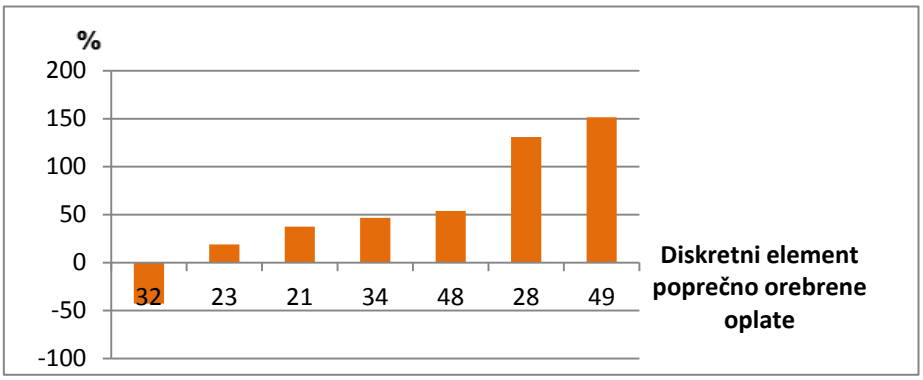


Slika 16.Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 21 (donji bočni tank)

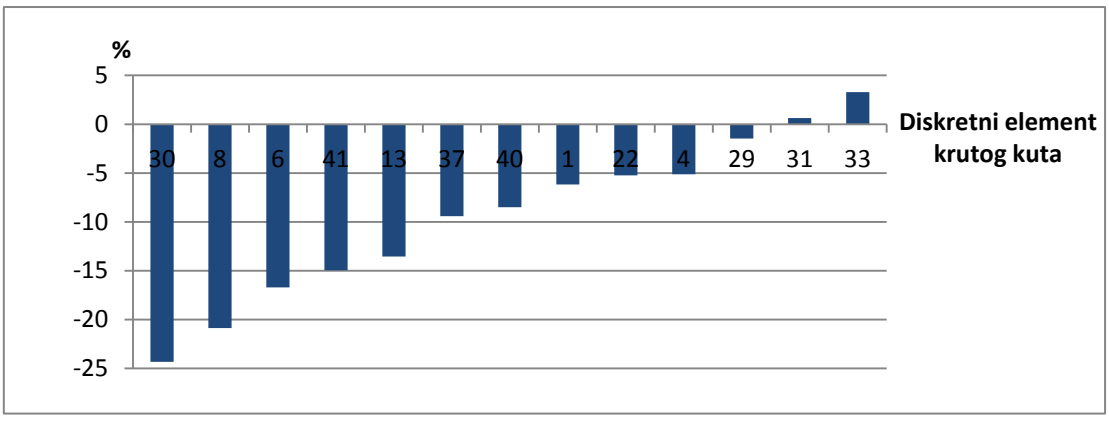
Iz prethodnih dijagrama vidljivo je odstupanje NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja od IACS-ovih krivulja. Najveće odstupanje javlja se kod diskretnog elementa poprečno orebrene oplate (diskretni element 21., Slika 16.) i to u pozitivnom smjeru, dok je odstupanje kod ostalih diskretnih elemenata (ukrepa 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:

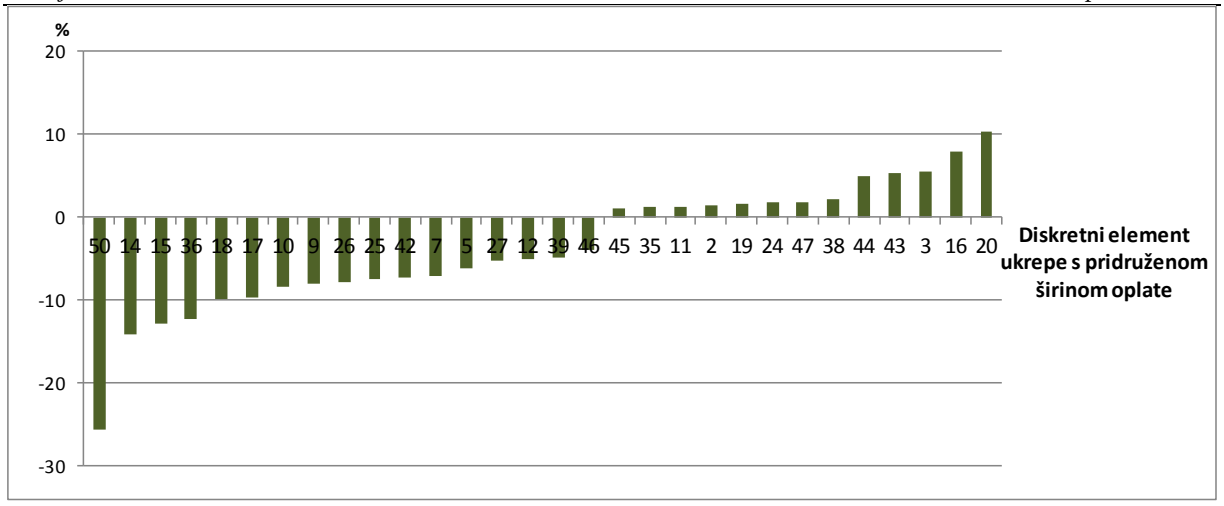
$$\% = \left((\sigma_{max}^{NLMKE} / \sigma_{max}^{IACS}) - 1\right) * 100$$



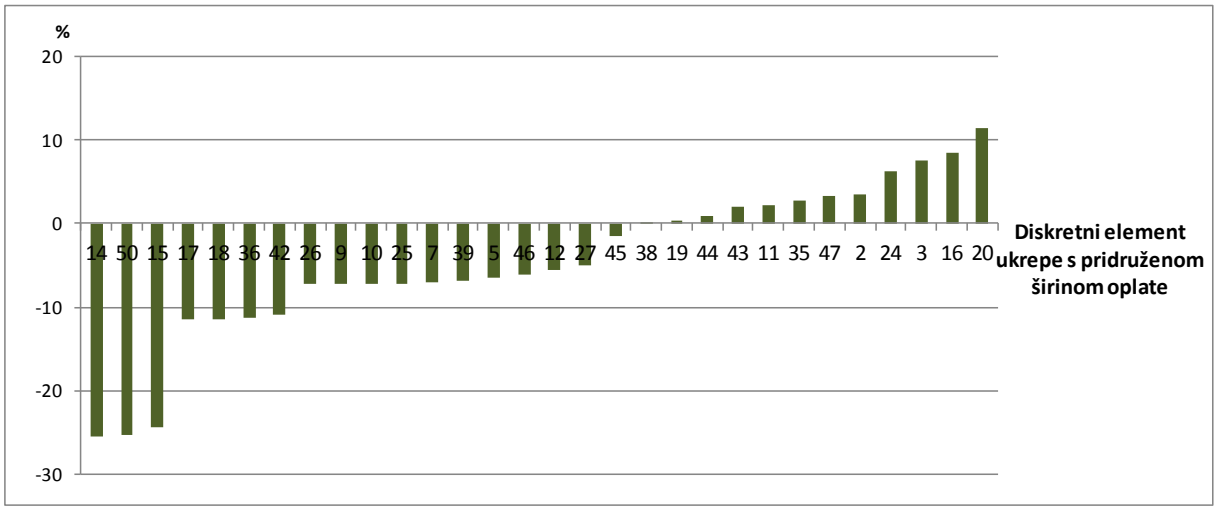
Slika 17. Relativno odstupanje rezultata dobivenih NLMKE od IACS-a za izvijanje oplate



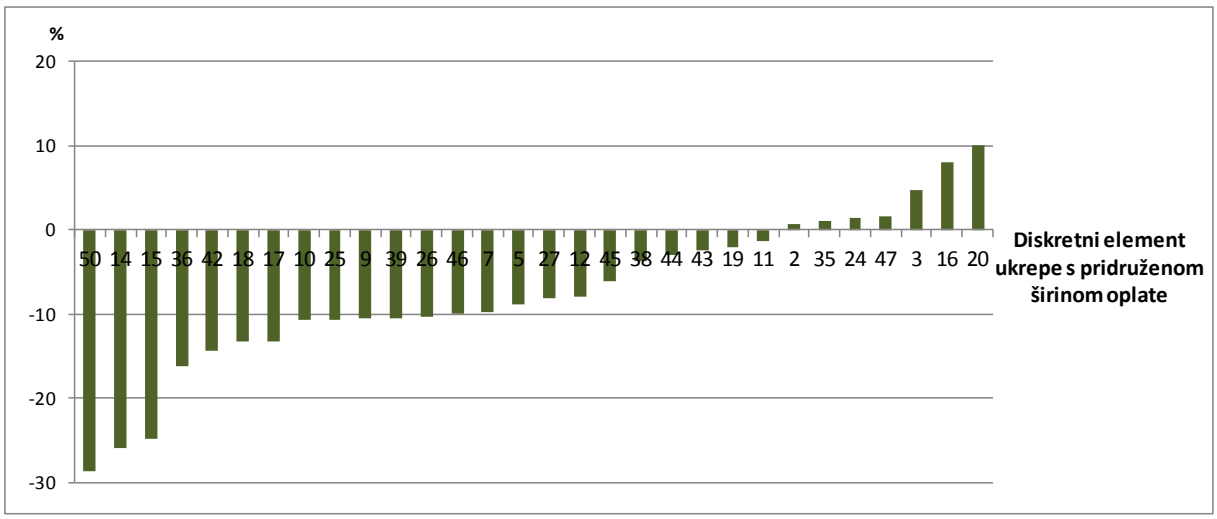
Slika 18. Relativno odstupanje rezultata dobivenih NLMKE od IACS-a za elasto-plastični kolaps



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%

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

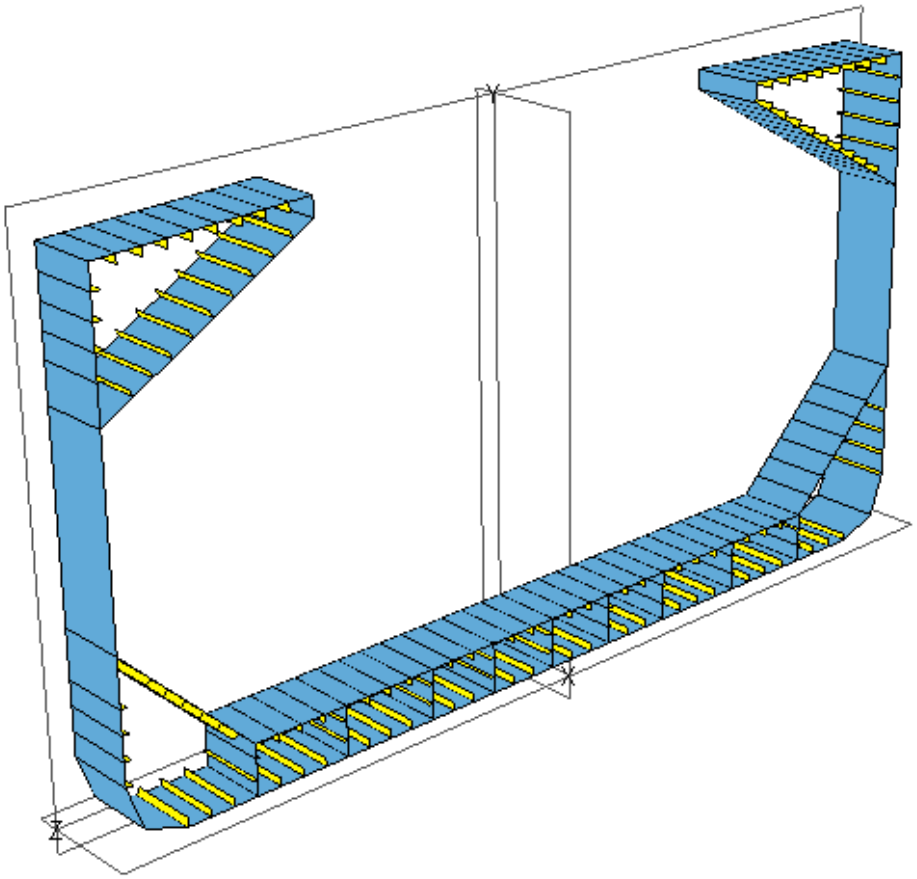
U tablici 7. dane su vrijednosti srednjeg apsolutnog odstupanja rezultata (nosivosti) dobivenih NLMKE od rezultata koje daje IACS. Najveća su odstupanja kod diskretnih elemenata poprečno orebrene oplate gdje IACS-ova metoda daje puno manju nosivost od one određene eksperimentalno. Kod većine ostalih 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

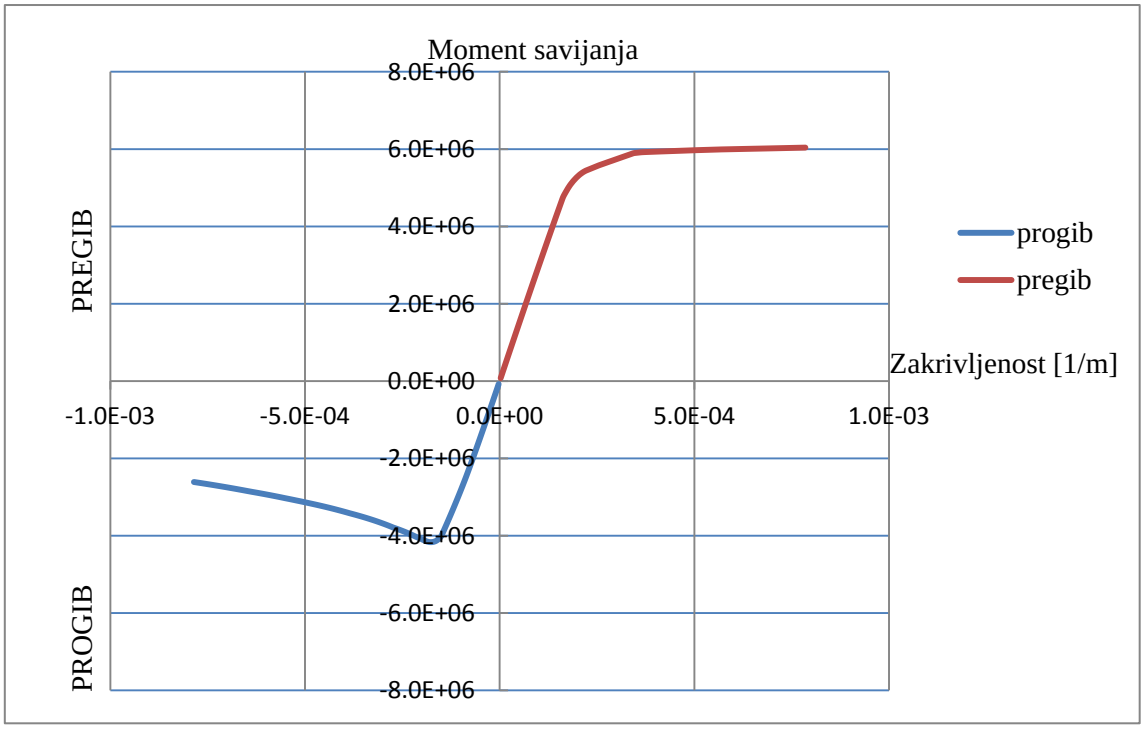
4.1. Izrada strukturnog modela glavnog rebra broda za rasuti teret

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

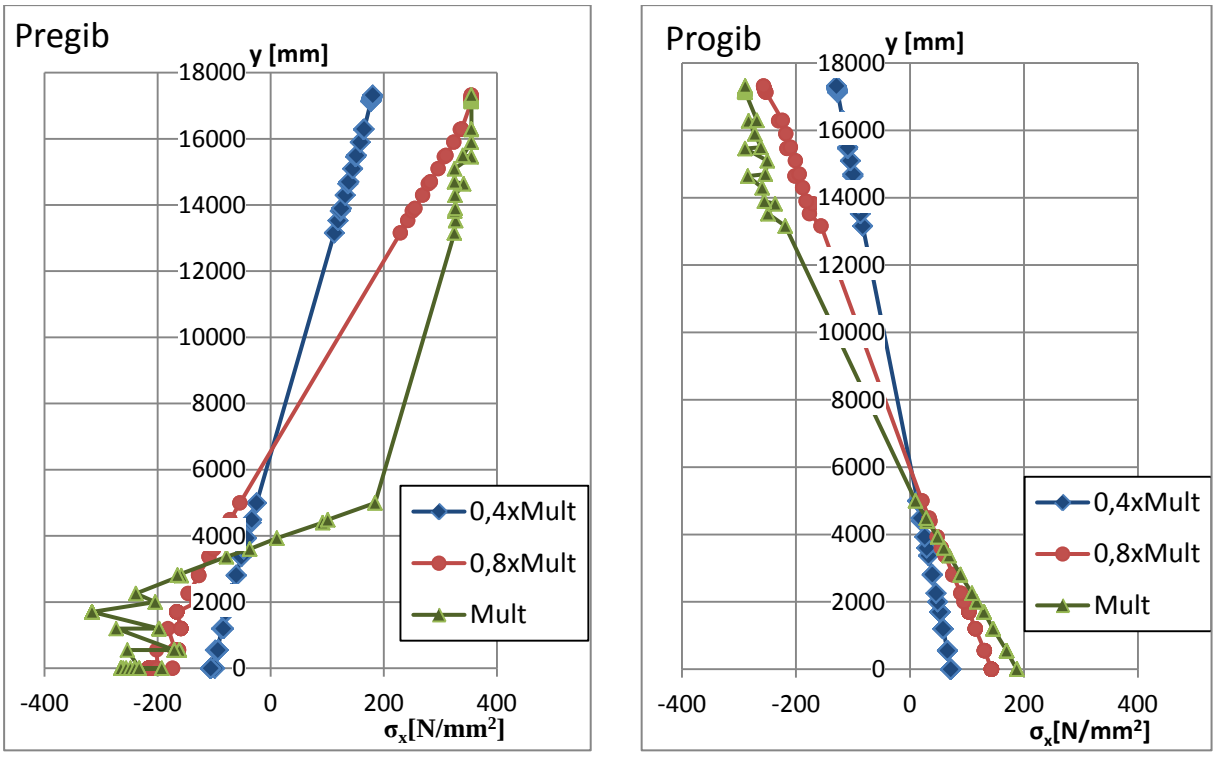


Slika 22. Model glavnog rebra u Maestru

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

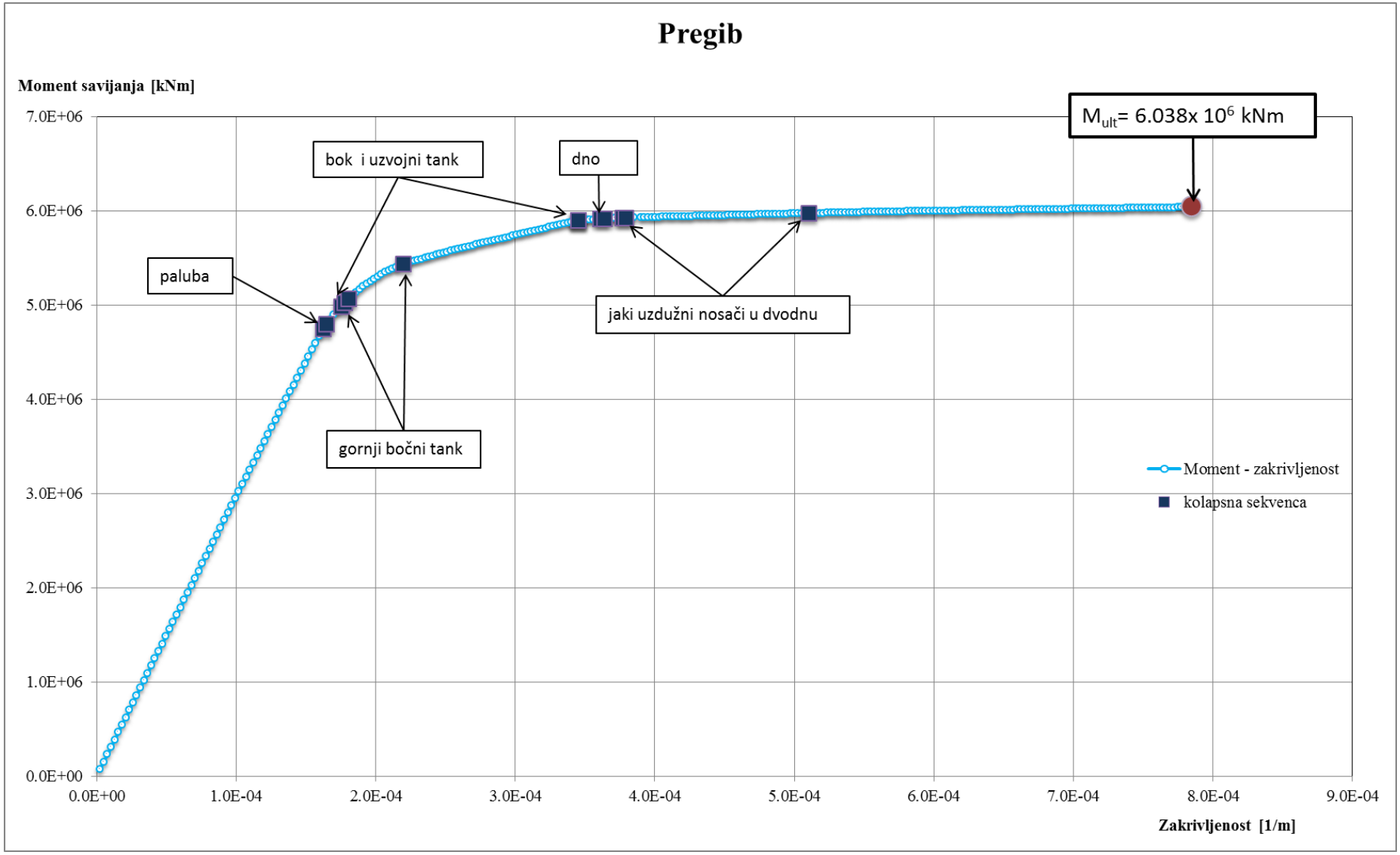


Slika 23. Dijagram odnosa momenta savijanja i zakrivljenosti $\boldsymbol{M - \kappa}$ dijagram (IACS)



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

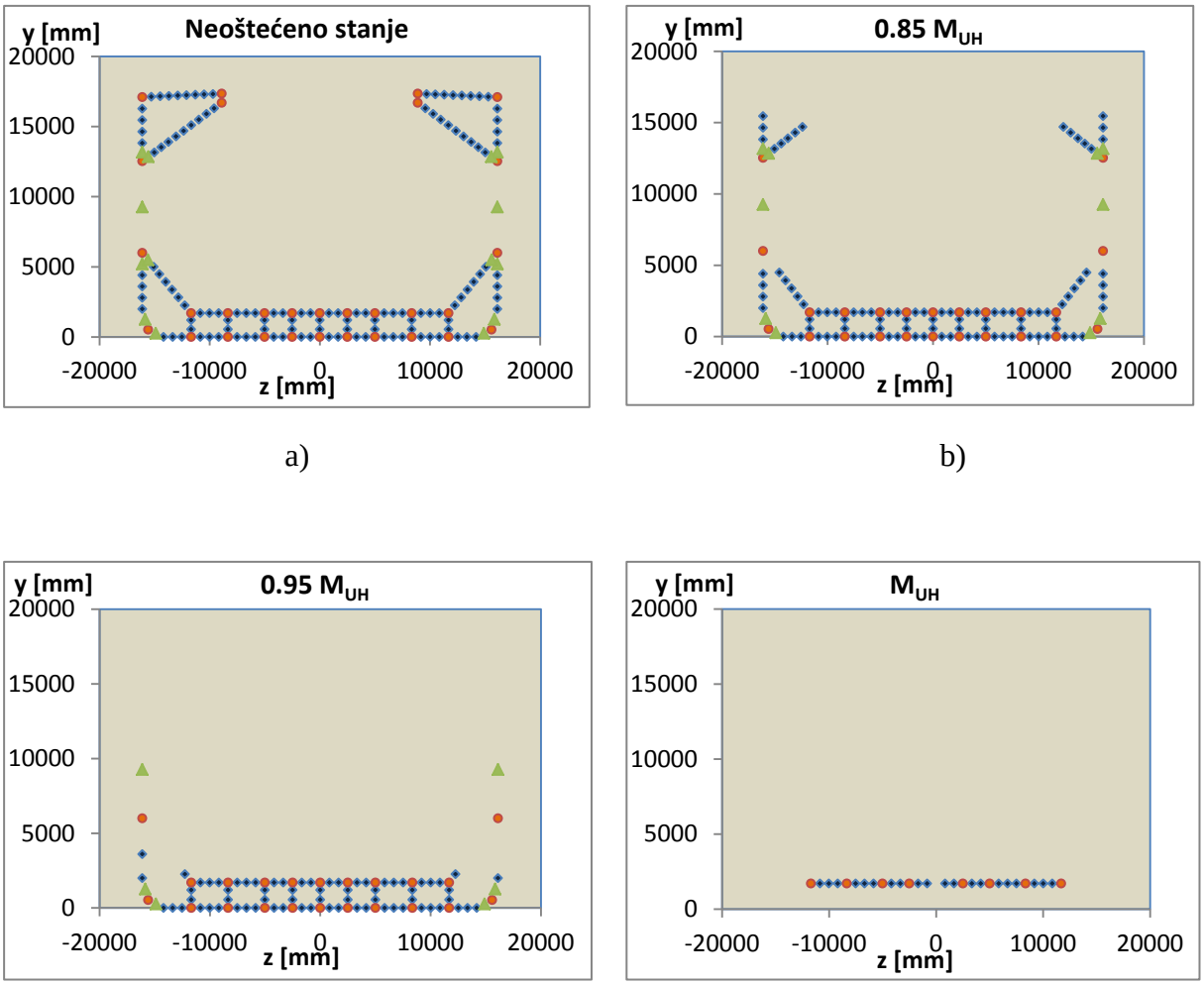
Vrste kolapsa:

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:

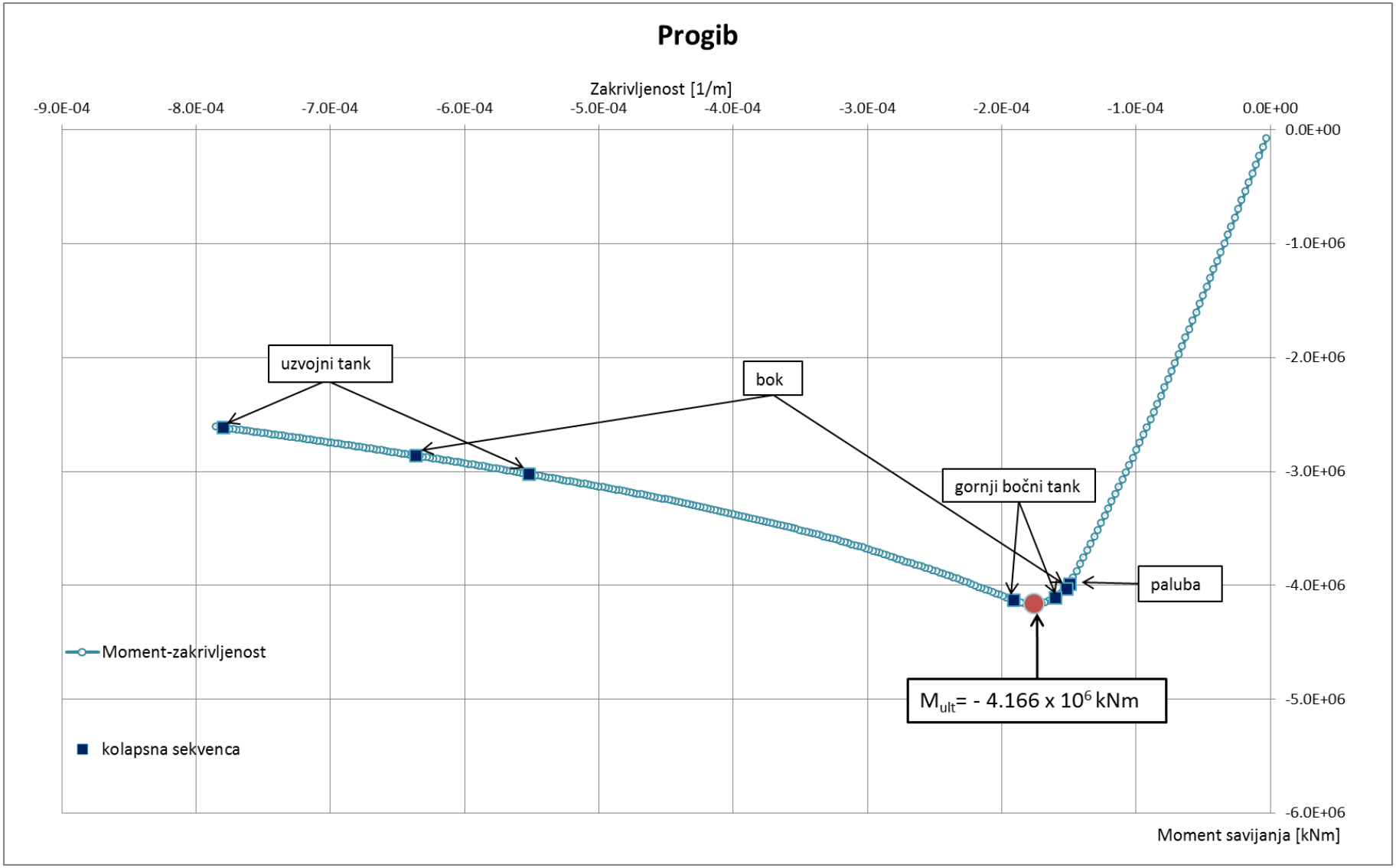
$$M_{UH} = 6.038 \times 10^6 kNm$$

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.



