

Получена: 21.11.2017 г.

Приета: 21.12.2017 г.

ВЪПРОСИ НА УСТОЙЧИВОСТТА НА ЕДНОЕТАЖНИ СТОМАНЕНИ РАМКИ – ПРИЛОЖЕНИЕ НА ОБЩИЯ МЕТОД И GMNIA (ЧАСТ 2)

М. Василев¹, Н. Рангелов²

Ключови думи: стоманени конструкции, едноетажни рамки, устойчивост, общ метод за изкълчване и измятане, GMNIA

РЕЗЮМЕ

Направеният обзор и анализ показват, че са налице неизяснени въпроси на устойчивостта на стоманените рамкови системи, например тази на ригела извън равнината на рамката. Възможните методи за решаване на този проблем се оказват общият метод за изкълчване и измятане (§6.3.4 на БДС EN 1993-1-1), прилагане на пълен нелинеен цялостен анализ с отчитане на началните несъвършенства (GMNIA), а също така и приближени опростени методи от практиката, базирани на формулировките от §6.3.1, §6.3.2 и §6.3.3 на БДС EN 1993-1-1.

В статията се представя разработен алгоритъм и съответна компютърна програма, която автоматично генерира необходимите крайно-елементни модели и управлява два стандартни софтуерни продукта до получаване на резултати по трите методологии с цел обширно параметрично изследване.

1. Въведение

Независимо от масовото приложение на едноетажни стоманени рамки, налице са неизяснени практически въпроси, свързани с тяхната устойчивост. Оказва се например,

¹ Марин Василев, инж. докторант, кат. „Метални, дървени и пластмасови конструкции”, УАСГ, бул. „Хр. Смирненски“ № 1, 1046 София, e-mail: marin.vassilev@avv-bg.com

² Николай Рангелов, проф. д-р инж., кат. „Метални, дървени и пластмасови конструкции”, УАСГ, бул. „Хр. Смирненски“ № 1, 1046 София, e-mail: nick.rangelov@gmail.com

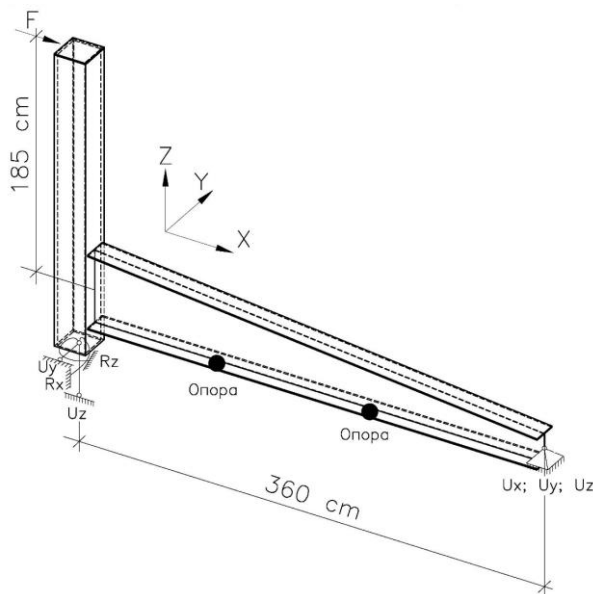
че липсва кодифициран метод за доказване на устойчивостта на ригела извън равнината на рамката в участъците на вутите с отрицателен огъващ момент. Именно към този проблем е насочено изследването на авторите, представено в две части. Настоящата статия е продължение на част 1, в която са анализирани общият метод за изкълчване и измятане (§6.3.4), пълният нелинеен анализ с отчитане на началните несъвършенства GMNIA, както и някои приблизителни практически методи за проверка на устойчивостта на ригели (вуги) извън равнината на рамката.

В статията се представя разработен алгоритъм и съответна компютърна програма, която автоматично генерира необходимите крайно-елементни модели и управлява два стандартни софтуерни продукта до получаване на окончателни резултати. След подходящо валидиране, като реперен е приет методът GMNIA и на тази основа са анализирани и сравнени трите възможни, споменати по-горе методики за изчисляване.