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

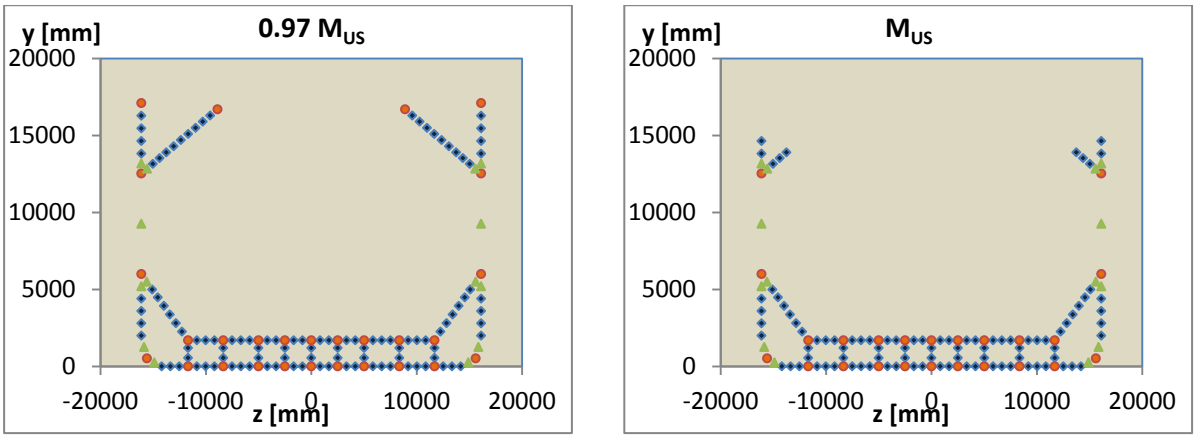
Vrste kolapsa:

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.

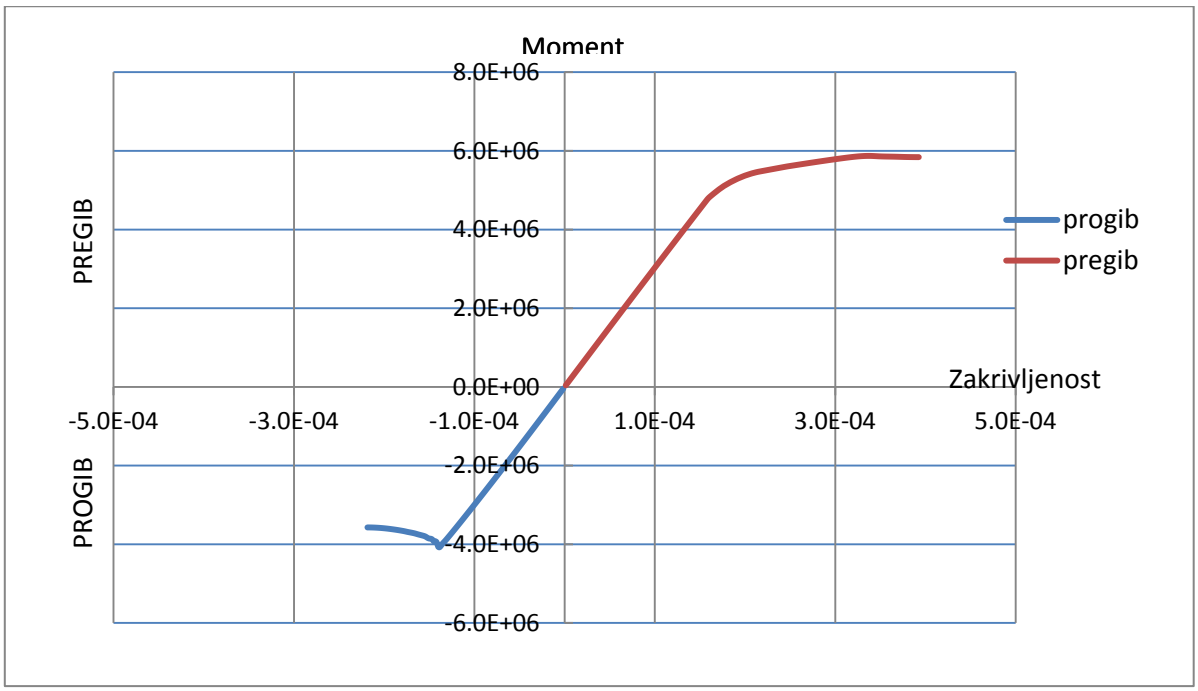


a) b)

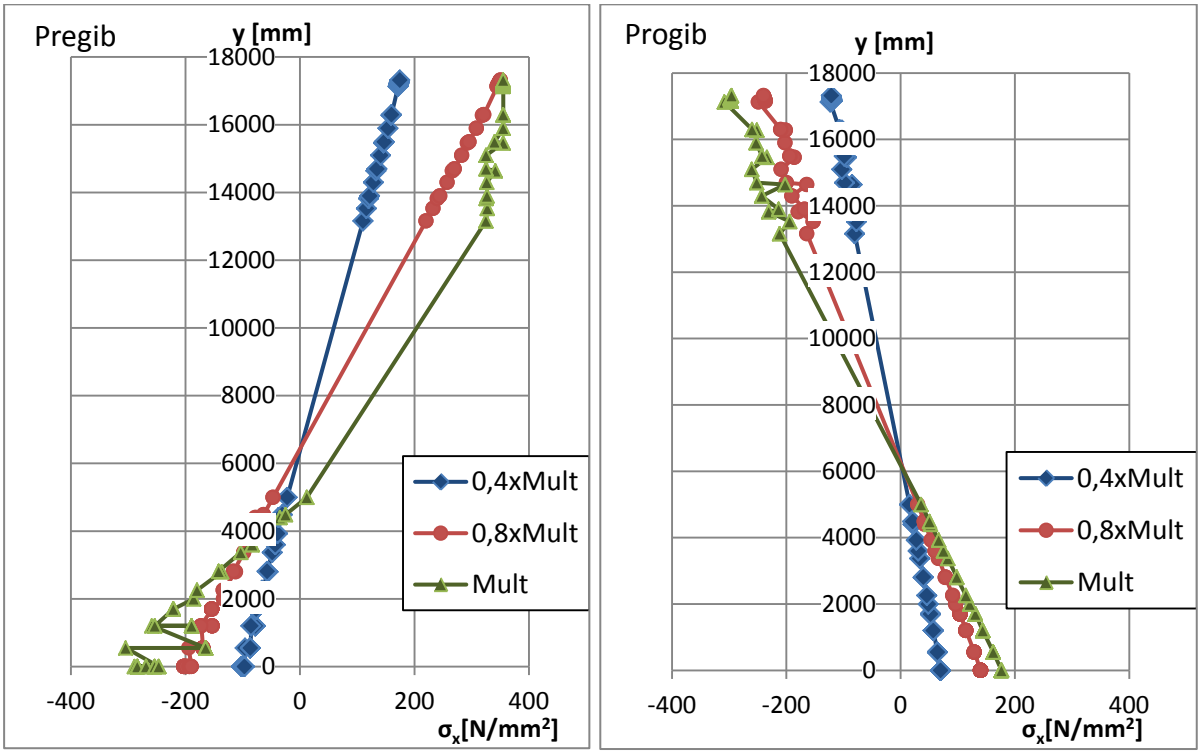
Slika 28. Kolapsna sekvenca glavnog rebra u stanju progiba (IACS)

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

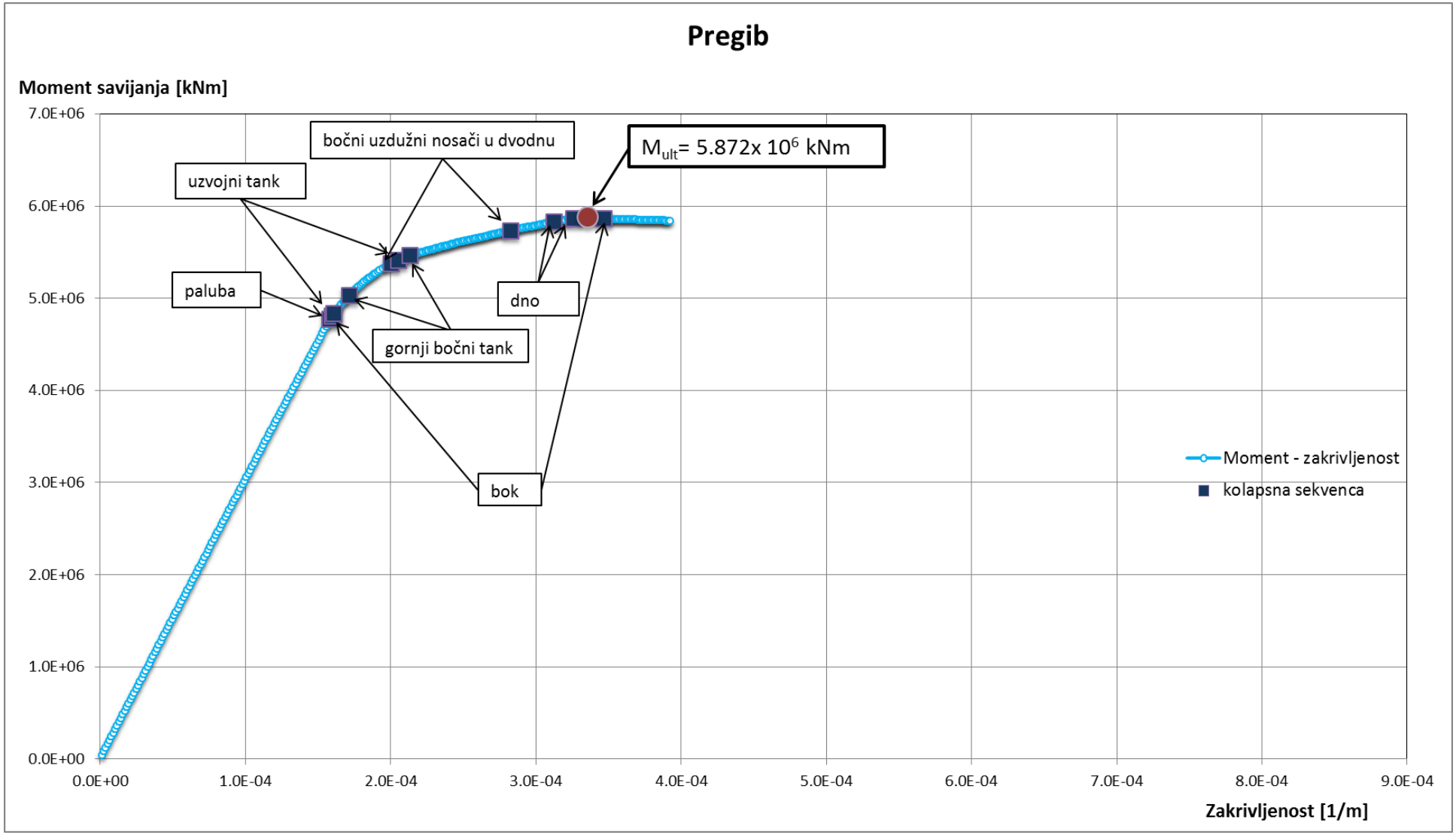


Slika 29. Dijagram odnosa momenta savijanja i zakrivljenosti $\boldsymbol{M - \kappa}$ dijagram (NLMKE)



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)

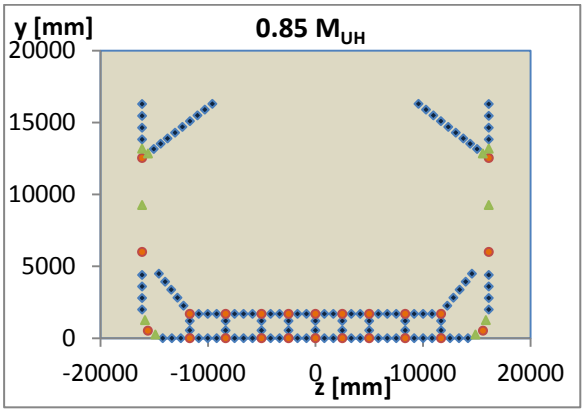
Tablica 10. Kolaps pojedinih strukturnih elemenata uslijed pregiba (NLMKE)

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

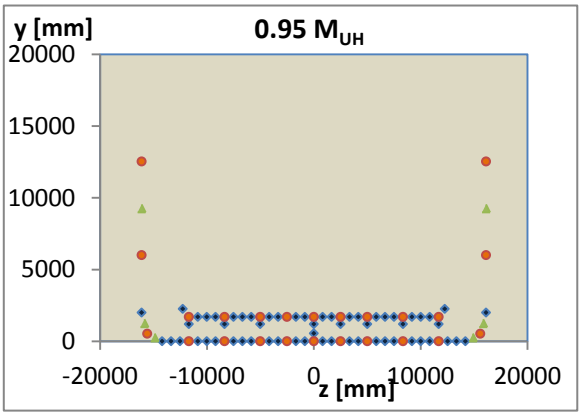
Granični moment savijanja za stanje pregiba dobiven korištenjem NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja iznosi:

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

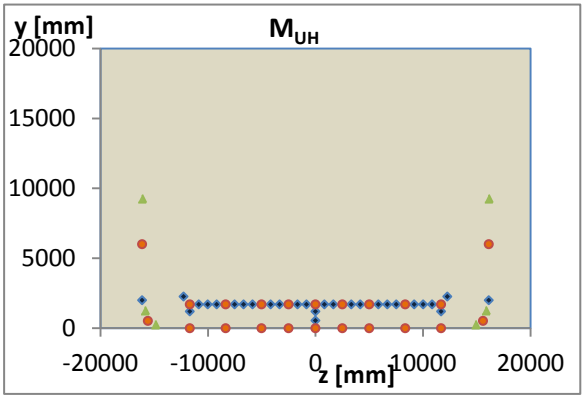
Kao što je vidljivo iz slike 32. kolaps konstrukcije započeo je s kolapsom palube koja je brzo potpuno kolabirala (već pri 82% M_{UH}). Uslijedio je postupni kolaps boka, gornjeg bočnog tanka te uzvojnog tanka. Do potpunog kolapsa došlo je neposredno poslije kolapsa dna.



a)



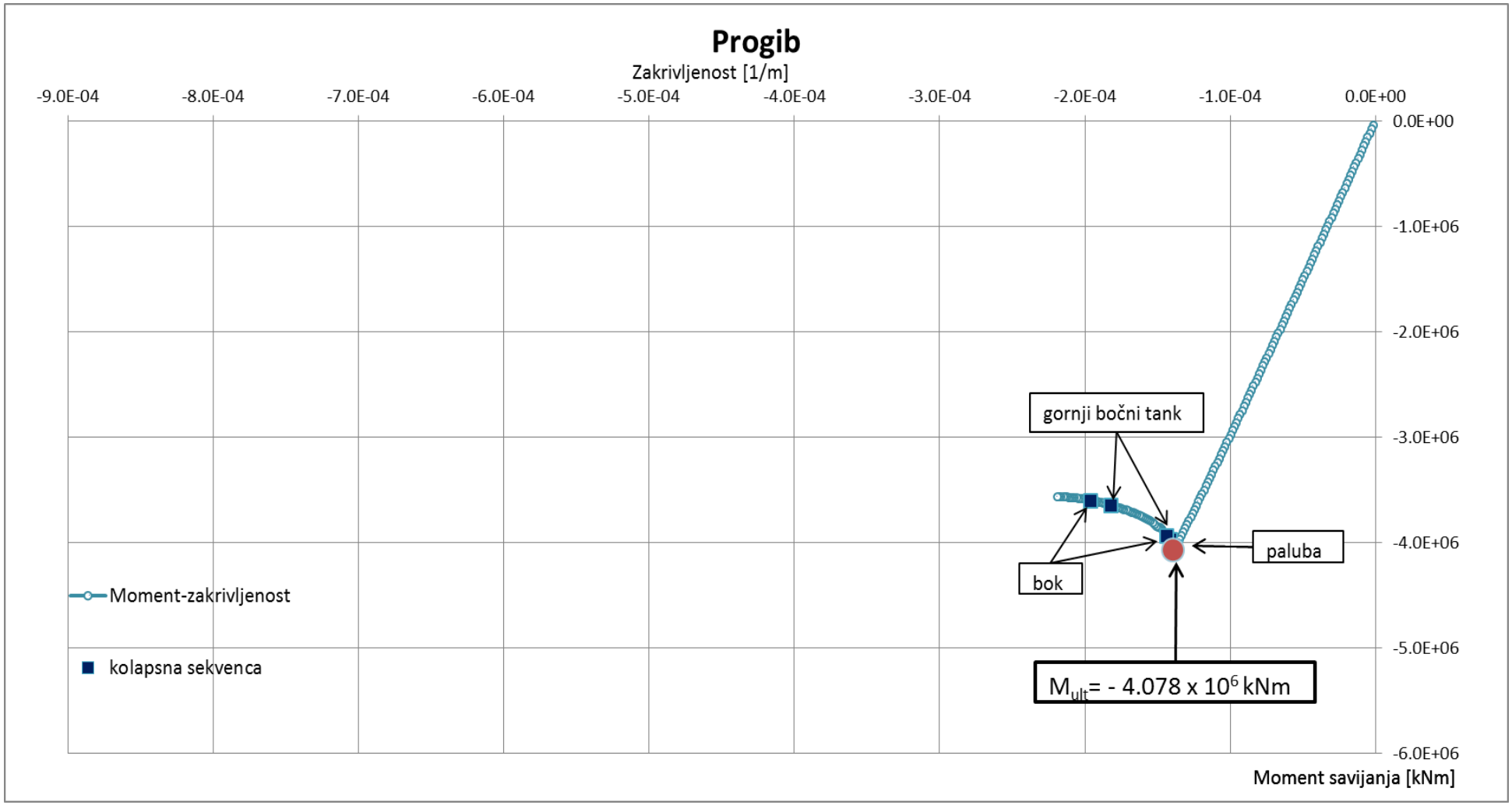
b)



c)

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

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



Slika 33. Kolapsna sekvenca za slučaj progiba (NLMKE)

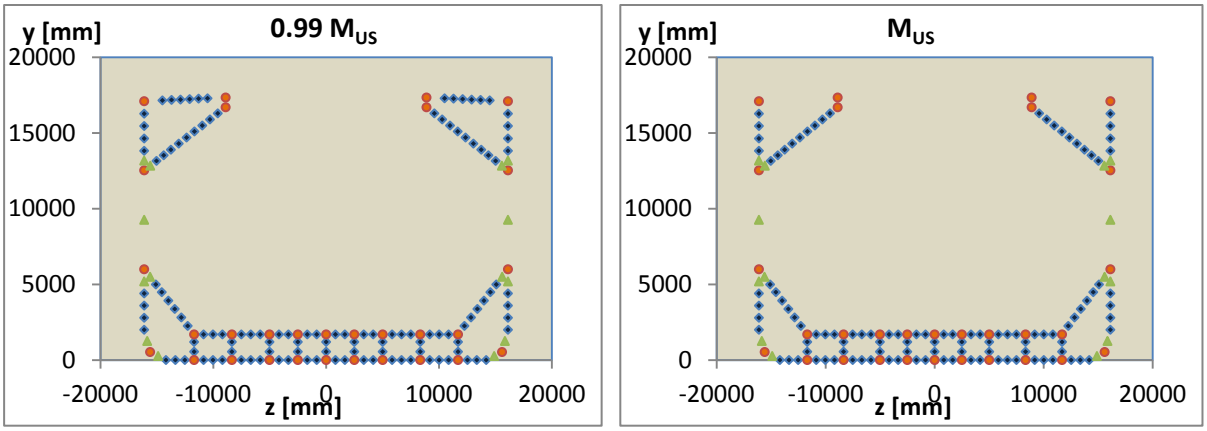
Tablica 11. Kolaps pojedinih strukturnih elemenata uslijed progiba (NLMKE)

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.



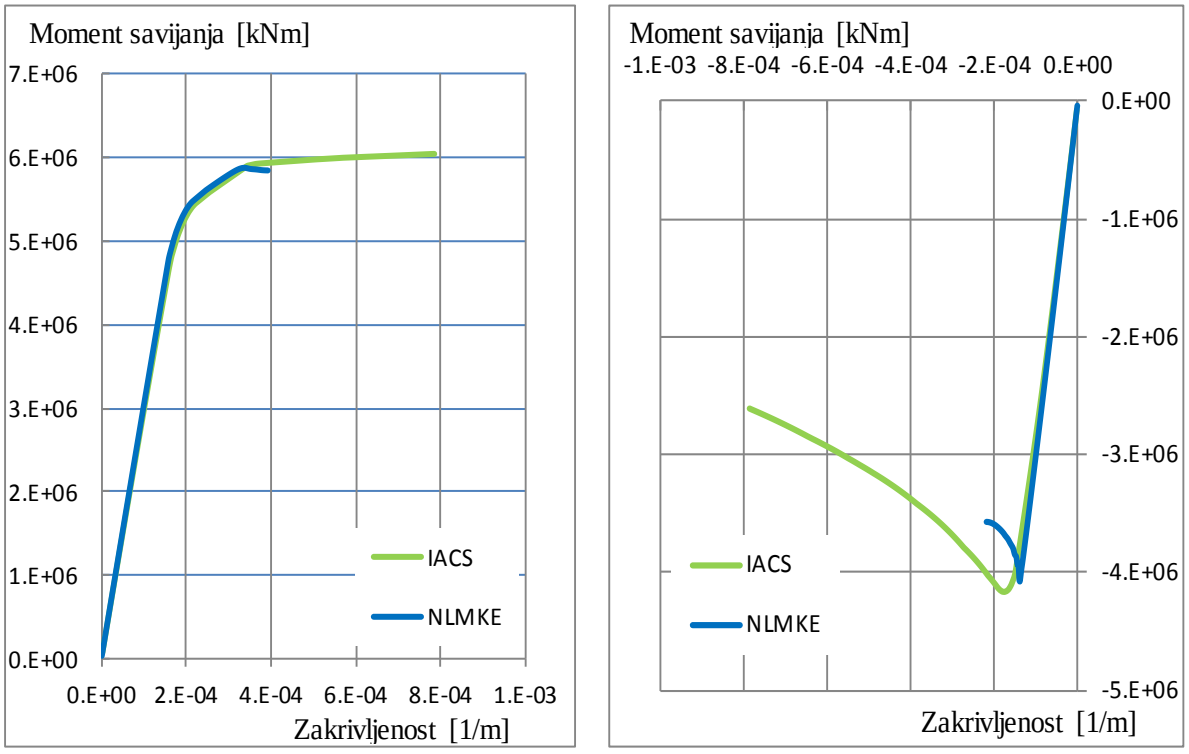
a) b)

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	6.038×10^6	-4.166×10^6
NLMKE krivulje	5.872×10^6	-4.078×10^6
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/.

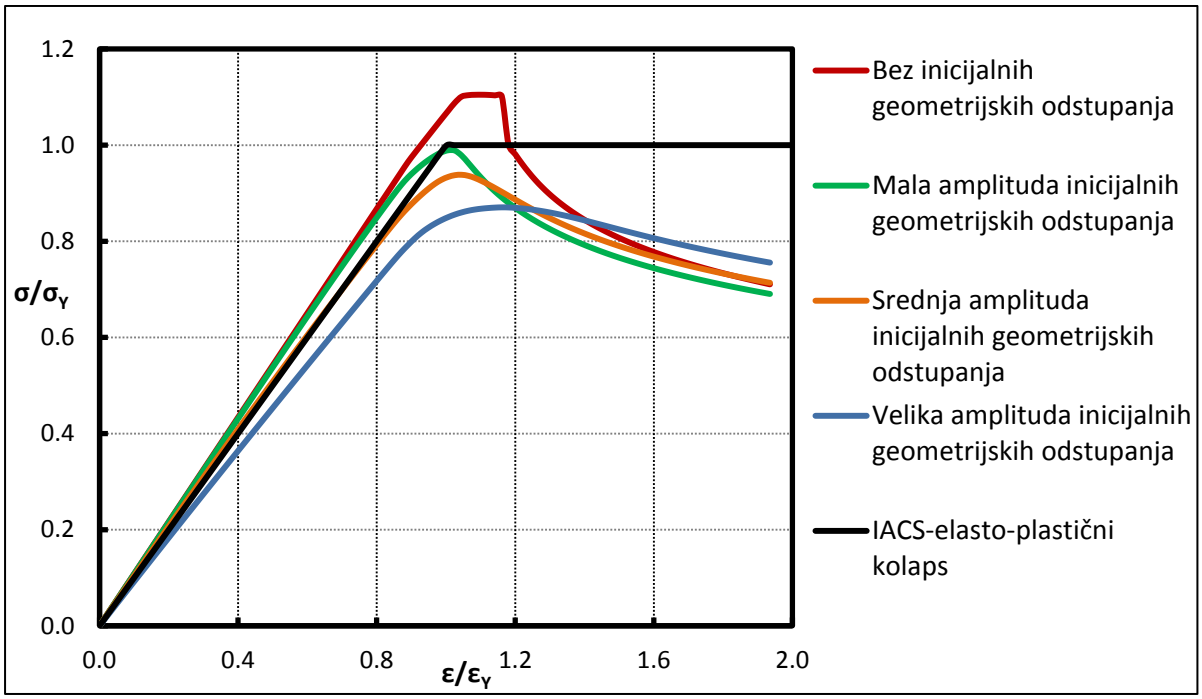
[11] MAESTRO Software Documentation. DRS-C3 Advanced Technology Center, Stevenswille, 2007.

[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.

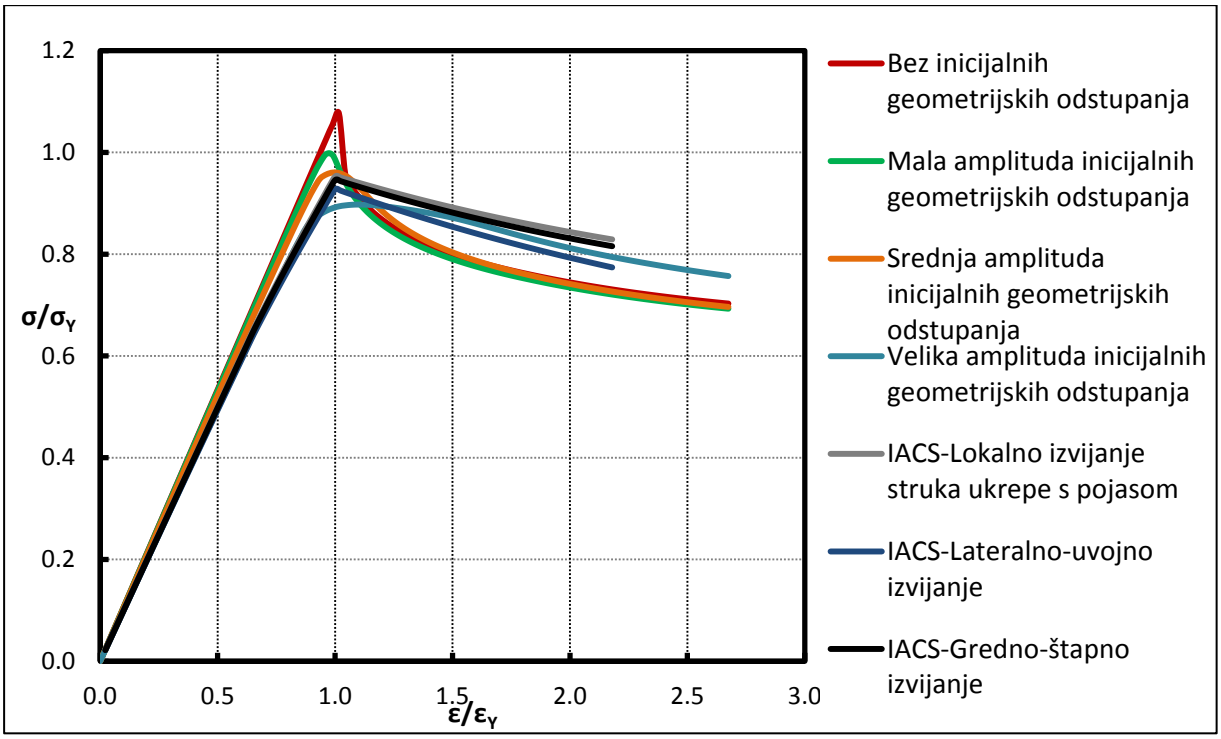
[13] ISSC Technical Committee III.1. *Ultimate strength.* Proceedings of the 18th International Ship and Offshore Structures Congress, Vol.1, Germany 2012.

PRILOZI

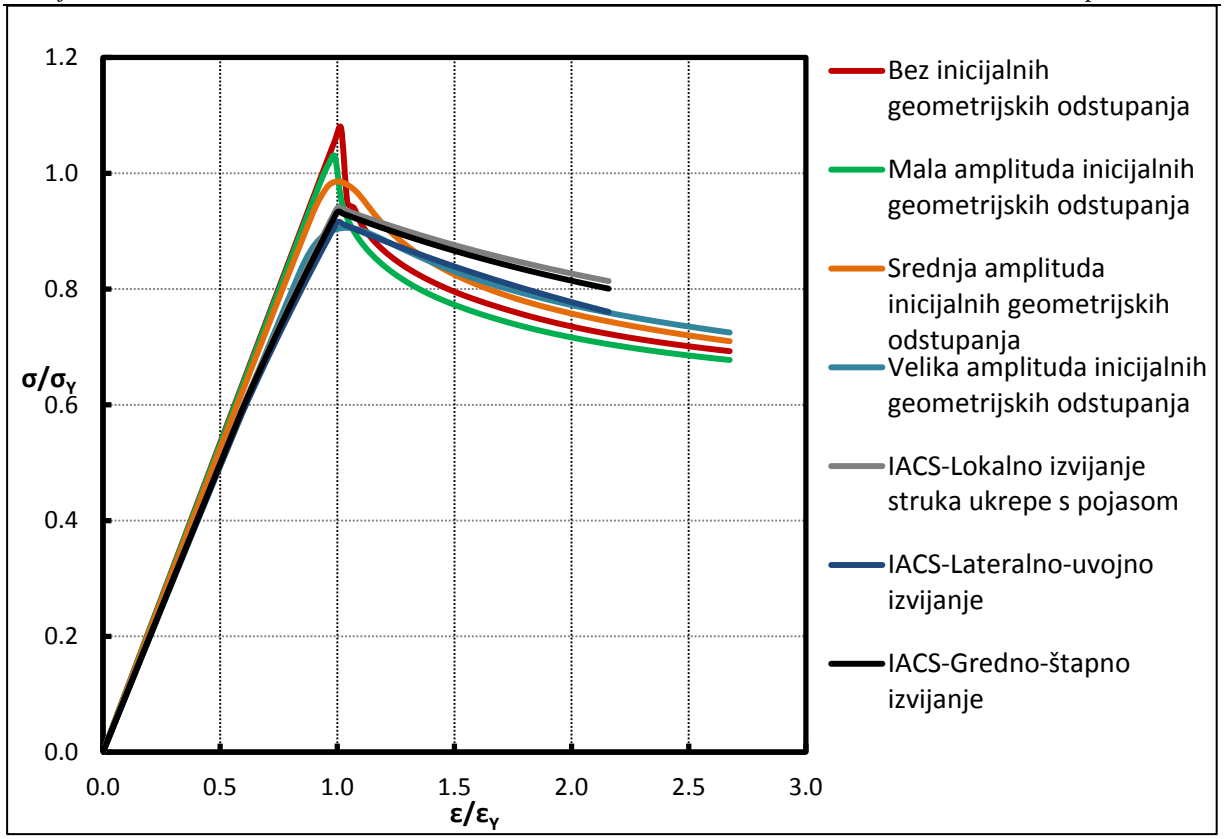
I. Usporedba IACS CSR krivulja s dobivenim NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivuljama



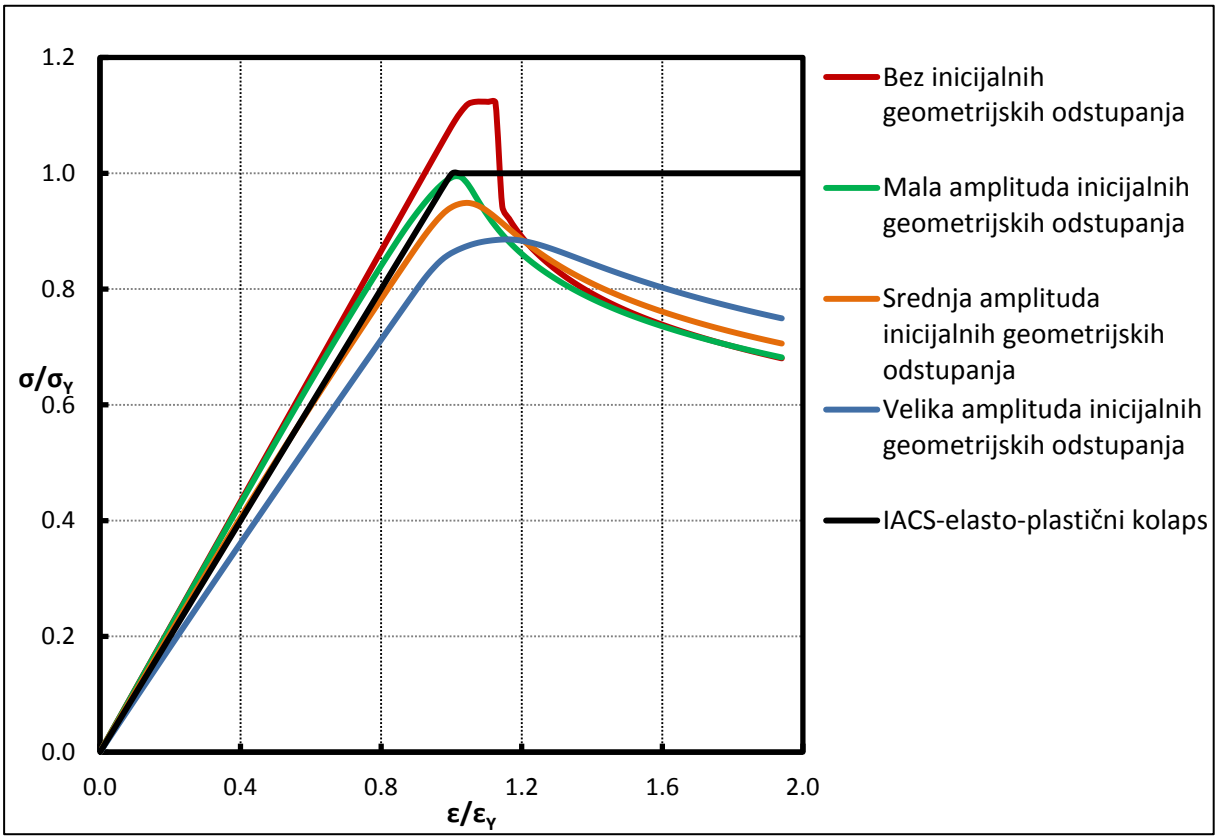
Slika 36. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 1



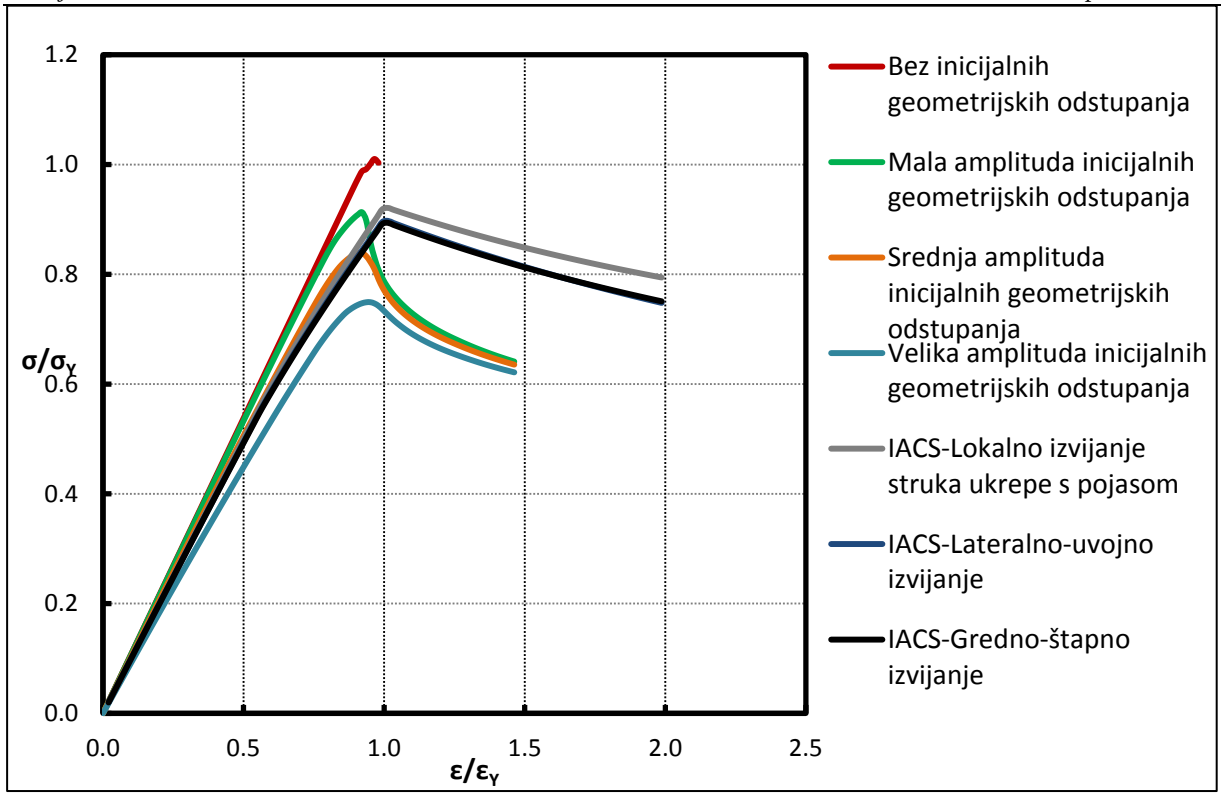
Slika 37. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 2



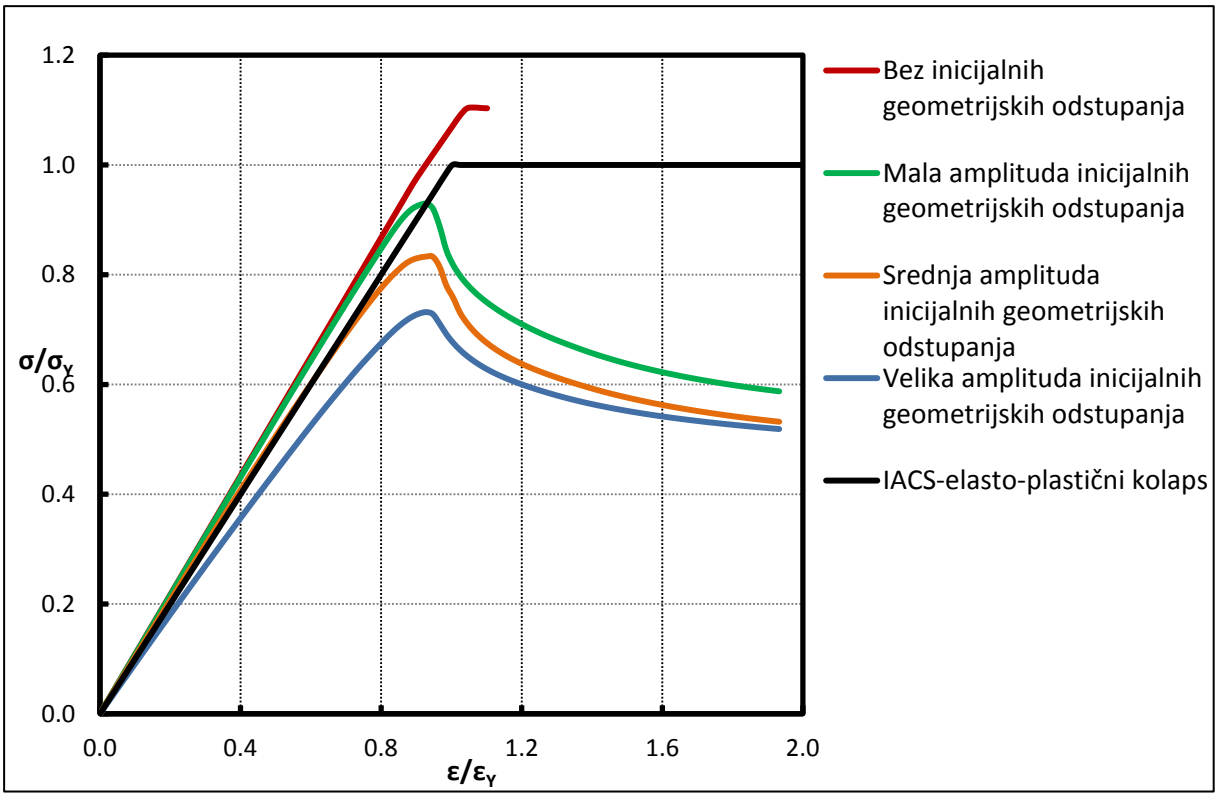
Slika 38. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 3



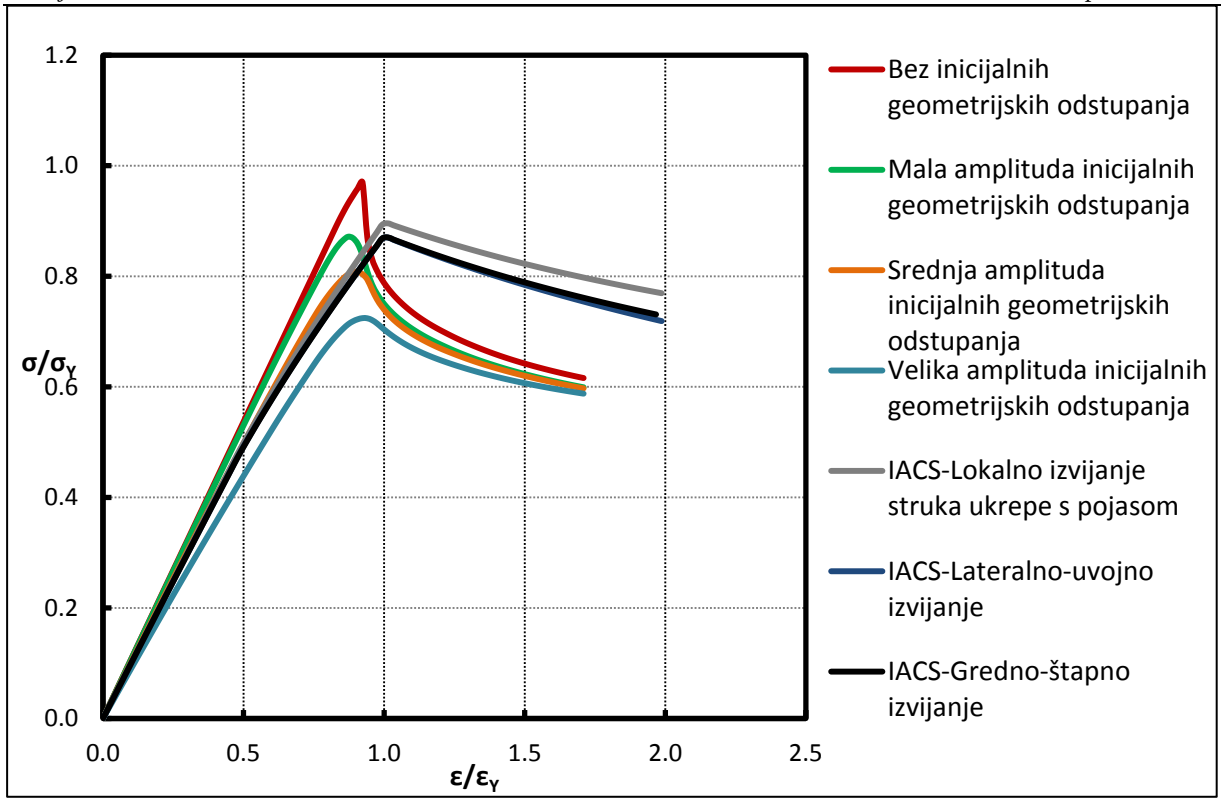
Slika 39. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 4



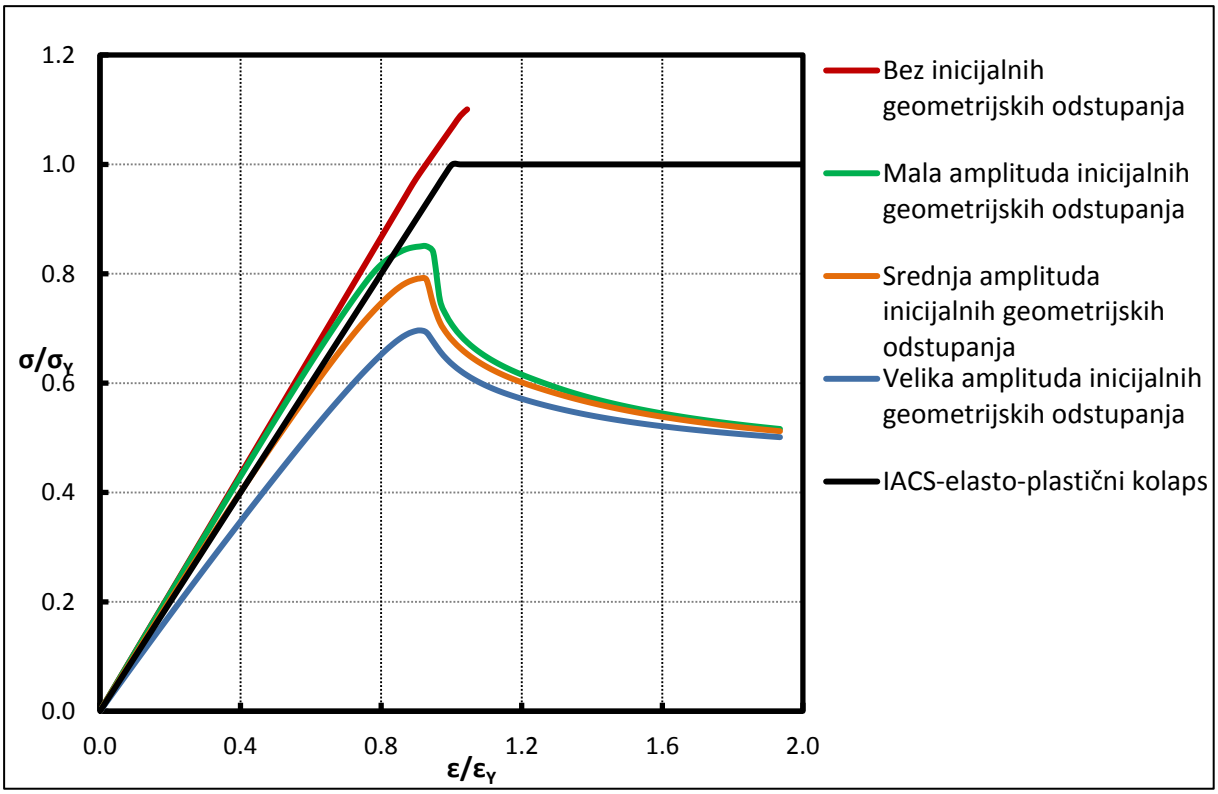
Slika 40. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 5



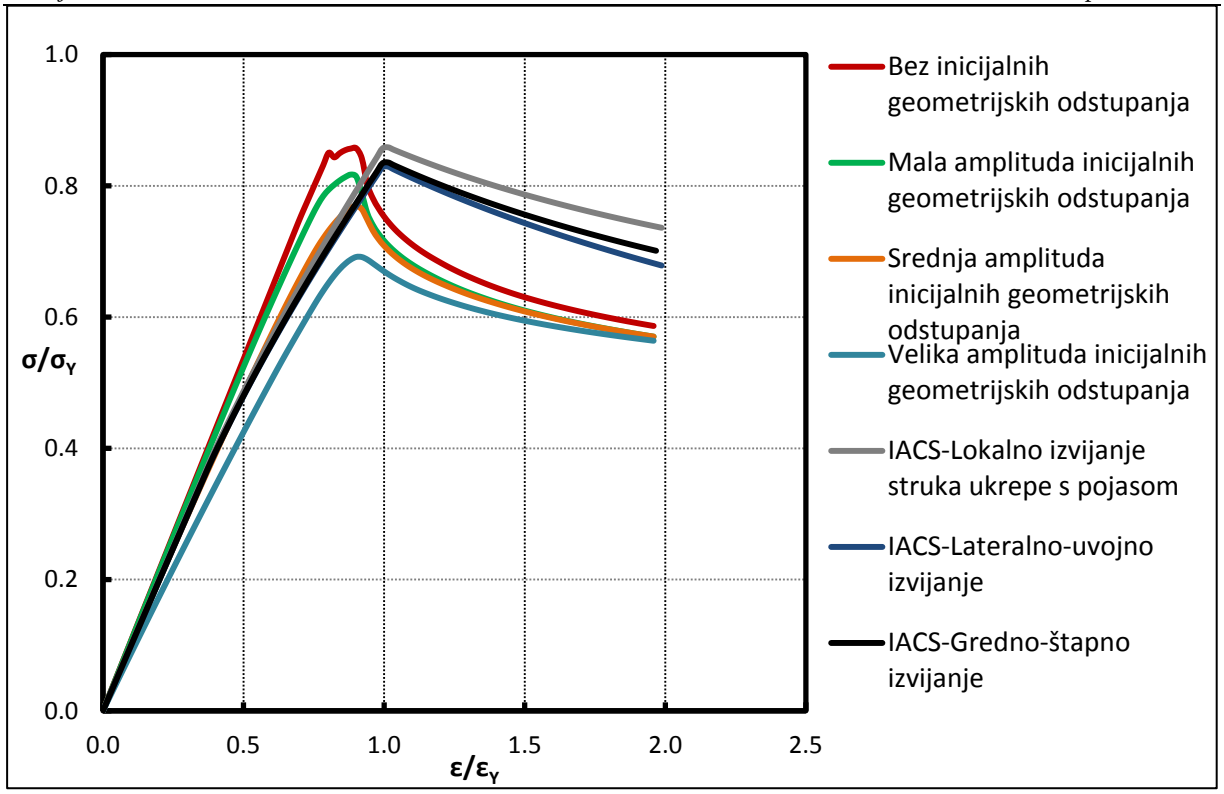
Slika 41. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 6