2. Валидиране на изчислителните модели

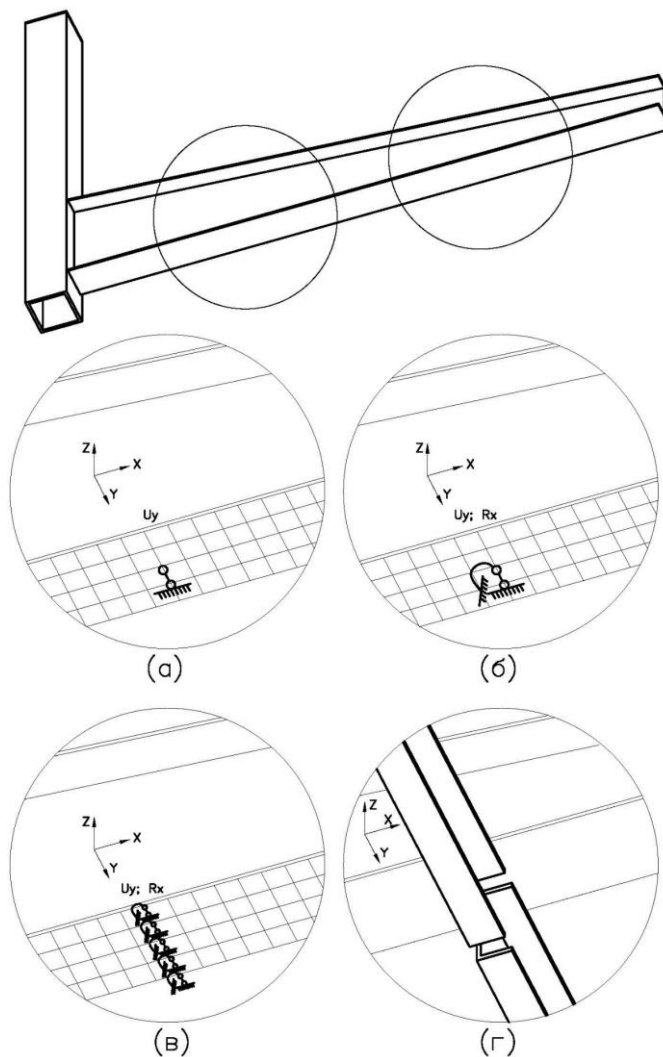
В рамките на цялостната изследователска програма са предвидени и натурни експерименти върху едноетажни едноотворни рамки от горещовалцовани профили. До тяхното реализиране на този етап е извършено начално валидиране на моделите и приетите предпоставки чрез чужди резултати, публикувани в литературата.

Един съществен въпрос е укрепващата функция на столците извън равнината на рамката. В модела тази функция е отчетена идеализирано чрез линейни опори извън равнината, които възпрепятстват единствено преместване на центъра на горния пояс на ригела, но не и завъртания по която и да било ос или премествания в равнината на рамката. За да се докаже, че това приемане е близко до реалното поведение на системата, СА разработени модели за цялостен анализ с различни конфигурации на укрепването в съответствие с публикуваните в [1] експерименти. Изчислителната постановка е показана на фиг. 1.



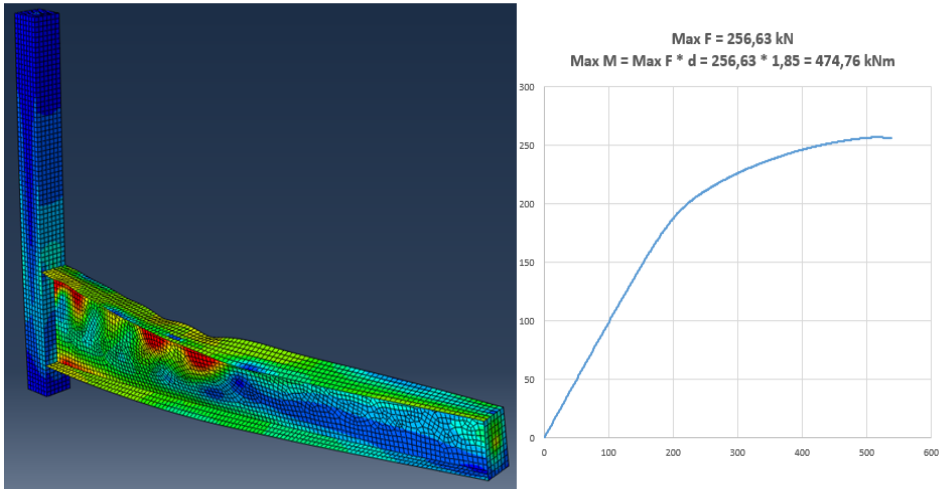
Фиг. 1. Изчислителна постановка, съответстваща на проведения натурен експеримент [1]

Различните видове опирания извън равнината на гредата, за които са направени числени изследвания, са показани на фиг. 2. Разгледани са опирание с единична линейна опора извън равнината в центъра на пояса (фиг. 2а), кораво опирание в центъра на пояса (фиг. 2б), кораво опирание по цялата ширина на пояса (фиг. 2в) и подпирание по ръба на пояса чрез условни столци, дълги 6 m и захванати със ставни опори в другия си край, с оглед на отчитане в реални условия на евентуалното влияние на ротационната им коравина.