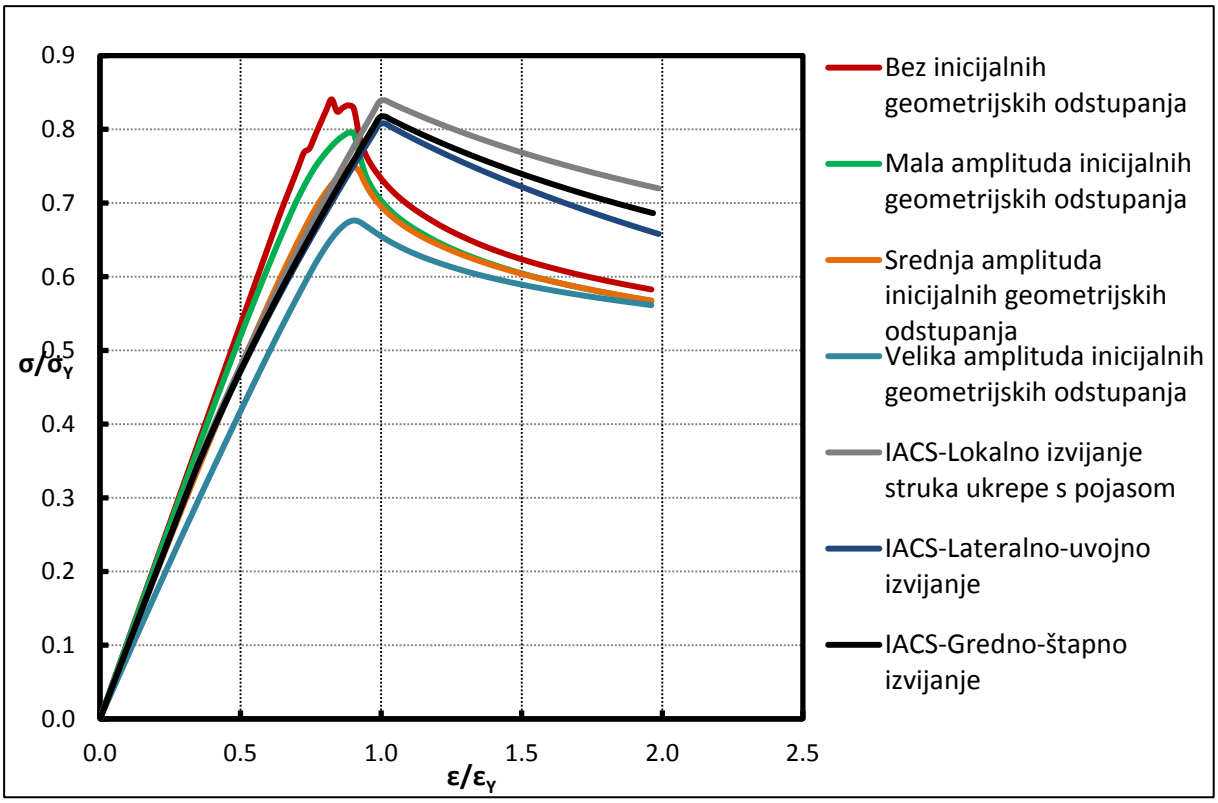
Slika 42. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 7



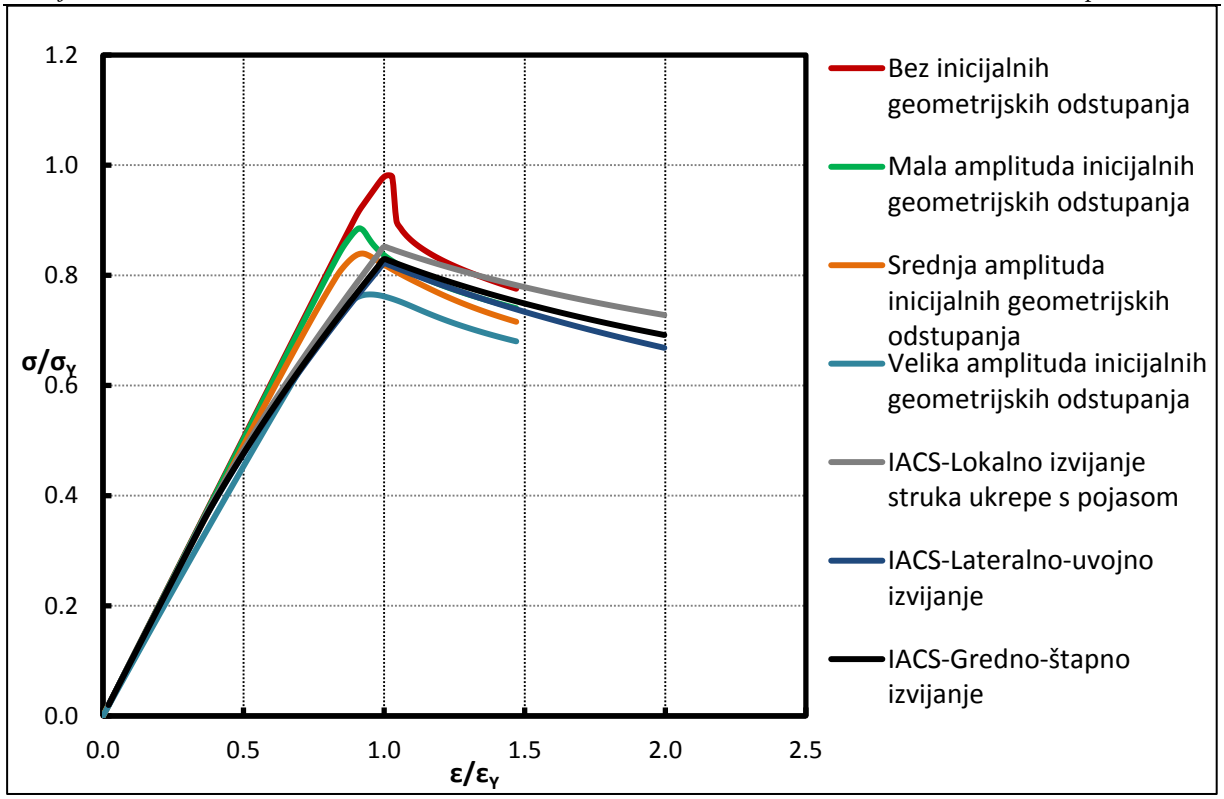
Slika 43. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 8



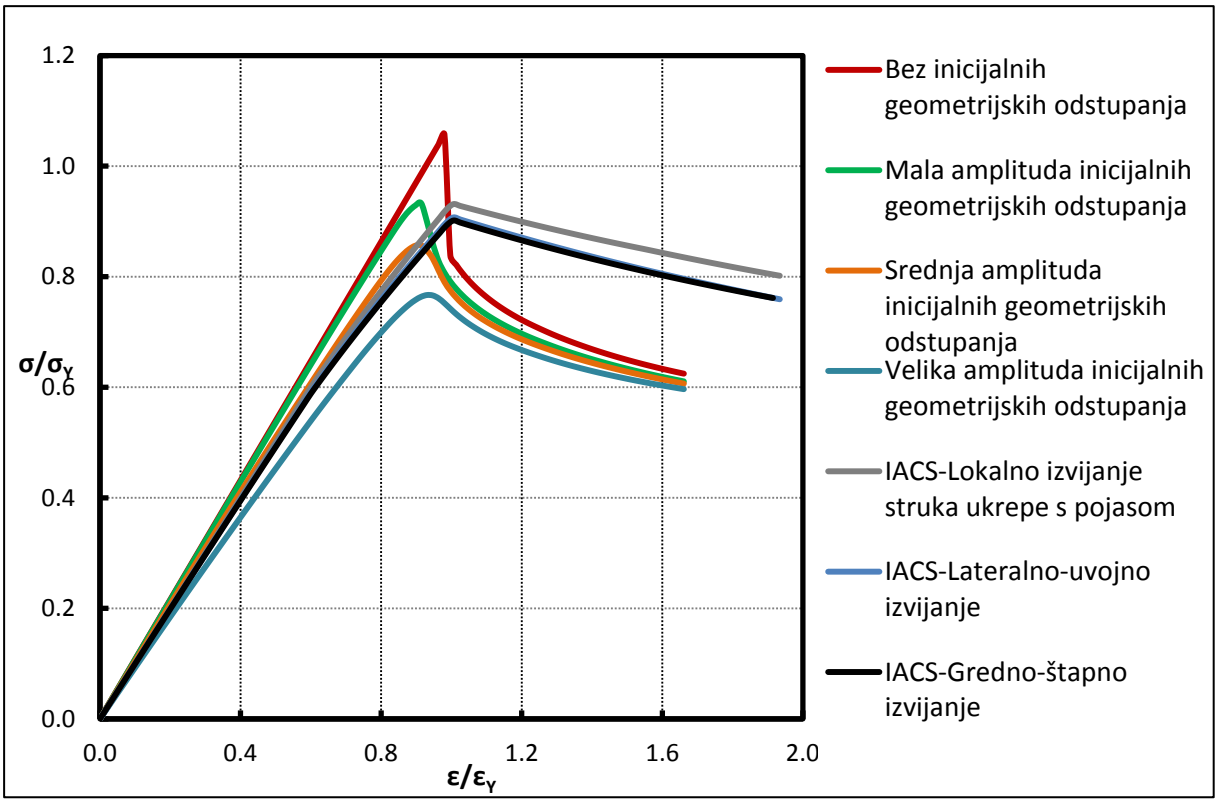
Slika 44. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 9



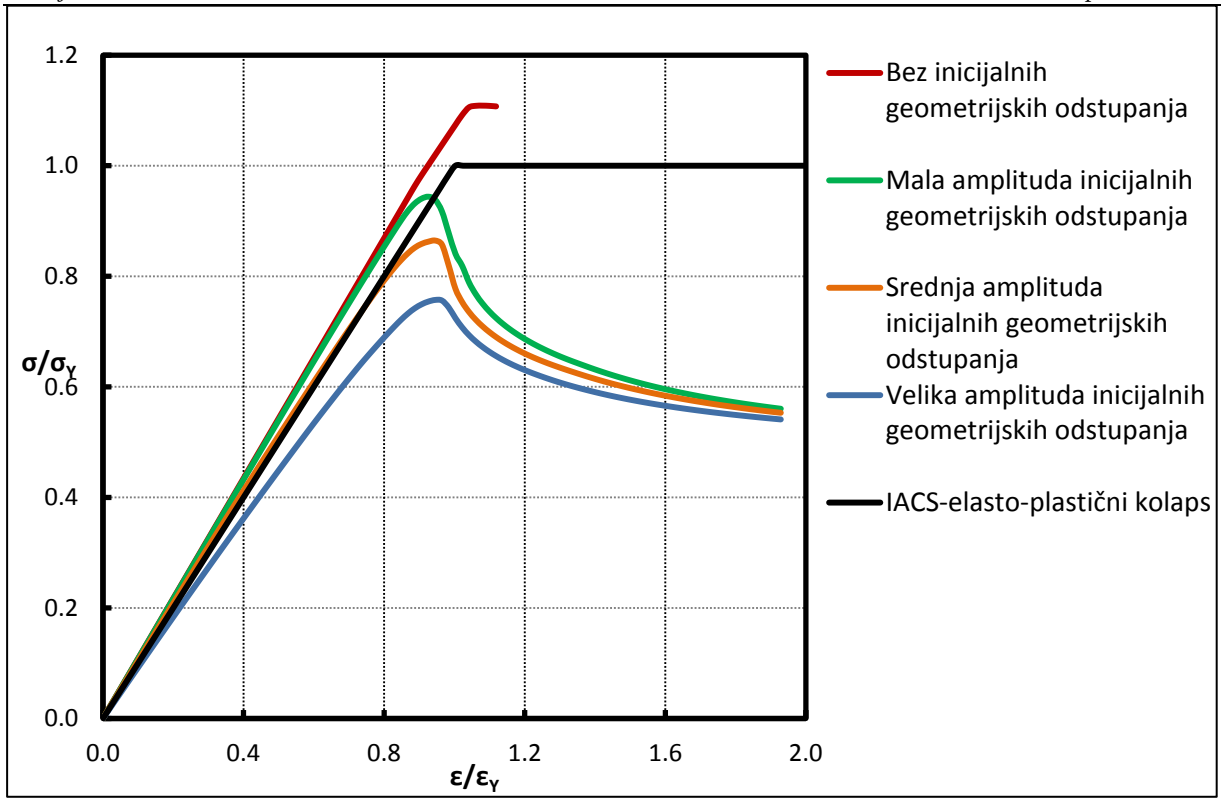
Slika 45. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 10



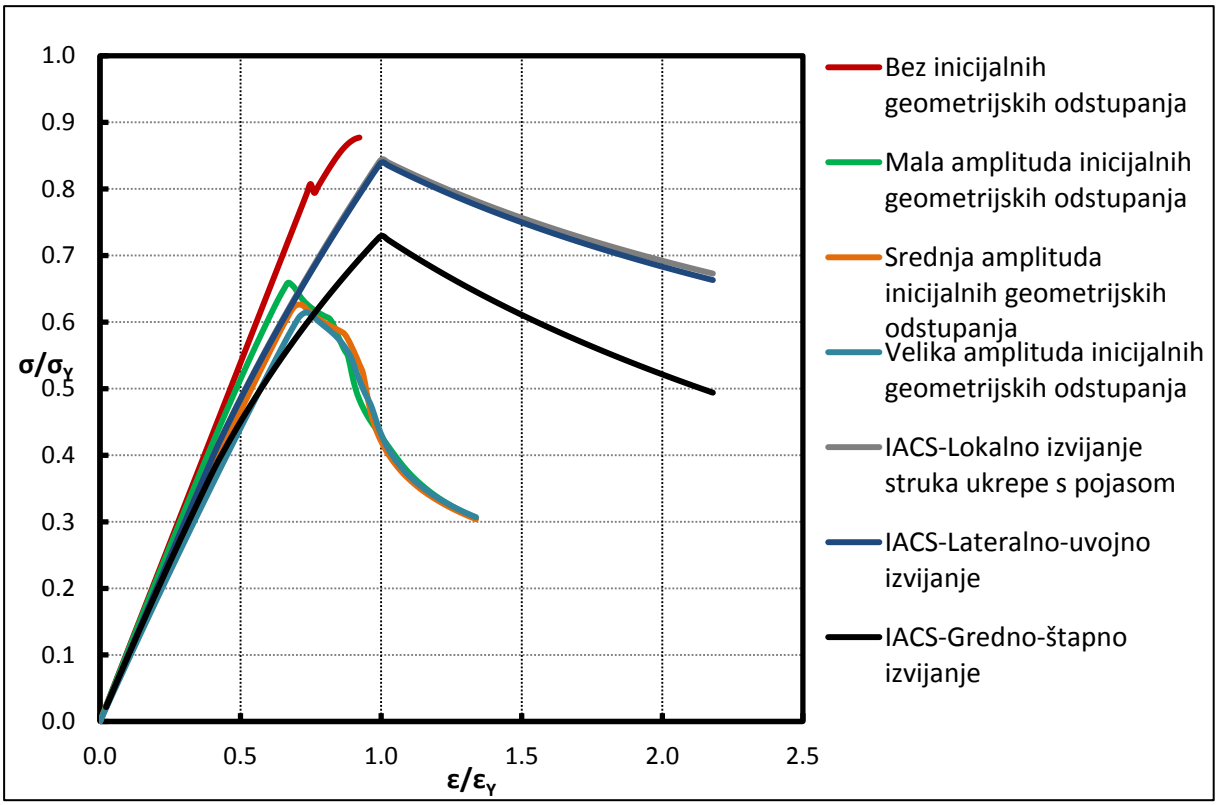
Slika 46. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 11



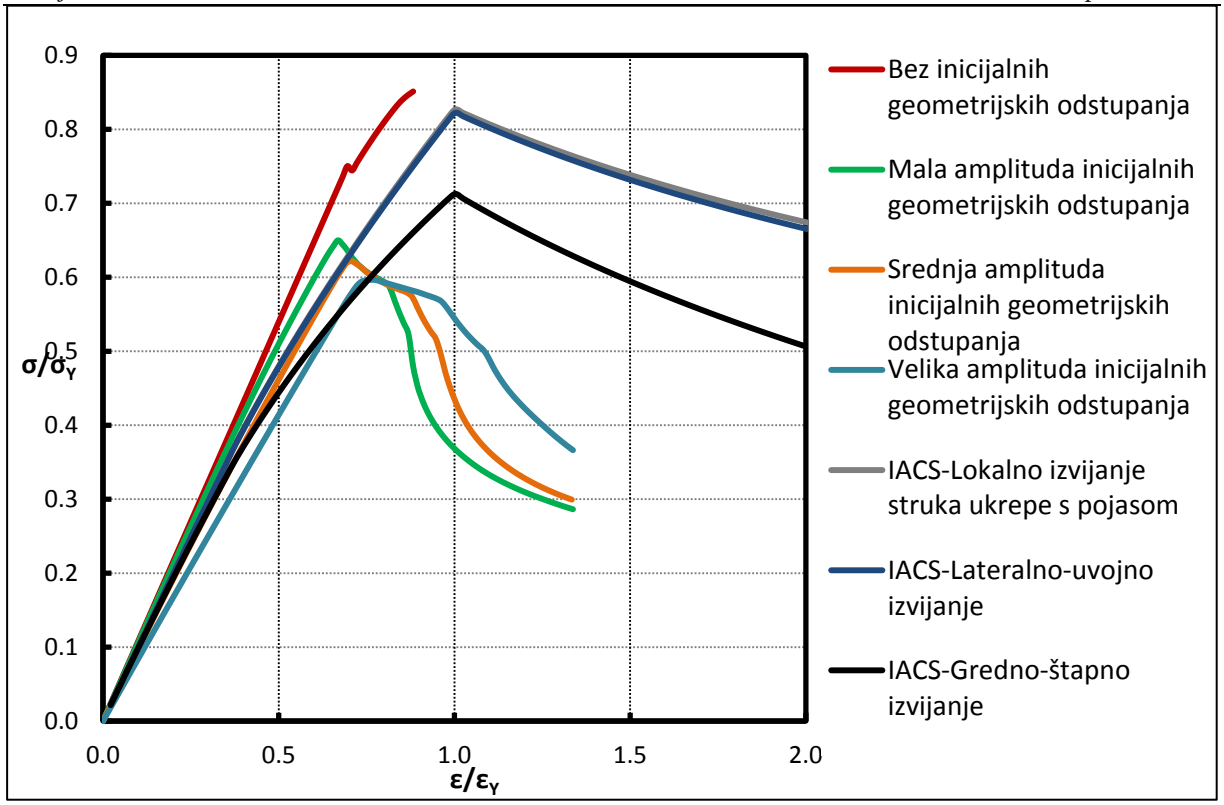
Slika 47. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 12



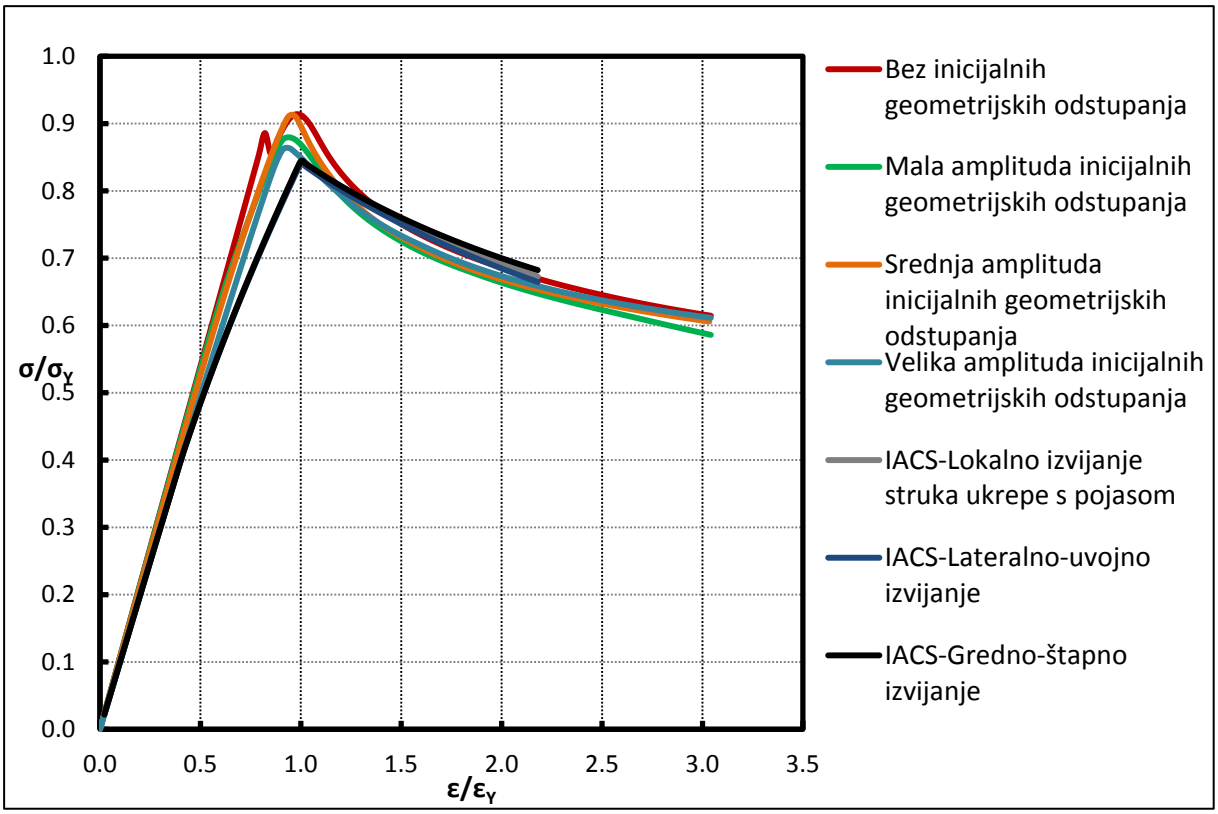
Slika 48. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 13



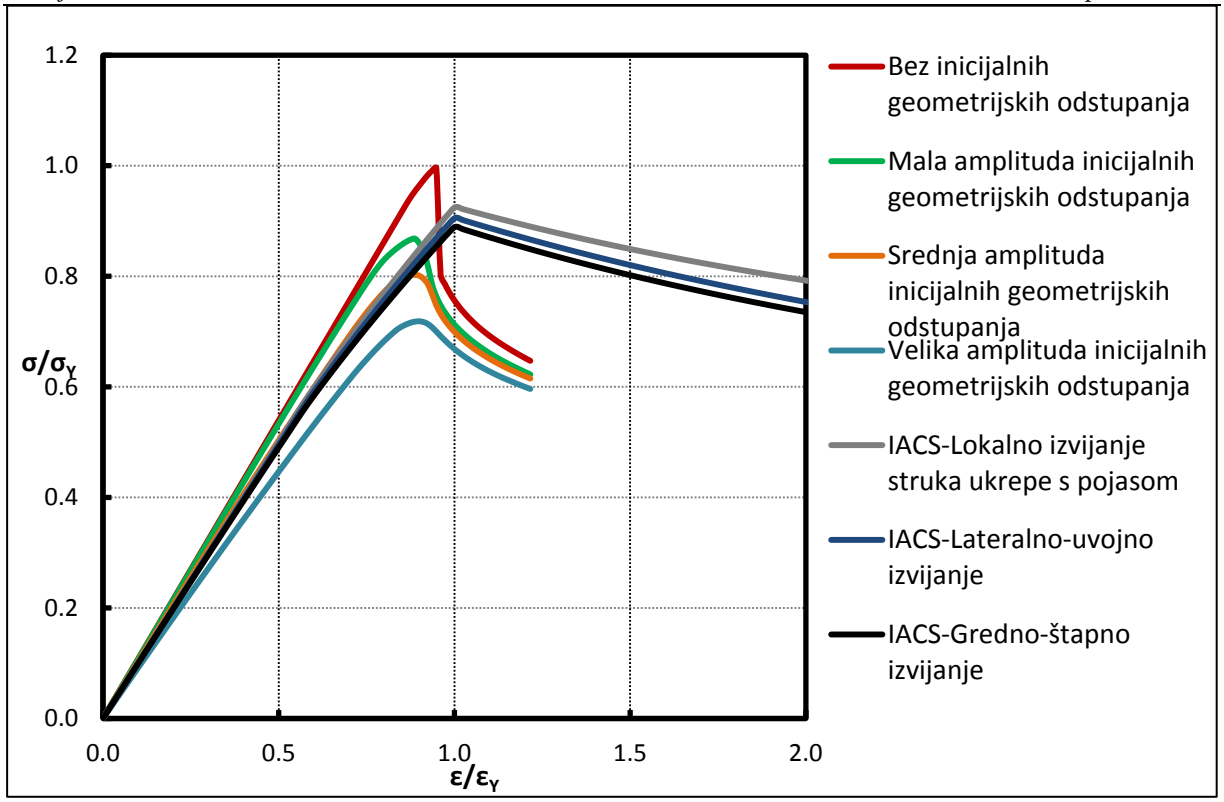
Slika 49. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 14



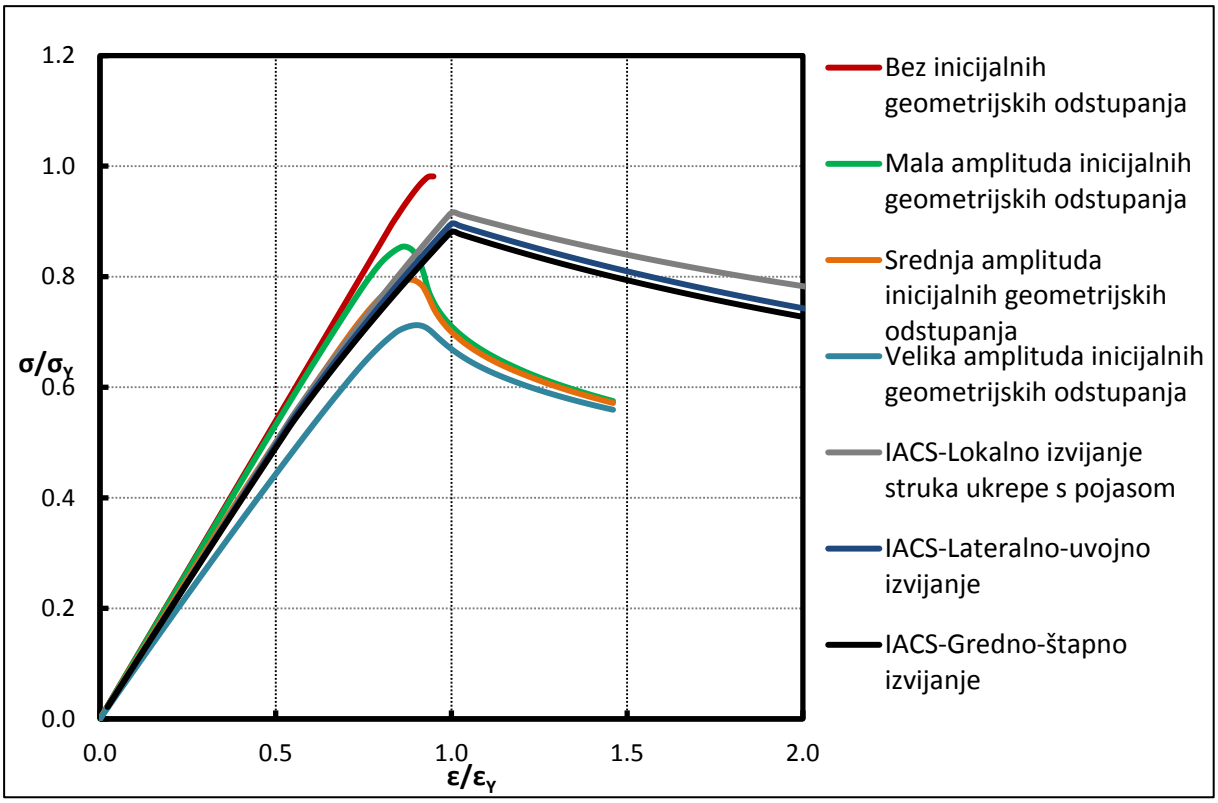
Slika 50. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 15



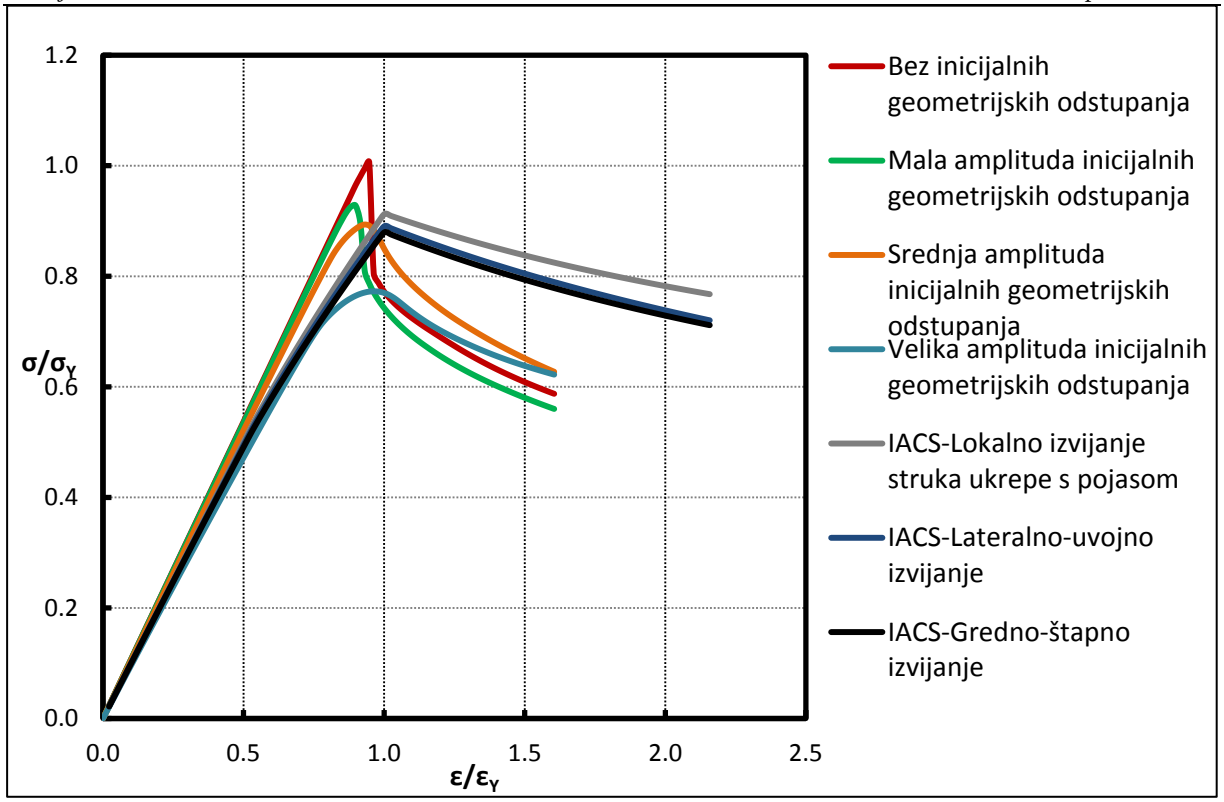
Slika 51. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 16



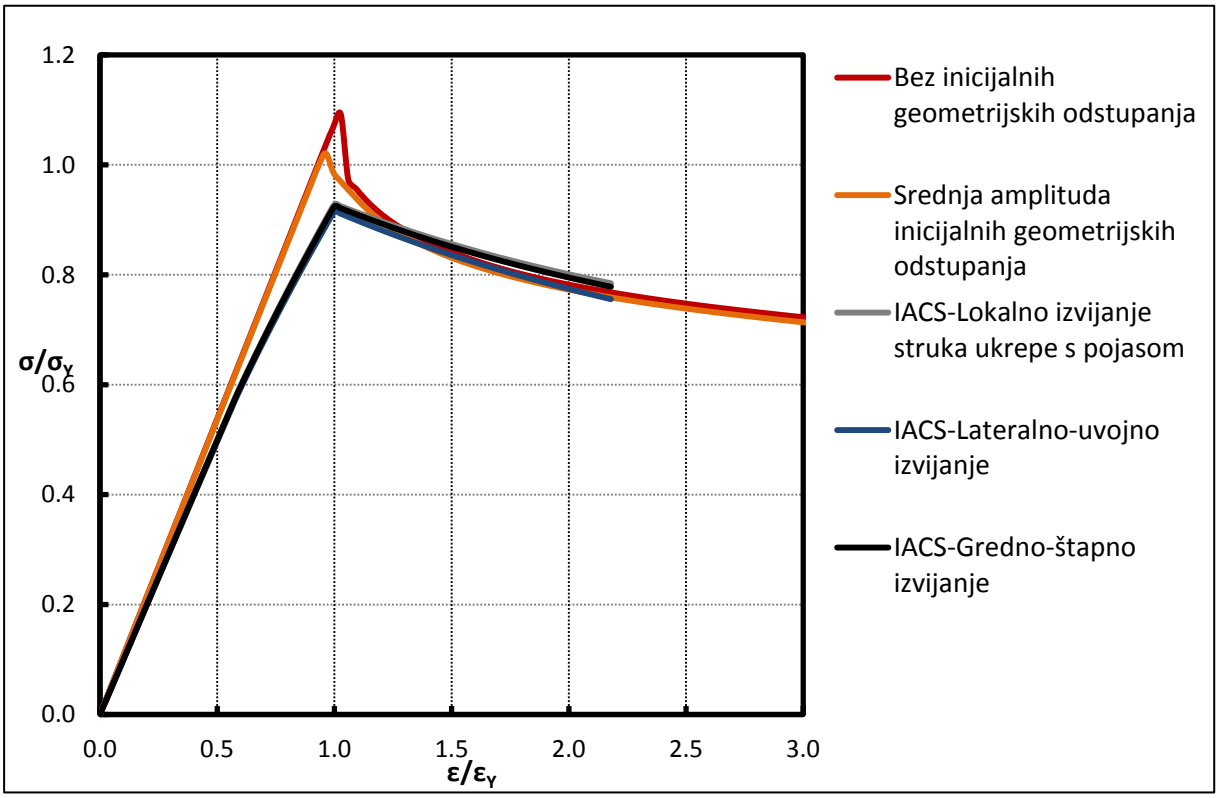
Slika 52. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 17



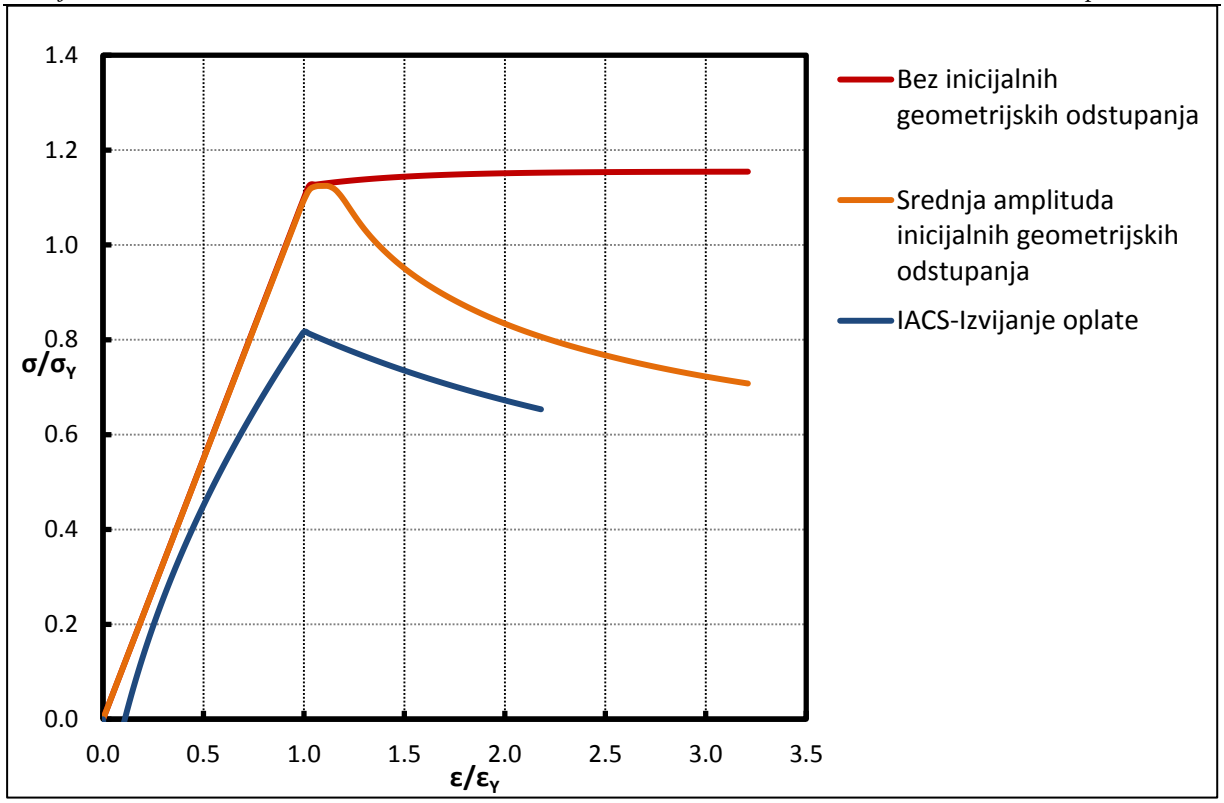
Slika 53. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 18



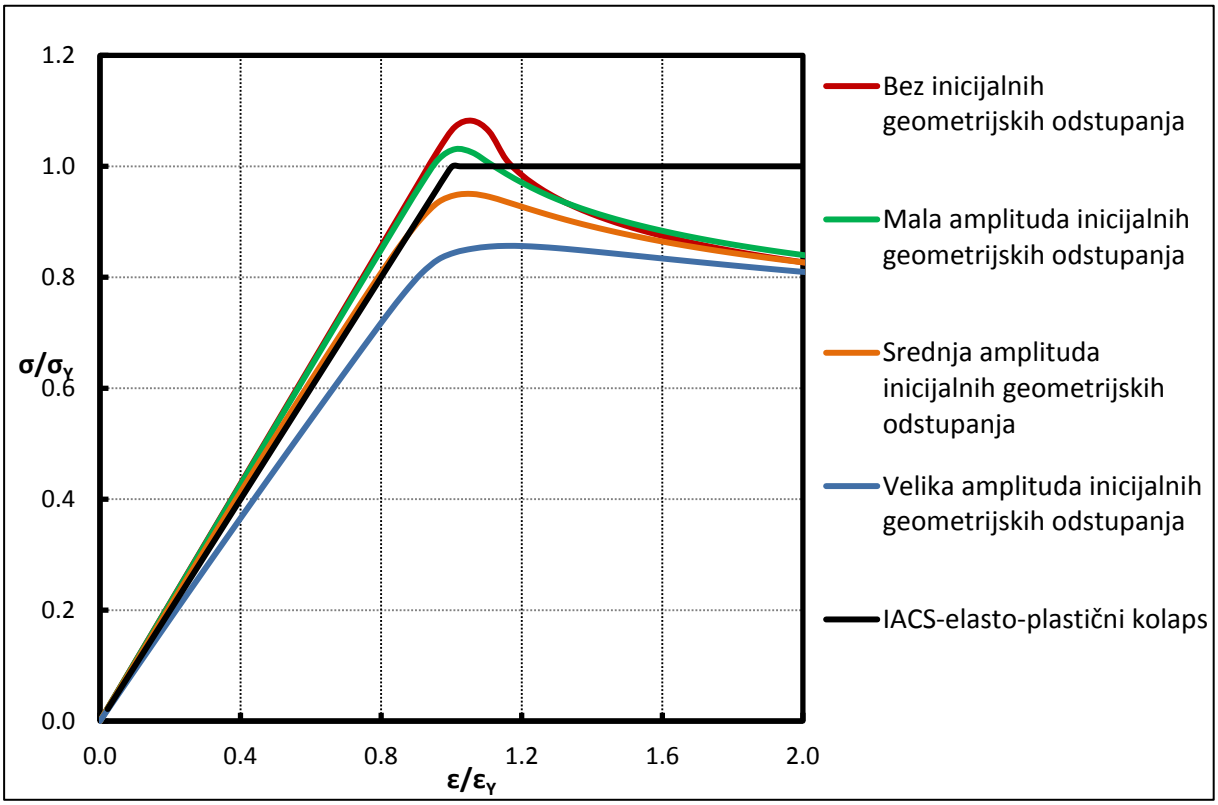
Slika 54. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 19



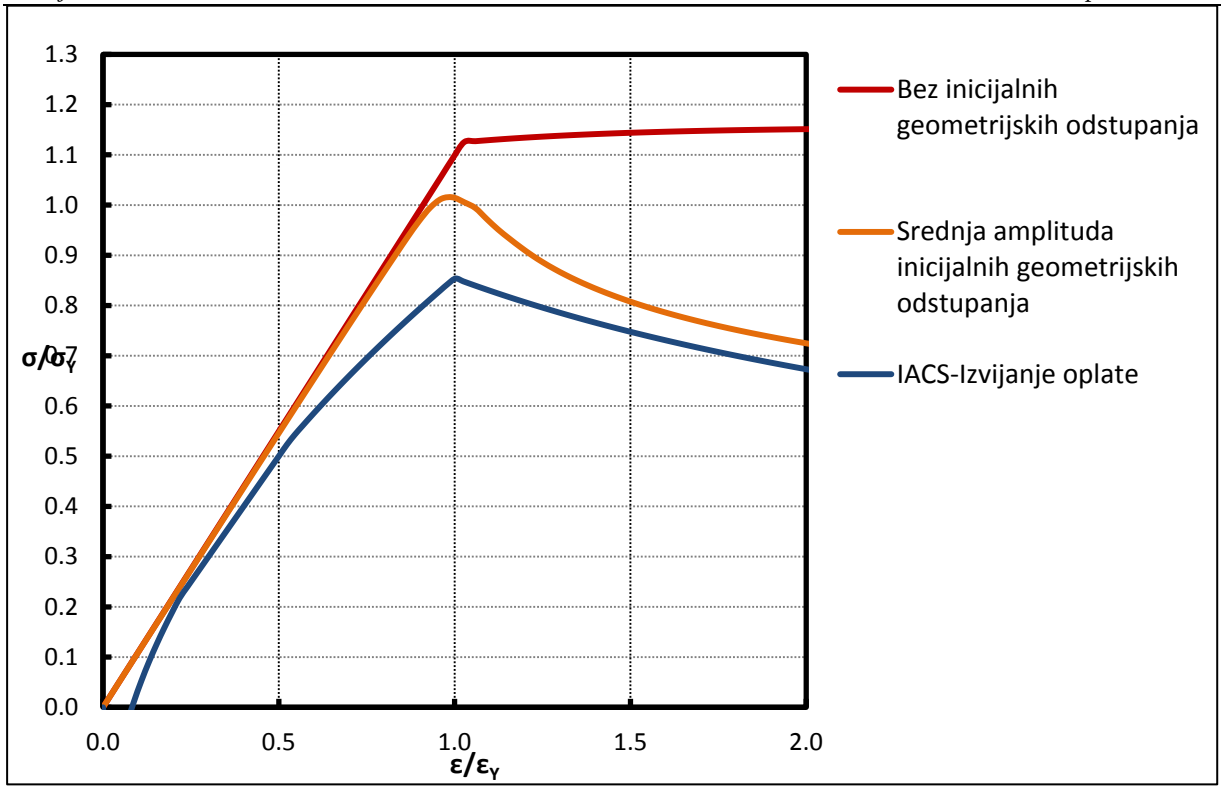
Slika 55. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 20



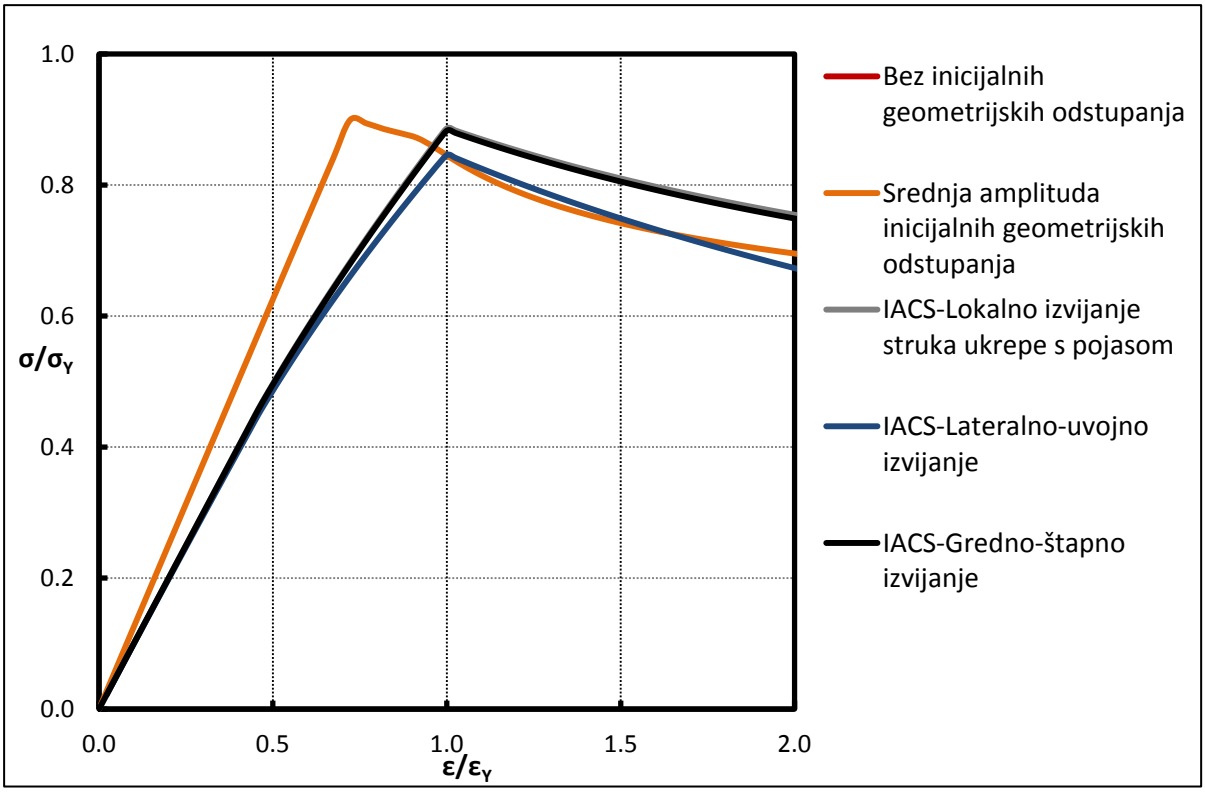
Slika 56. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 21



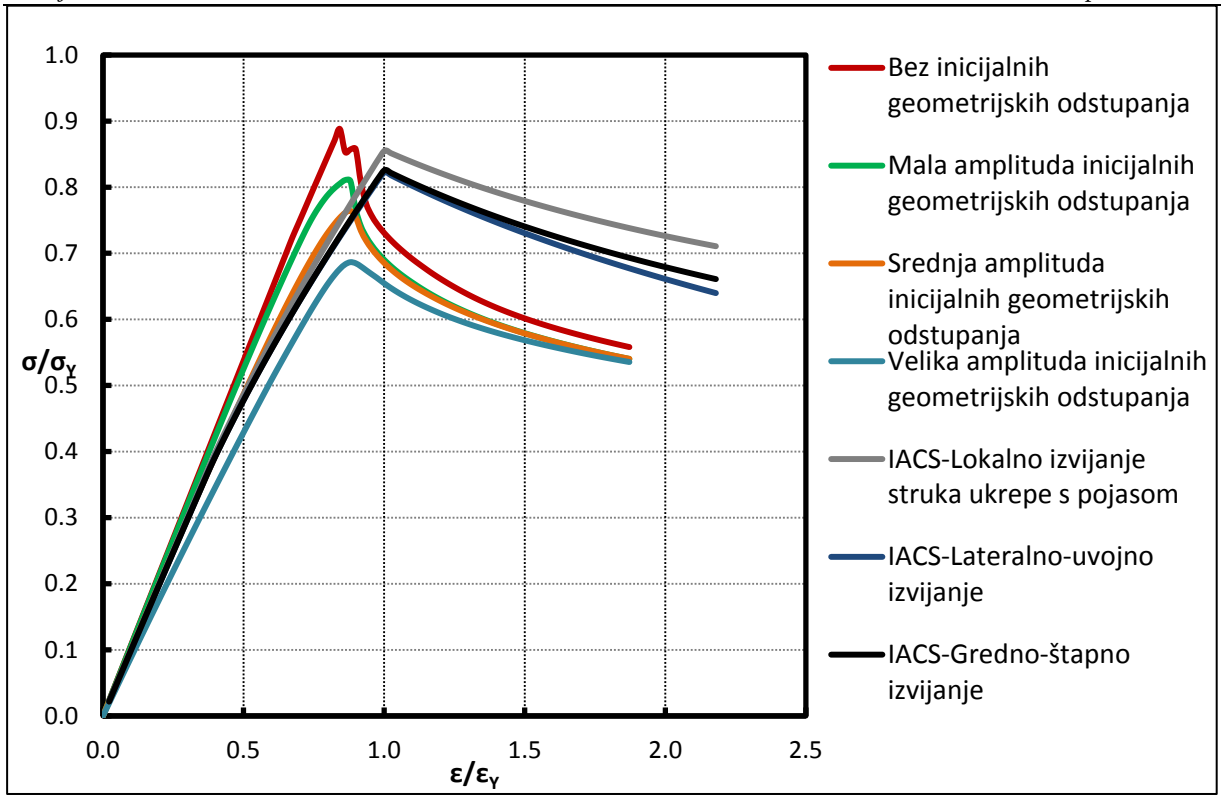
Slika 57. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 22



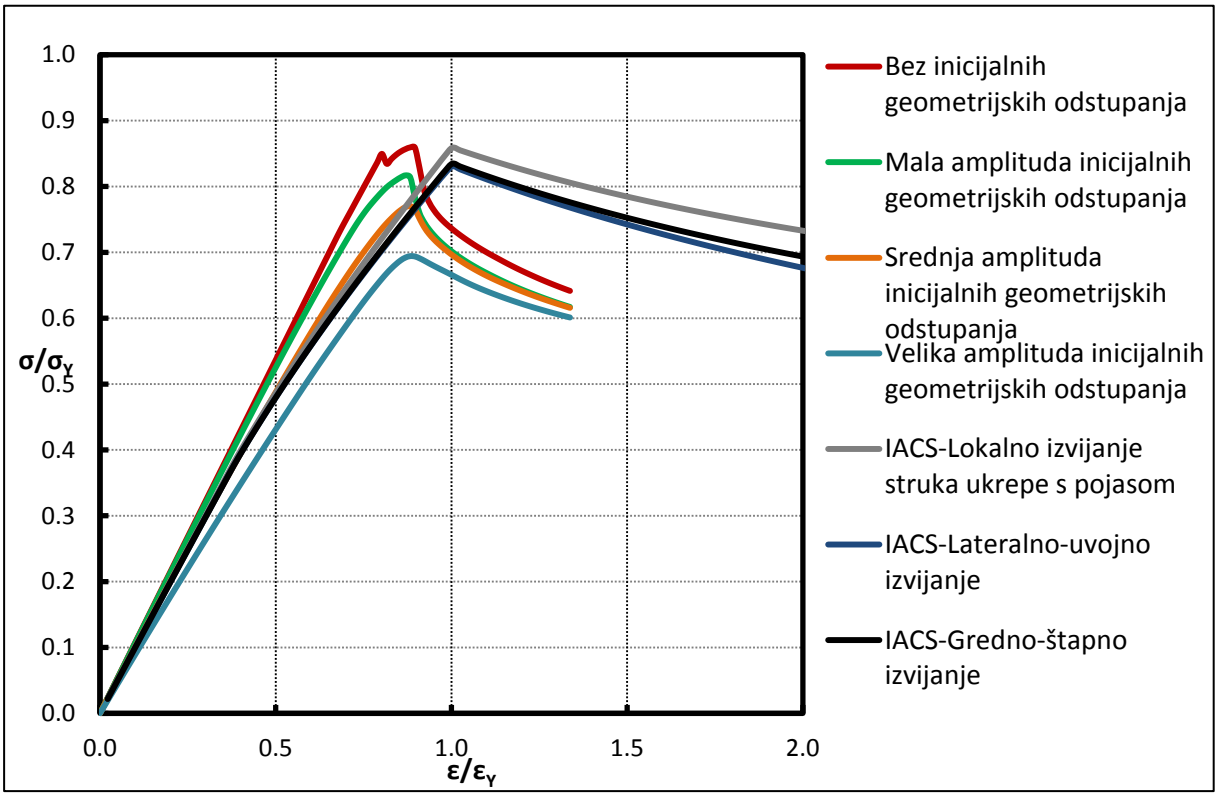
Slika 58. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 23



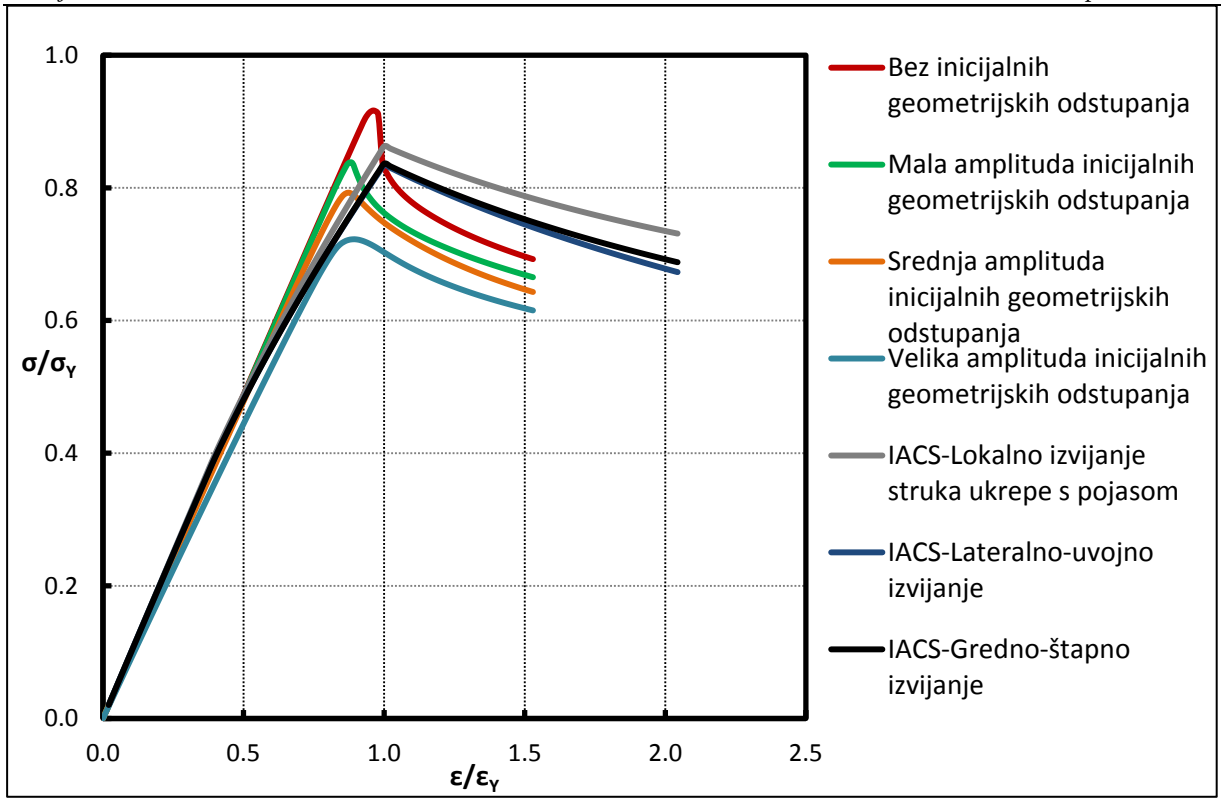
Slika 59. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 24



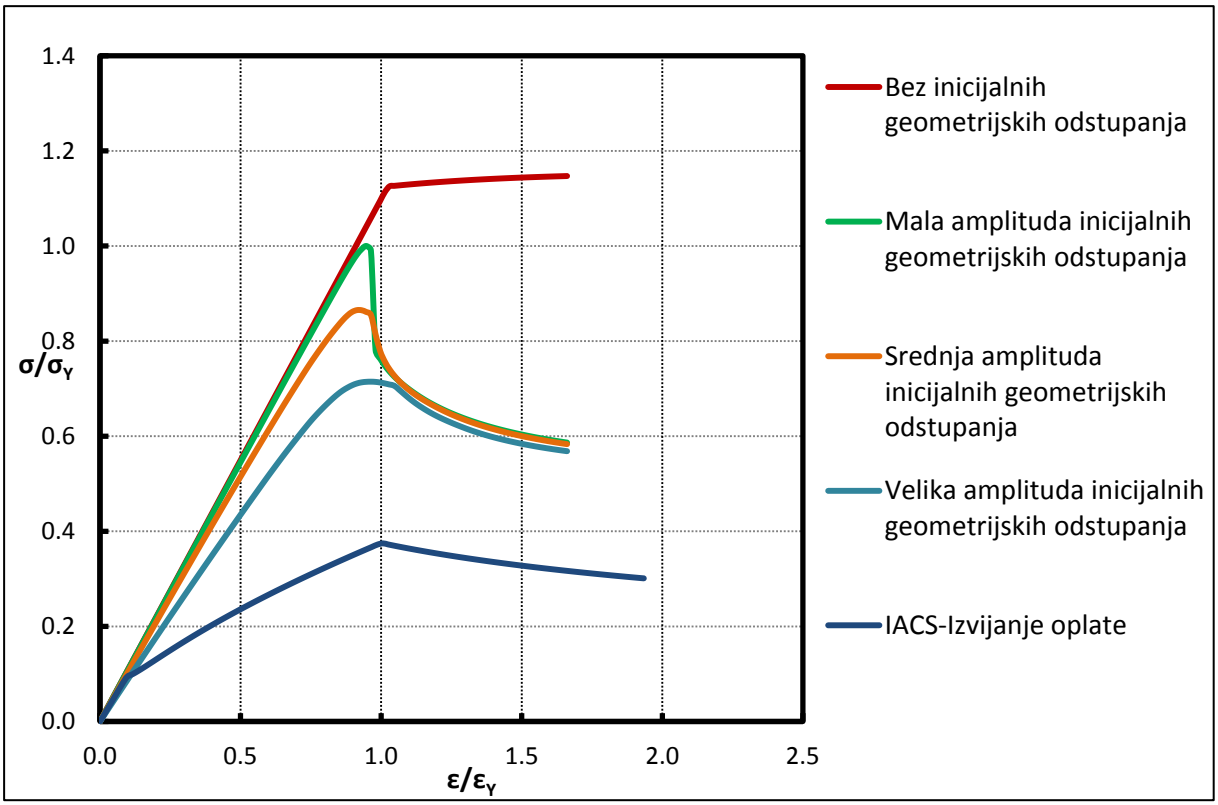
Slika 60. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 25



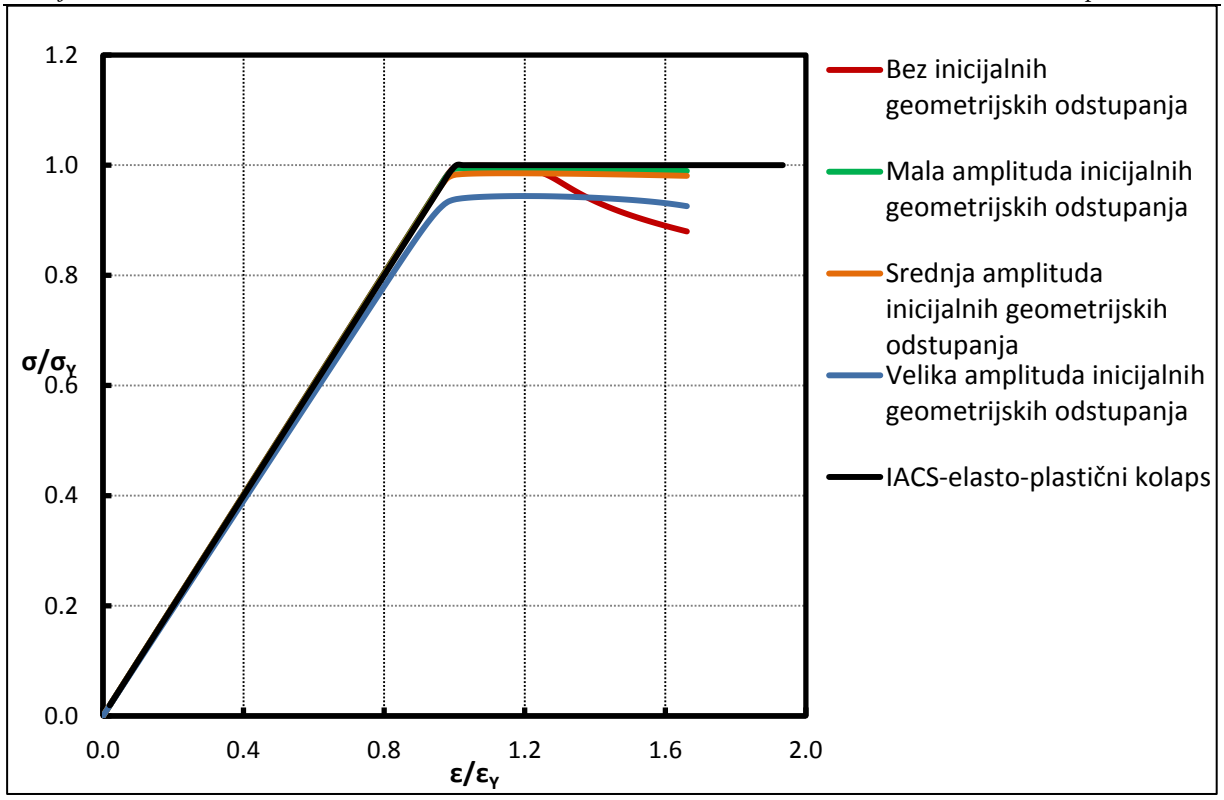
Slika 61. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 26



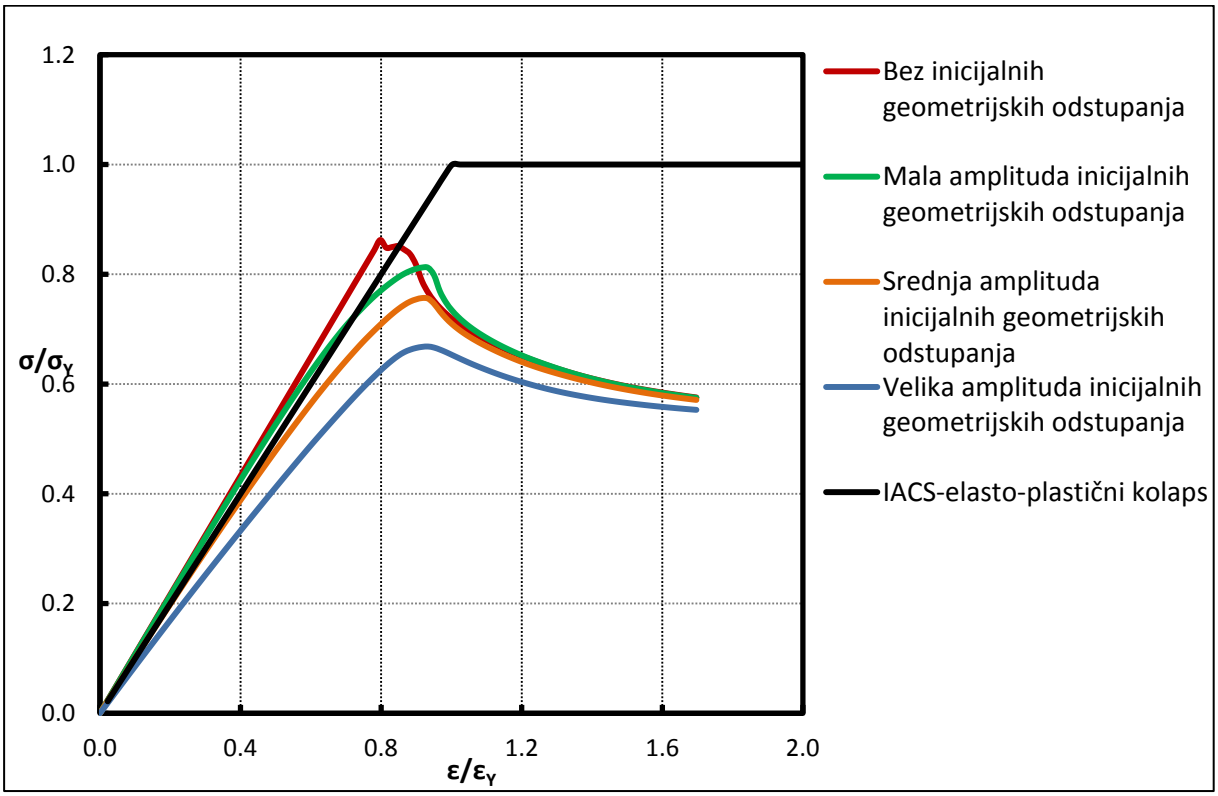
Slika 62. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 27



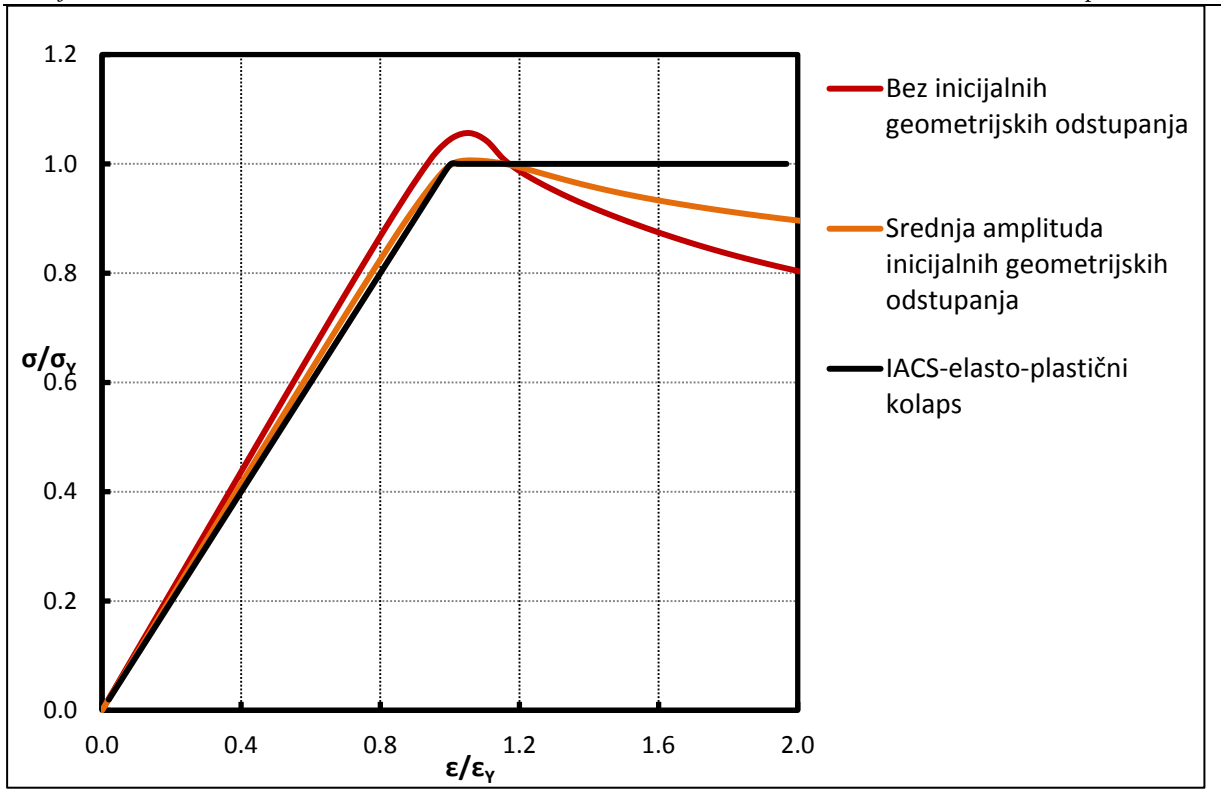
Slika 63. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 28



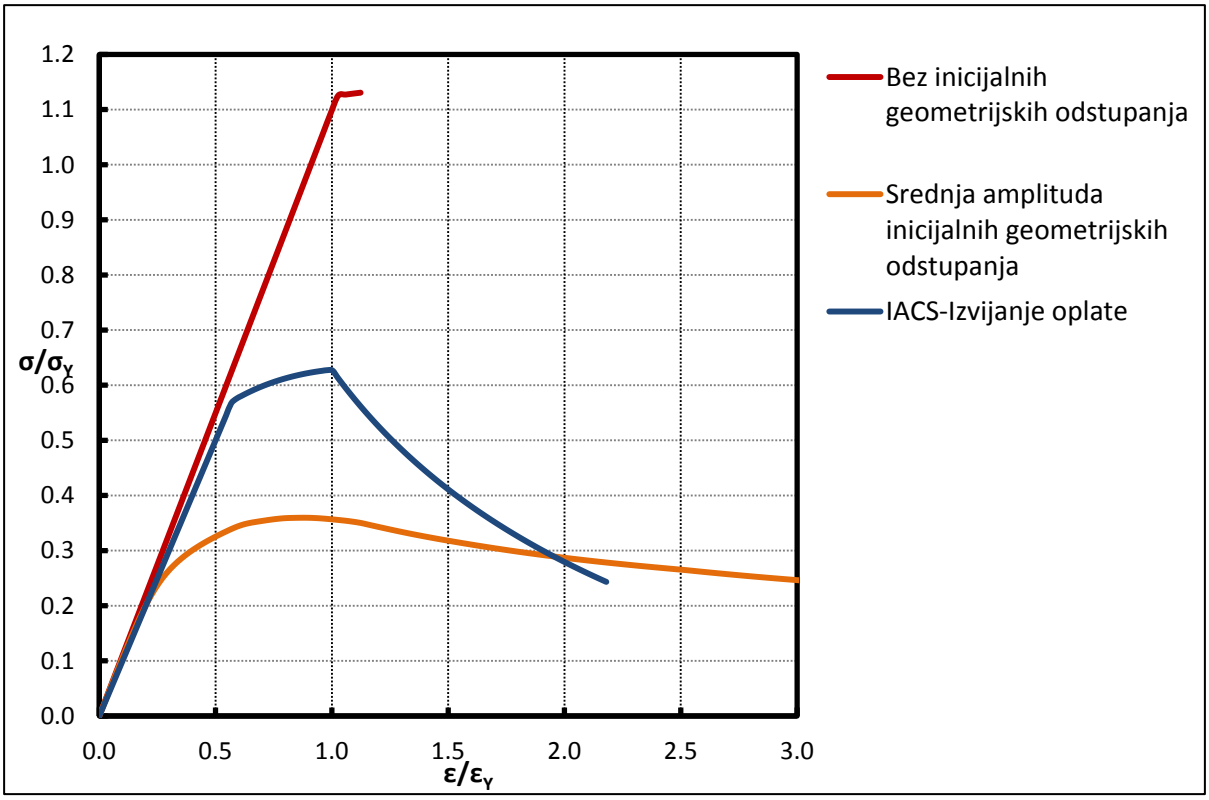
Slika 64. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 29



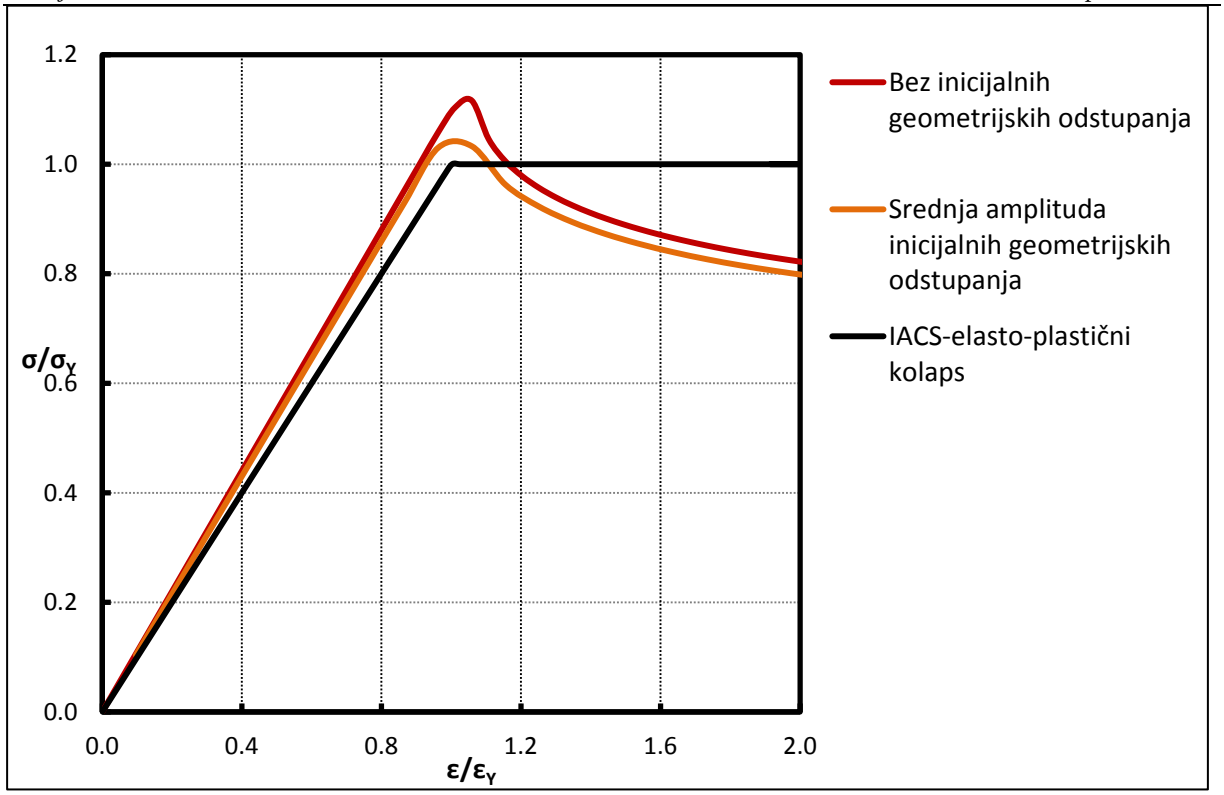
Slika 65. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 30



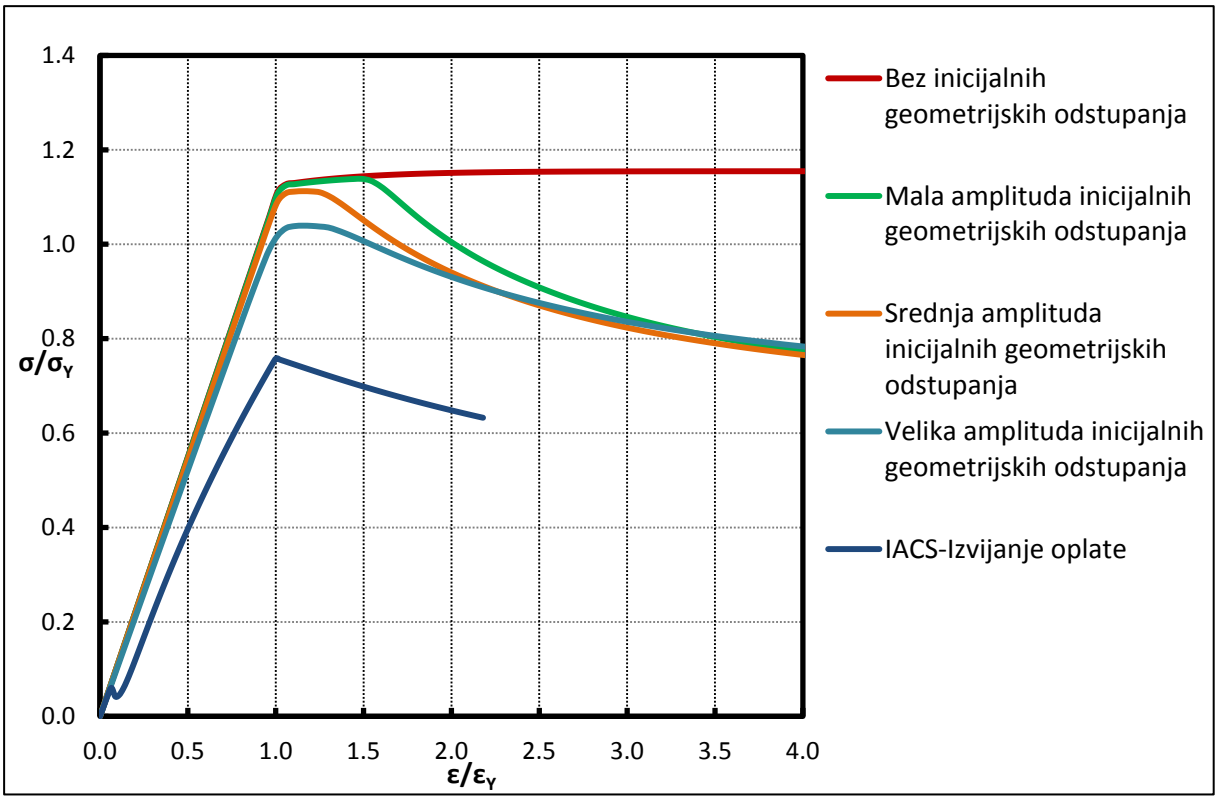
Slika 66. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 31



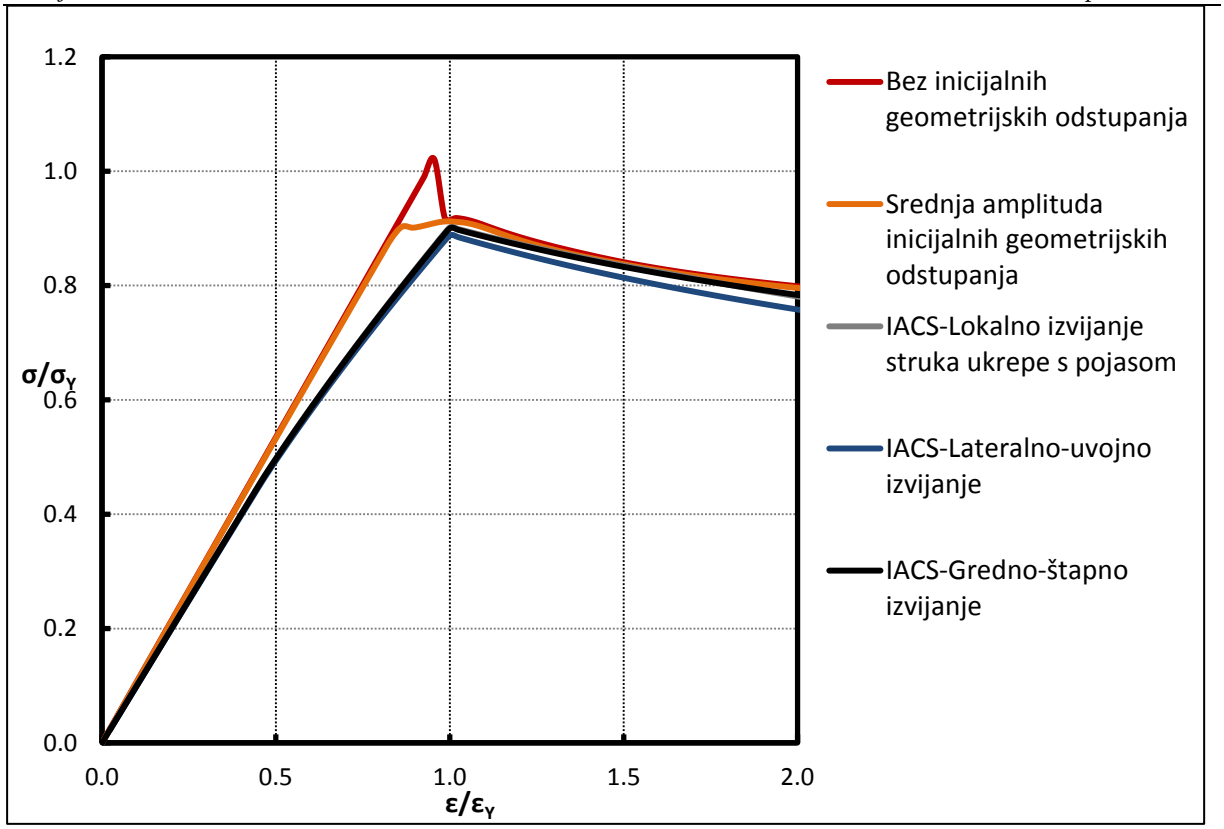
Slika 67. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 32



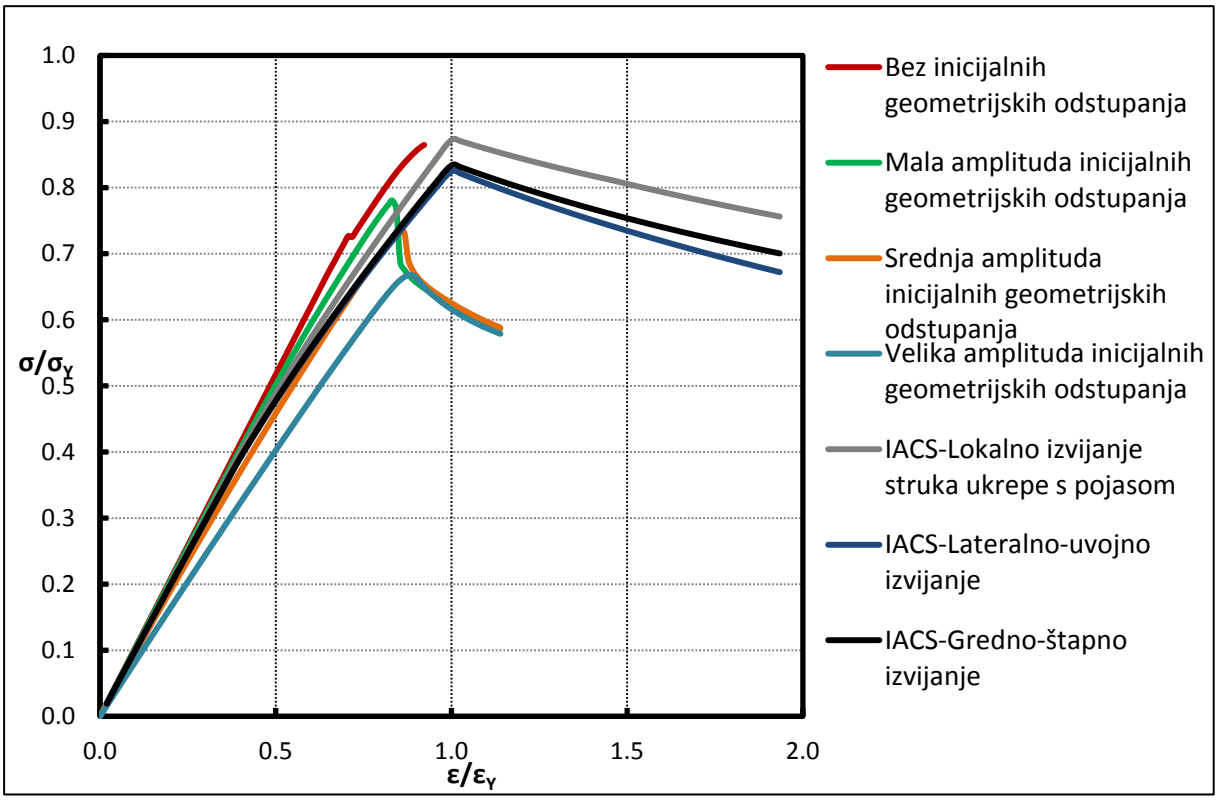
Slika 68. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 33



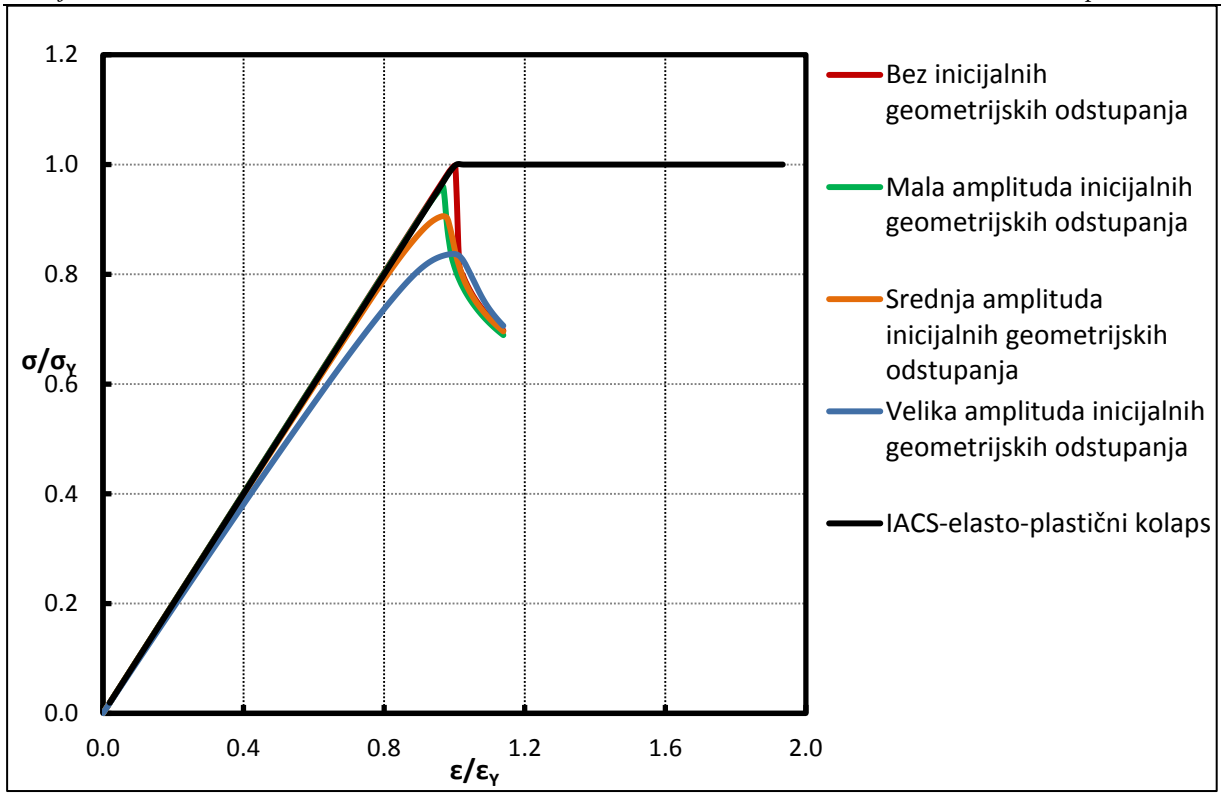
Slika 69. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 34



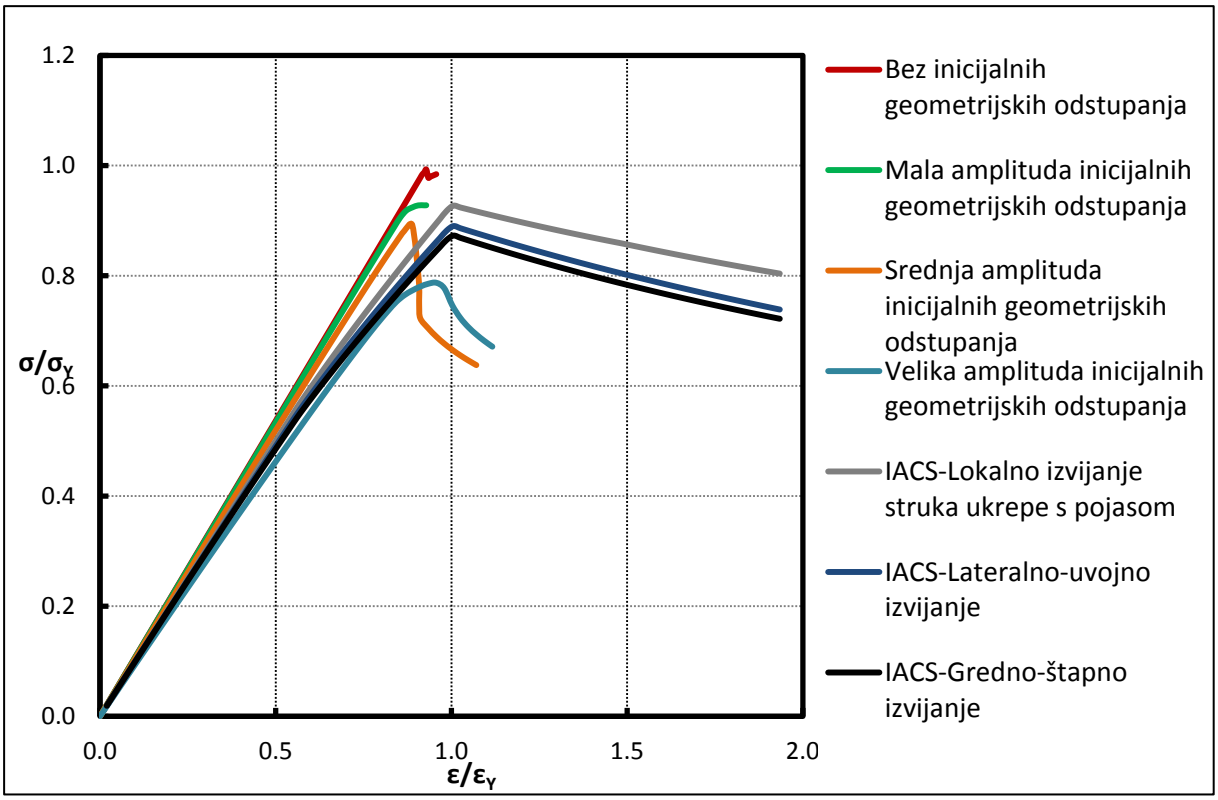
Slika 70. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 35



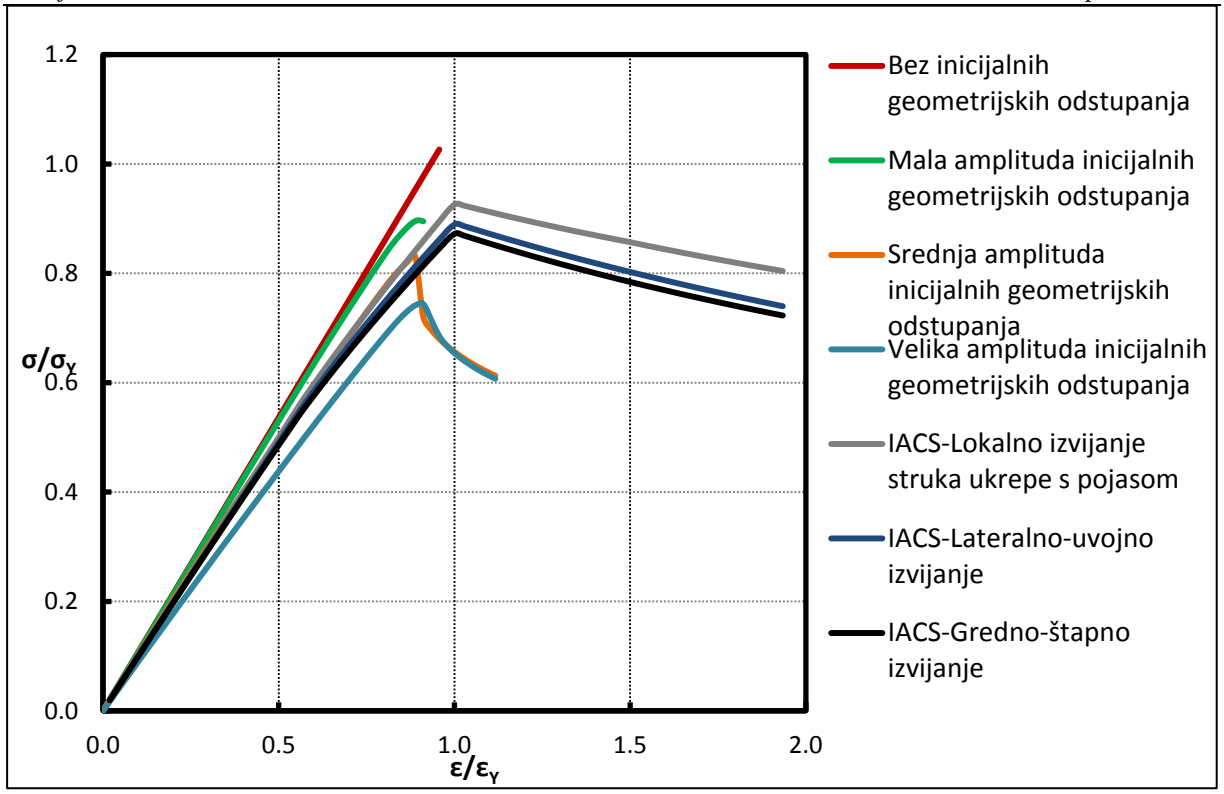
Slika 71. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 36



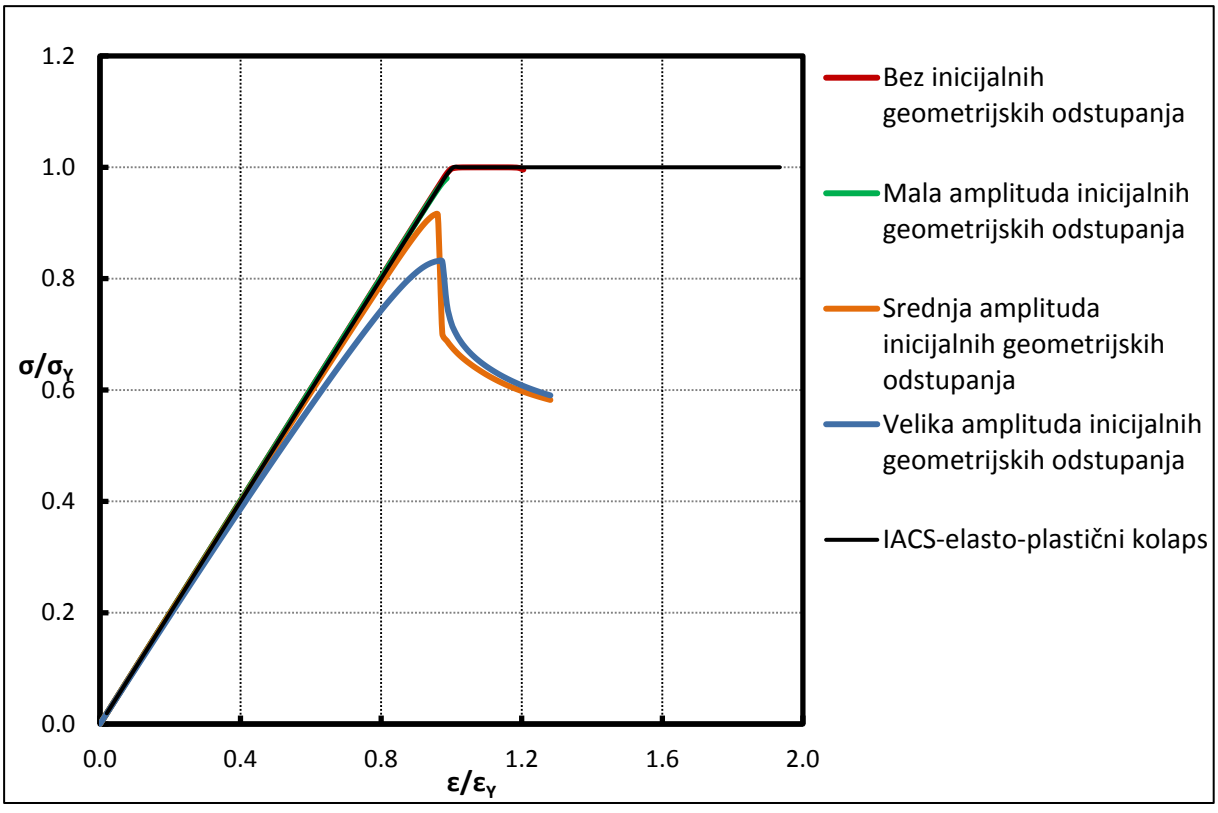
Slika 72. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 37



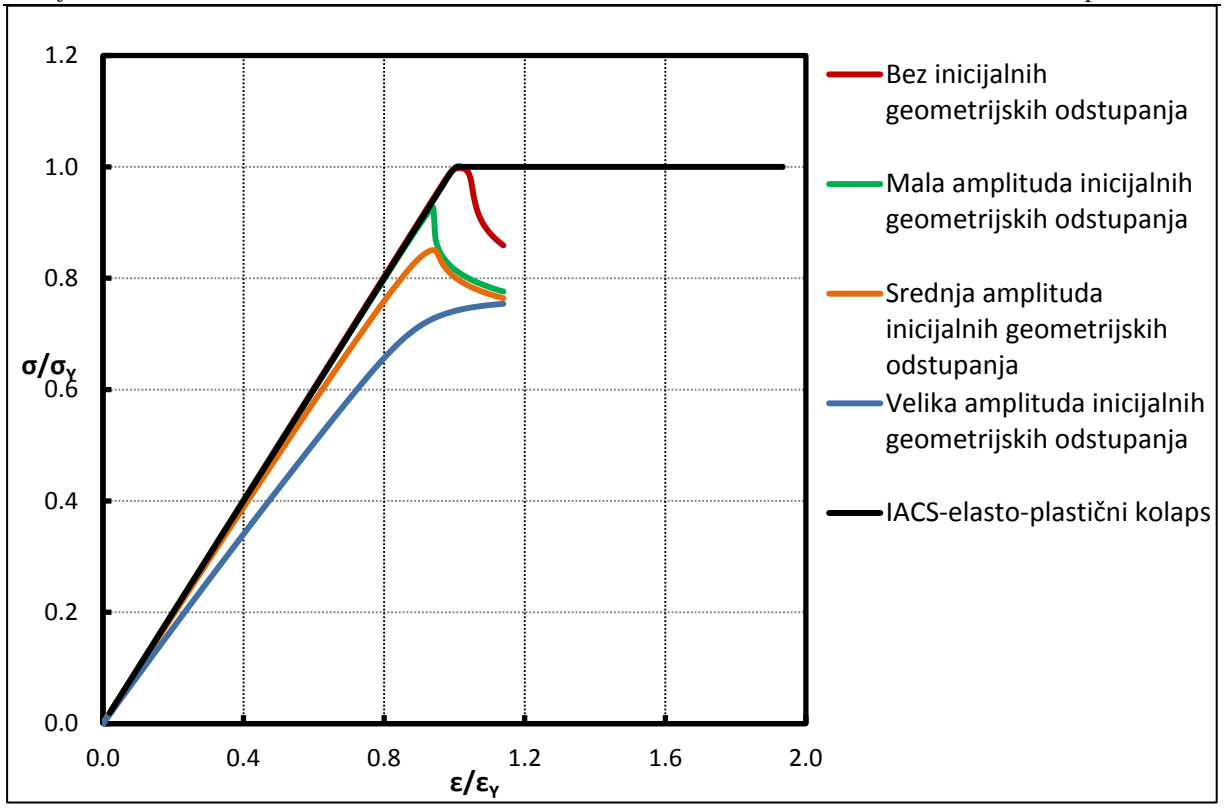
Slika 73. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 38



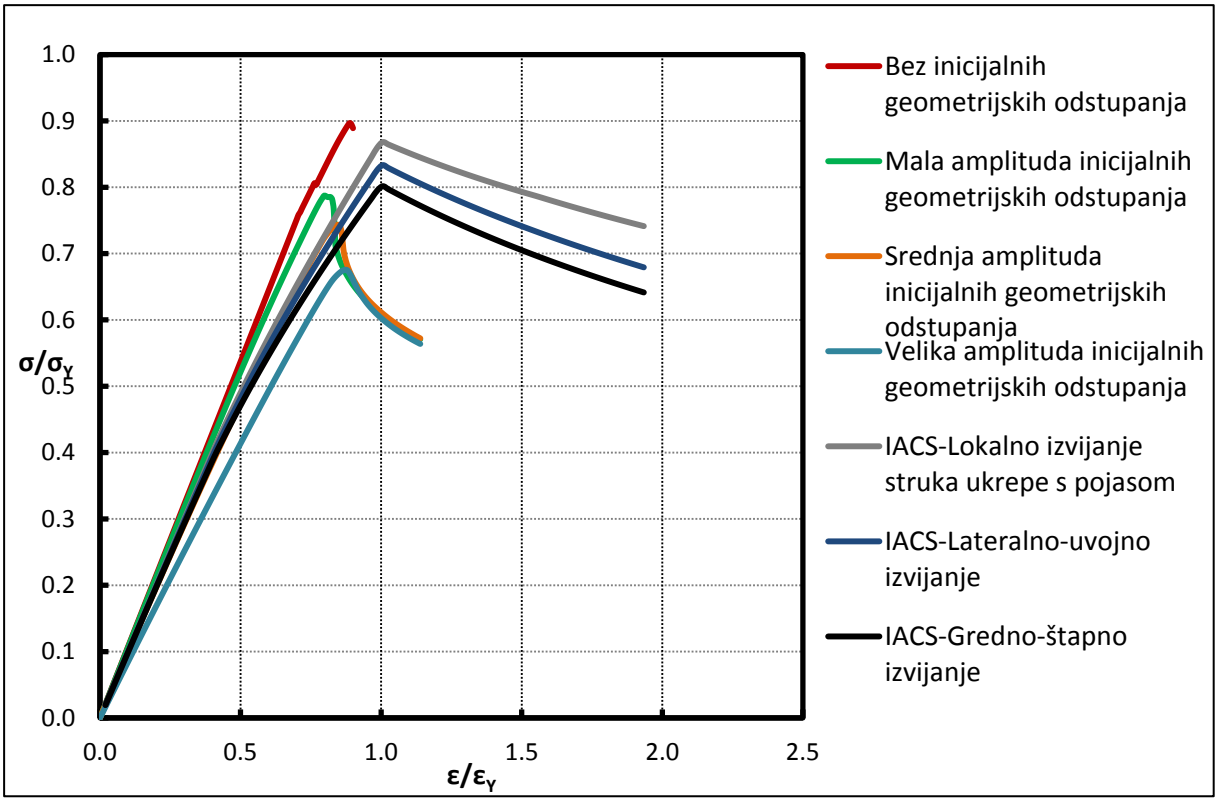
Slika 74. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 39



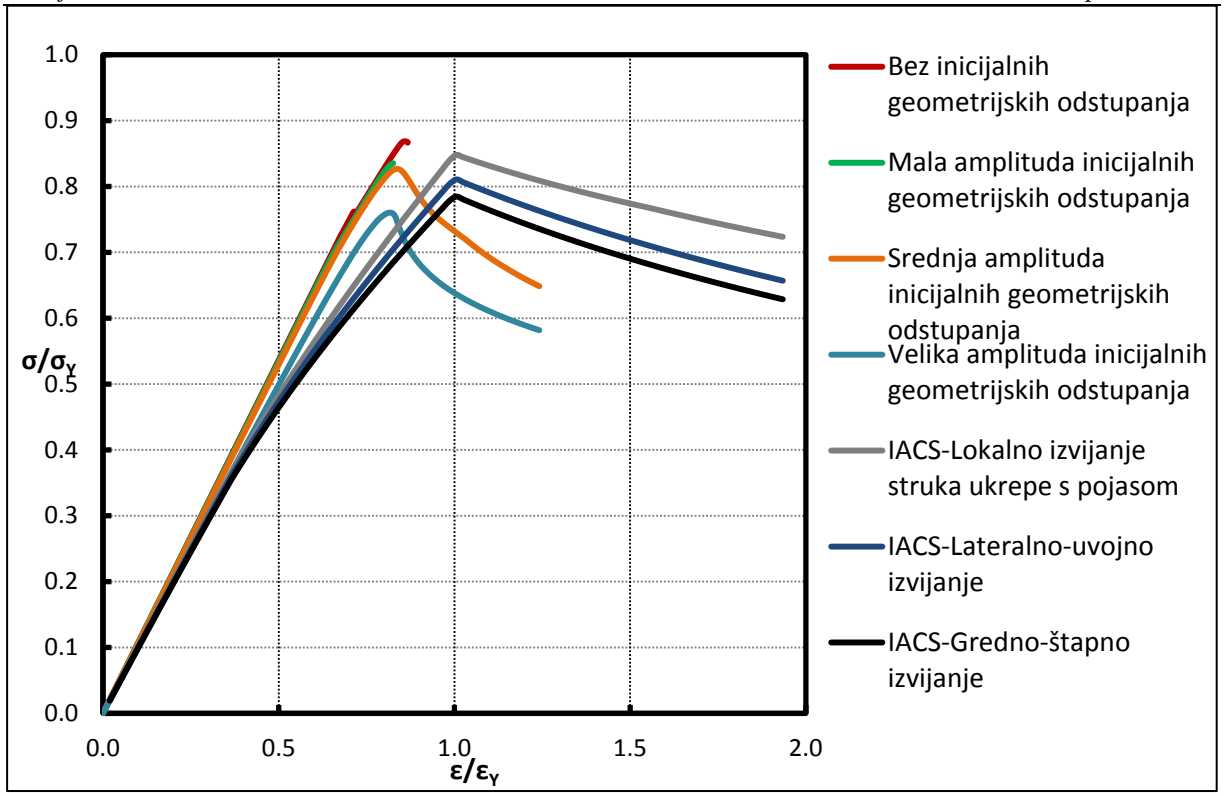
Slika 75. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 40



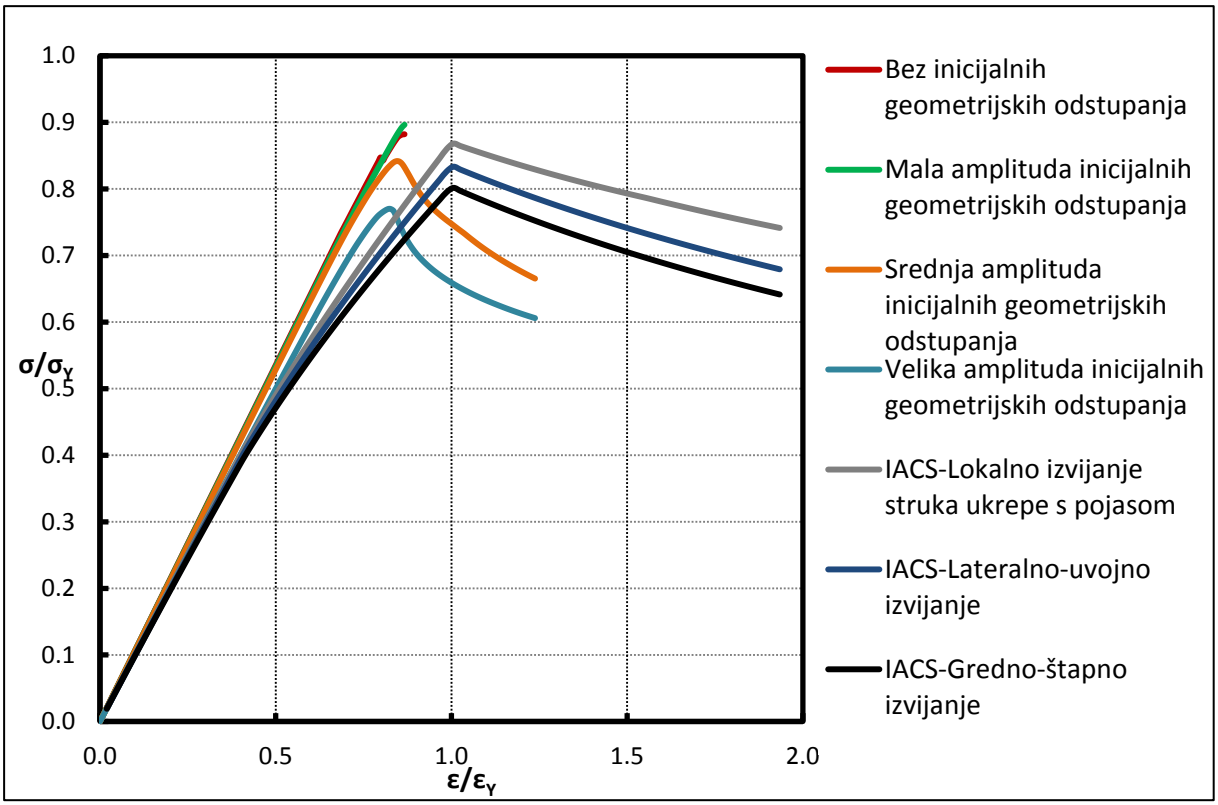
Slika 76. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 41



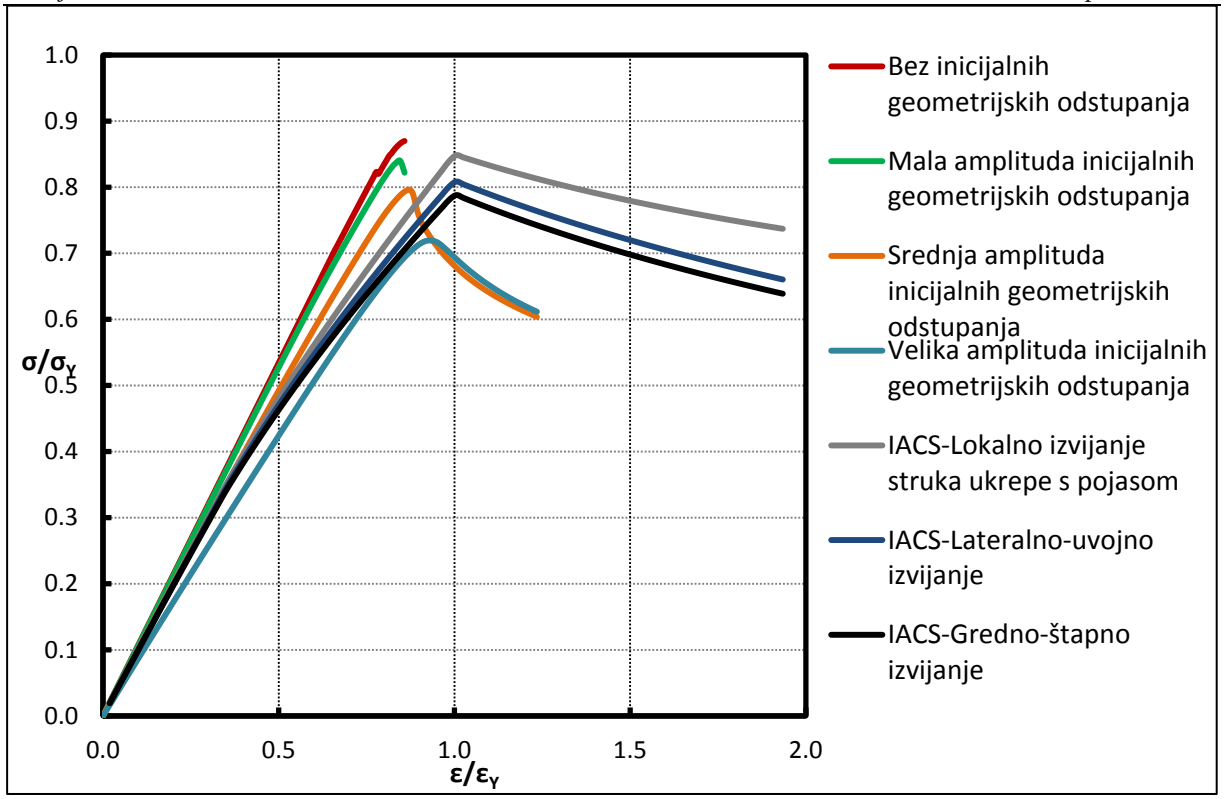
Slika 77. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 42



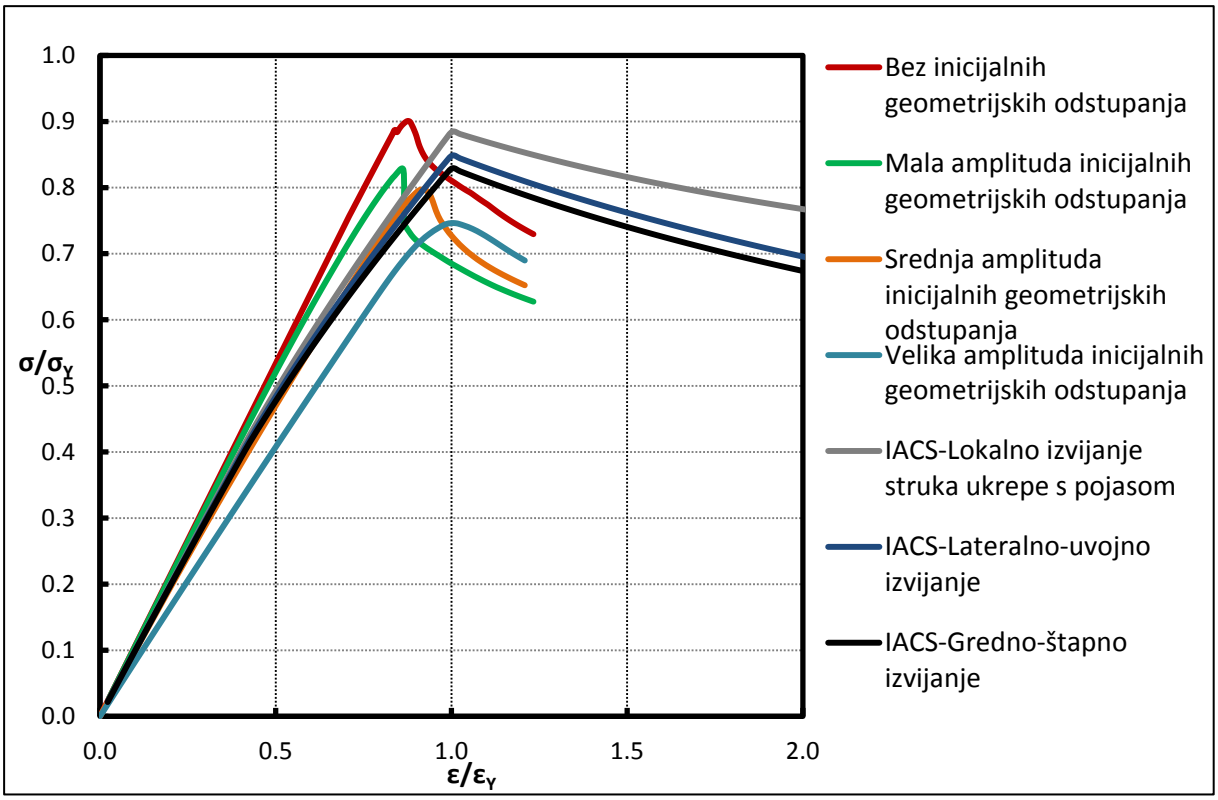
Slika 78. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 43



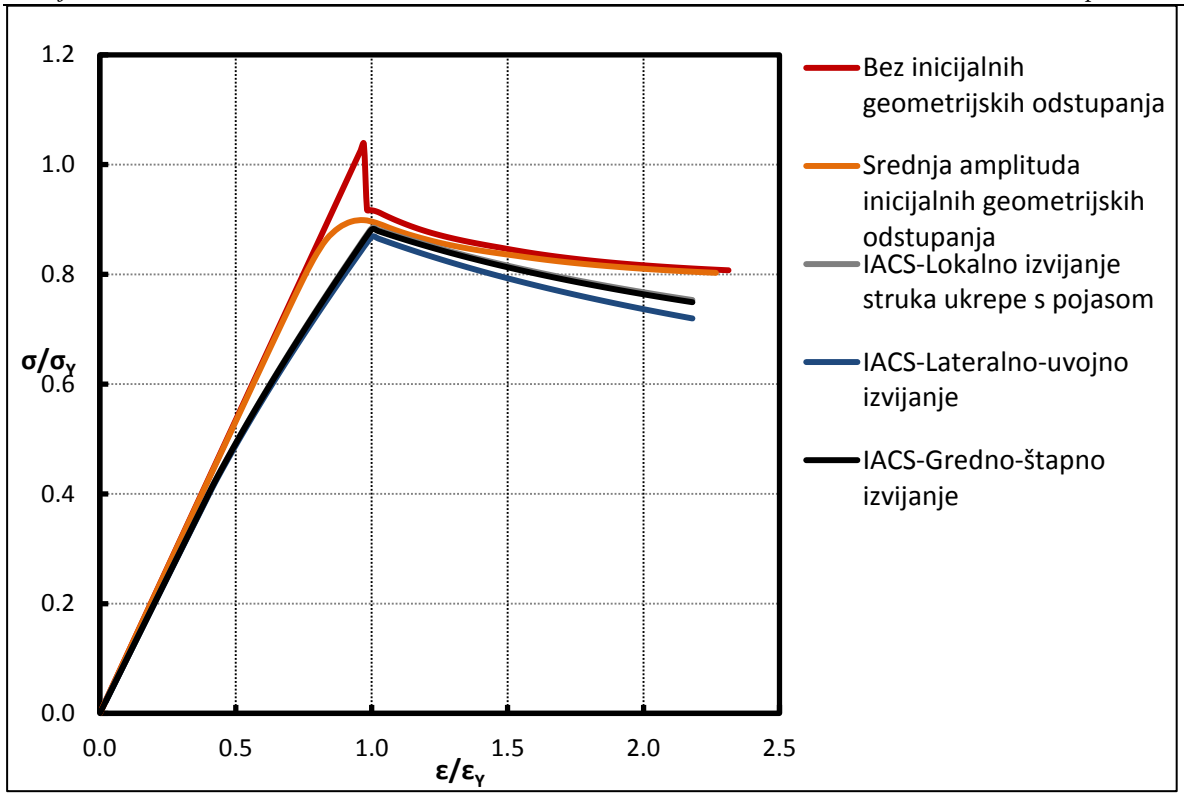
Slika 79. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 44



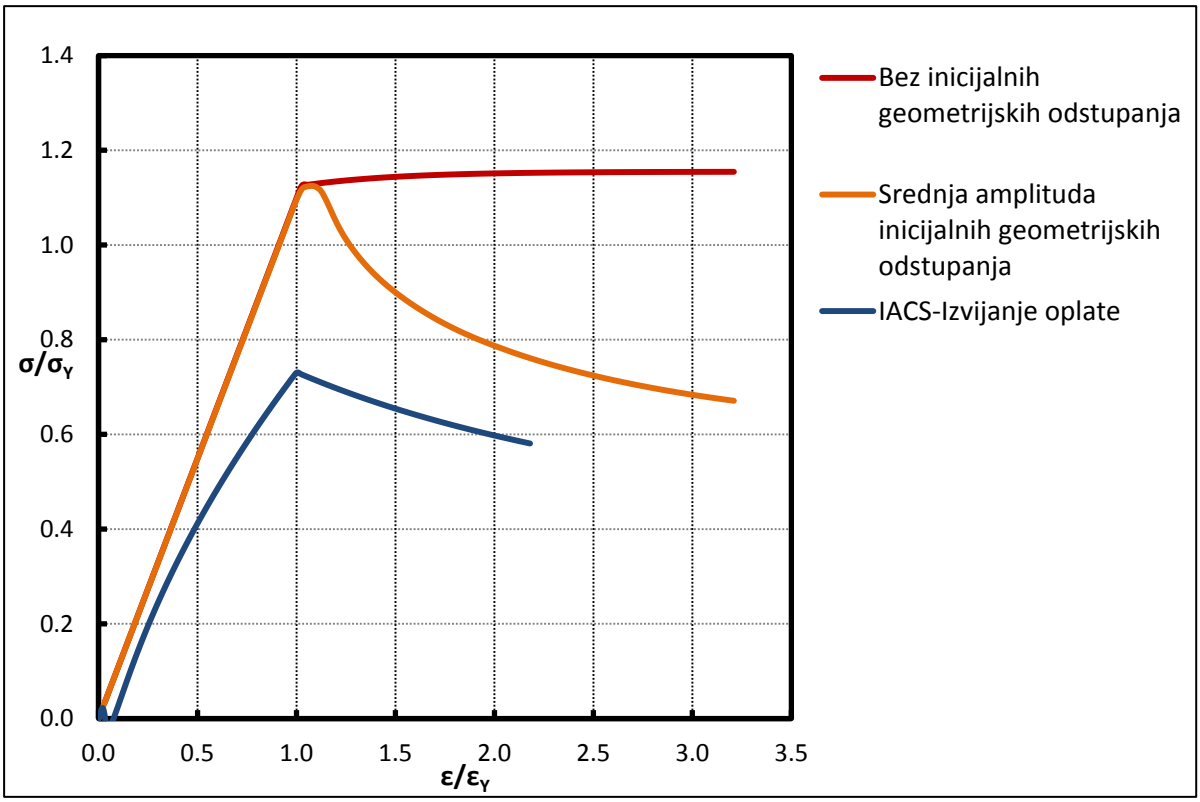
Slika 80. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 45



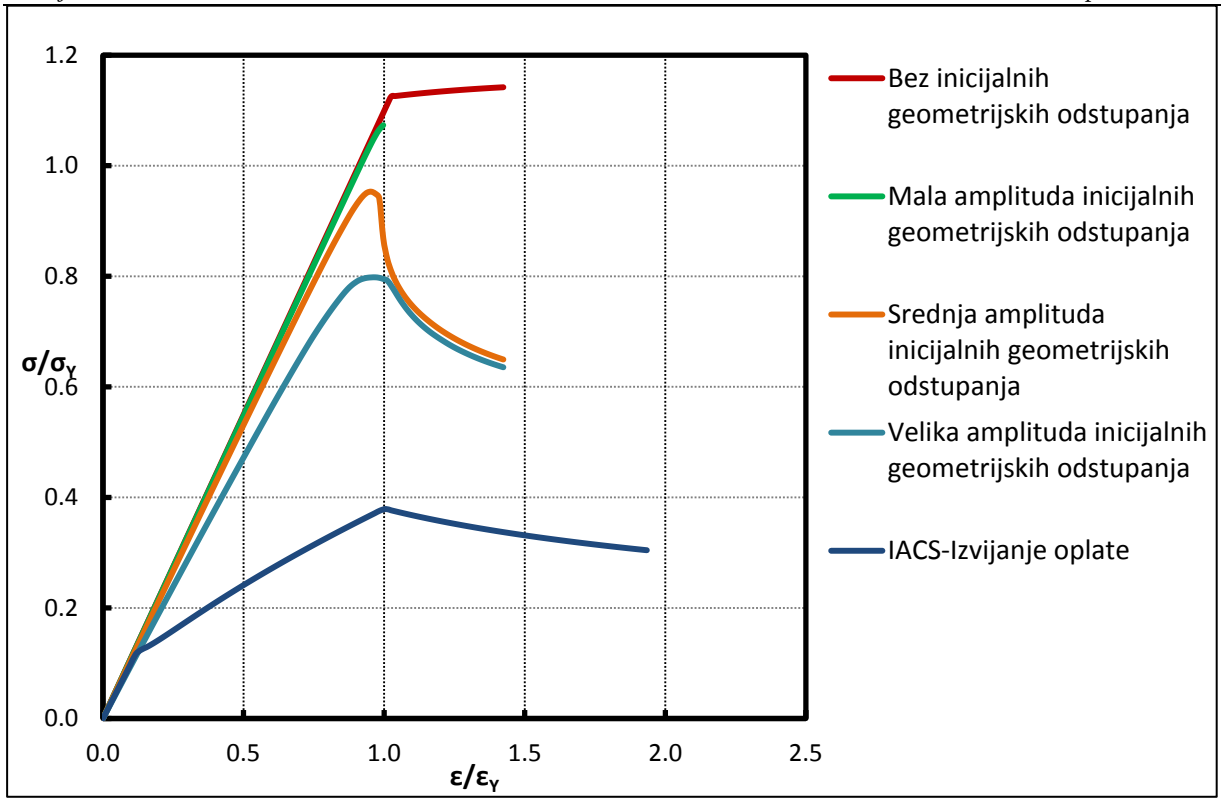
Slika 81. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 46



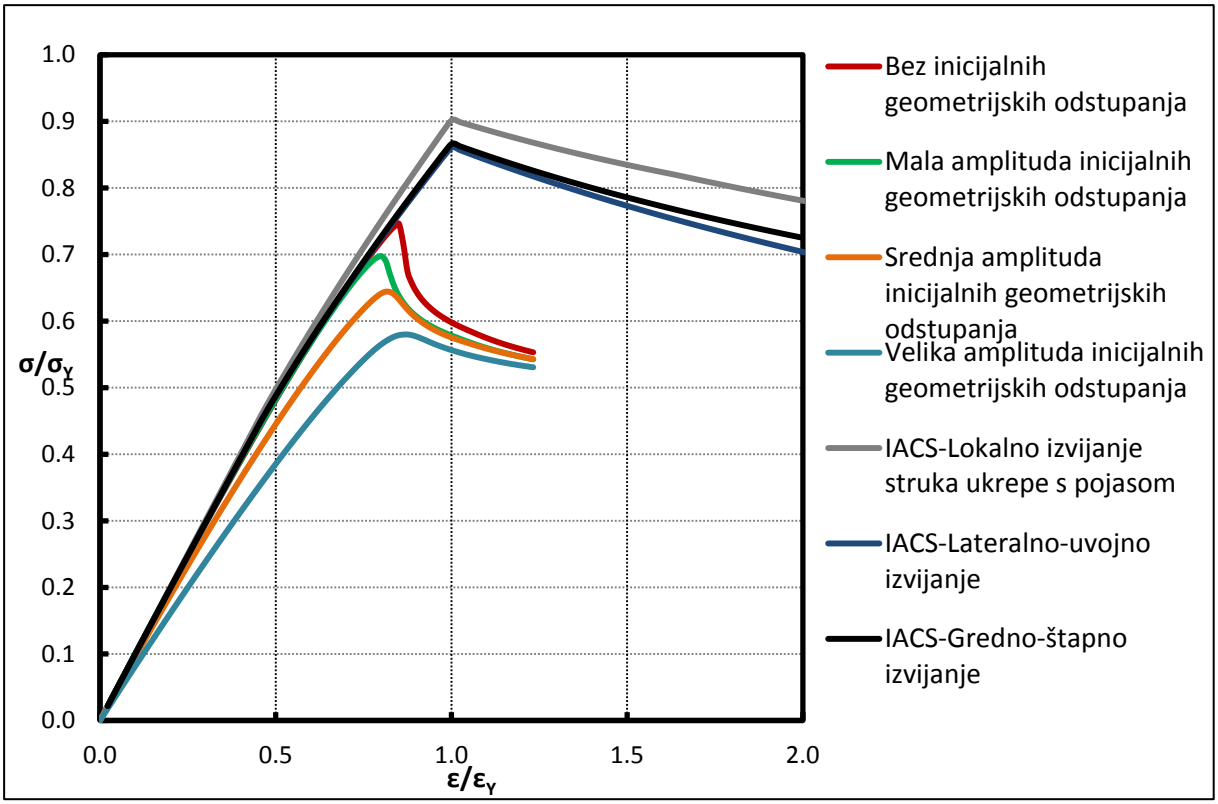
Slika 82. Usporedba IACS CSR i NLMKE $\sigma - \varepsilon$ krivulja diskretnog elementa 47



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)

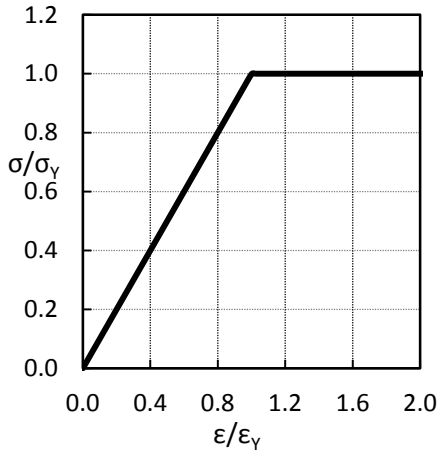
$\sigma_{xA} - \varepsilon_{xA}$ krivulja koja opisuje nosivost (uzdužno) vlačno i/ili tlačno opterećenih diskretnih elemenata sukladno ovom načinu kolapsa određena je sljedećom jednadžbom:

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

gdje je σ_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 σ_{Yp} i σ_{Ys} donje granice popuštanja izotropnih materijala oplate i ukrepe.



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

Φ predstavlja deformacijski parametar definiran na sljedeći način:

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

gdje je ε_{xA}^{E} prosječna uzdužna deformacija razmatranog diskretnog elementa određena prema (2.6), dok je ε_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:

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

gdje je β_{ef} vitkost oplate širine b:

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

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

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

gdje je σ_Y ekvivalentna donja granica popuštanja izotropnog materijala razmatranog elemenata definirana na sljedeći način:

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

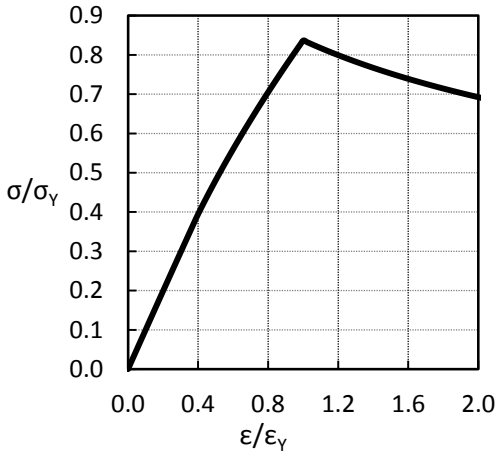
Pri tome je A_{pe} efektivna površina poprečnog presjeka oplate s obzirom na sunosivu širinu oplate $b_e (A_{pe} = b_e t_p)$, z_{pe} je udaljenost položaja osi inercije ukrepe sa sunosivom širinom oplate b_e s obzirom na najudaljeniji sloj oplate, z_{se} je udaljenost sa sunosivom širinom oplate b_e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

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

σ_E predstavlja Eulerovo kritično normalno naprezanje pri štapnom izvijanju:

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

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 Φ deformacijski parametar definiran prema (6.1), dok je σ_{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 σ_{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)	$\dfrac{h_w^3 t_w}{3}$	$\dfrac{h_w t_w^3}{3}\left(1 - 0.63\dfrac{t_w}{h_w}\right)$	$\dfrac{h_w^3 t_w^3}{36}$
L/HP profil	$\dfrac{A_w h_w^2}{3} + A_f e_f^2$	$\dfrac{h_w t_w^3}{3}\left(1 - 0.63\dfrac{t_w}{h_w}\right)$ + $\dfrac{h_f t_f^3}{3}\left(1 - 0.63\dfrac{t_f}{b_f}\right)$	$\dfrac{A_f e_f^2 b_f^2}{12}\left(\dfrac{A_f + 2.6A_f}{A_f + A_w}\right)$
T-profil			$\dfrac{b_f^3 t_f e_f^2}{12}$

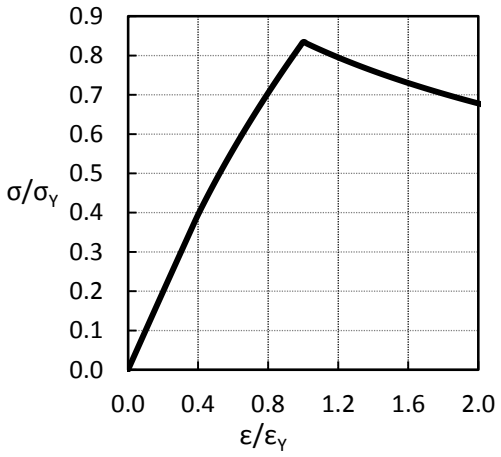
Θ je bezdimenzijski parametar definiran na sljedeći način:

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

σ_{CP} predstavlja kritično normalno naprezanje sunosive oplate definirano na sljedeći način:

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

gdje je β_{ef} vitkost oplate definirana u prethodnom odjeljku.



Slika 88. Primjer $\boldsymbol{\sigma - \varepsilon}$ 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:

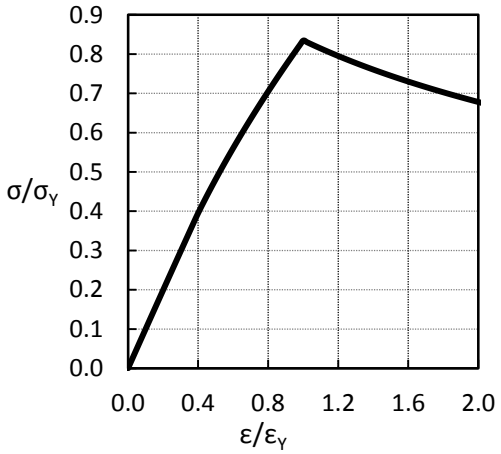
$$\sigma_{xA}^E = \Phi \frac{b_{ef} t_p \sigma_{Yp} + \left(h_{we} t_w + A_f\right)\sigma_{Ys}}{A_p + A_s} \tag{6.4}$$

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

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

gdje je β_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 $\boldsymbol{\sigma - \varepsilon}$ 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:

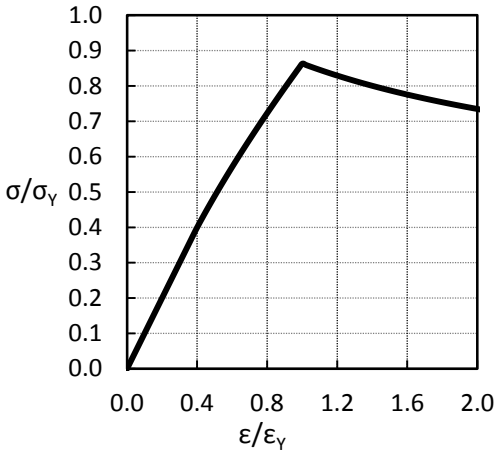
$$\sigma_{xA}^E = \Phi \frac{A_p \sigma_{CP} + A_s \sigma_{CL}}{A_p + A_s} \tag{6.5}$$

Pri tome Φ predstavlja deformacijski parametar definiran prema (6.1), σ_{CP} je kritično normalno naprezanje sunosive oplate definirano u odjeljku 3., dok je σ_{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 σ_{EL} Eulerovo kritično normalno naprezanje pri lokalnom izvijanju struka ukrepe:

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



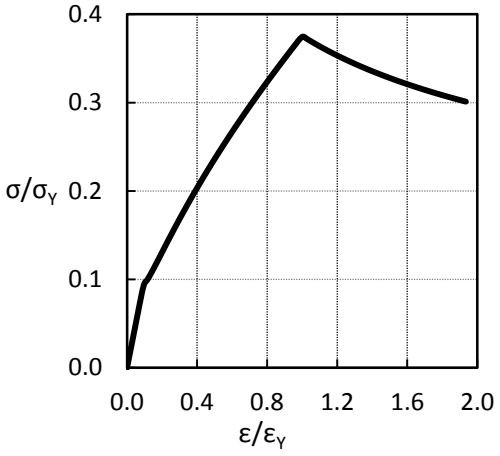
Slika 90. Primjer $\boldsymbol{\sigma - \varepsilon}$ krivulje za lokalno izvijanje struka ukrepe bez pojasa

6. Izvijanje oplate

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

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

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



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