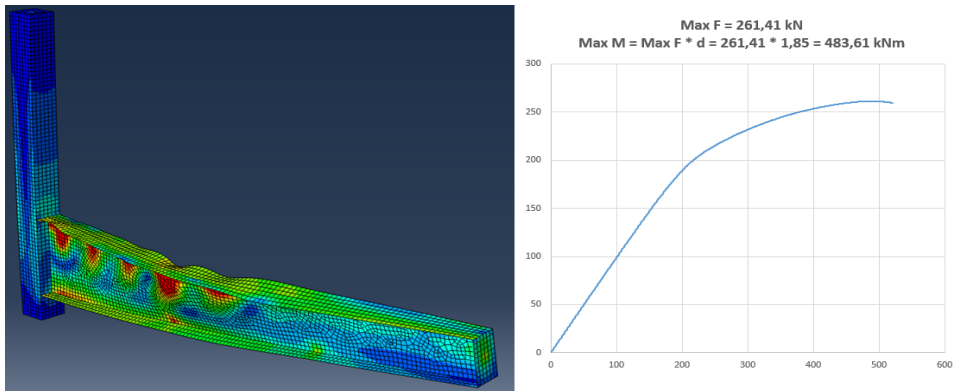


Фиг. 2. Различни опирания извън равнината в изчислителните модели

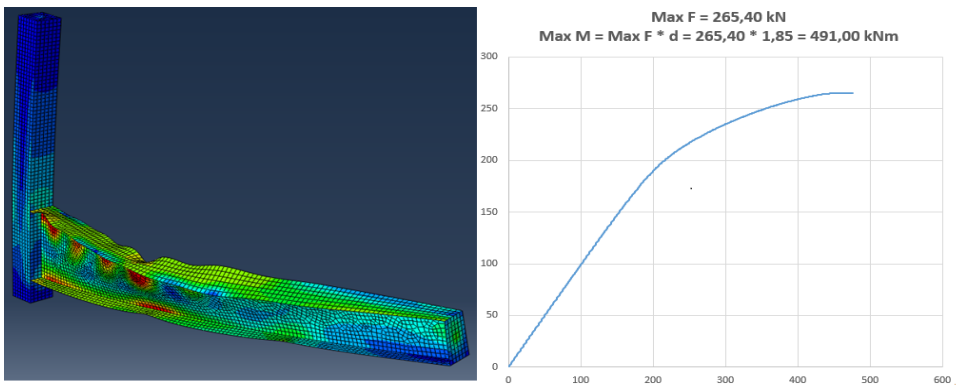
Разработен е изчислителен модел за програмен продукт ABAQUS, като характеристиките на стоманата и напречните сечения съответстват на публикуваните в [1]. Получените при нелинейния Riks анализ резултати при четирите варианта на опирание са илюстрирани на фиг. 3, а достигнатите максимални (гранични) огъващи моменти при изследването са обобщени в таблица 1.



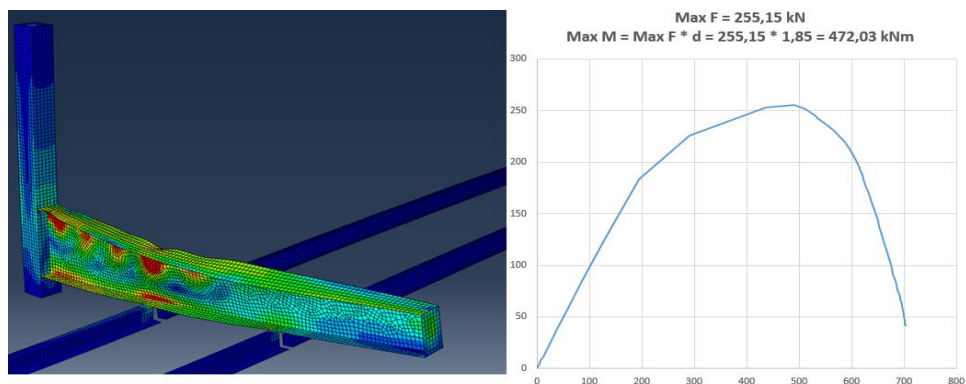
Фиг. 3а. Резултати при опирание извън равнината съгласно фиг. 2а



Фиг. 3б. Резултати при опирание извън равнината съгласно фиг. 2б



Фиг. 3в. Резултати при опирание извън равнината съгласно фиг. 2в



Фиг. 3z. Резултати при опирание извън равнината съгласно фиг. 2z

Таблица 1. Резултати от числения експеримент

| Модели | M_{\max} [kNm] |
|----------------------------|------------------|
| (а) Единична линейна опора | 474,76 |
| (б) Единично запъване | 483,61 |
| (в) Линейно запъване | 491,00 |
| (г) Реална столица | 472,03 |

Най-голямата получена разлика е 3,86% между вариант (z) и вариант (e), и тя е пренебрежимо малка. В потвърждение на разработените модели са и реалните резултати от експерименталното изследване [1]: при разглеждания вариант е получен резултат $M_{\text{МКЕ}} = 491,91 \text{ kNm} \approx M_{\text{ЕКСПЕР}} = 485,79 \text{ kNm}$.

Следователно може да се направи извод, че влиянието на различните възможни варианти, представящи укрепването извън равнината на ригела, което осъществяват столиците, е пренебрежимо малко. Достатъчно близко до реалното поведение на укрепването е то да се моделира чрез линейни опори извън равнината при местата на укрепване (местата на столиците). Затова в по-нататъшните изследвания се разглежда само този вариант.

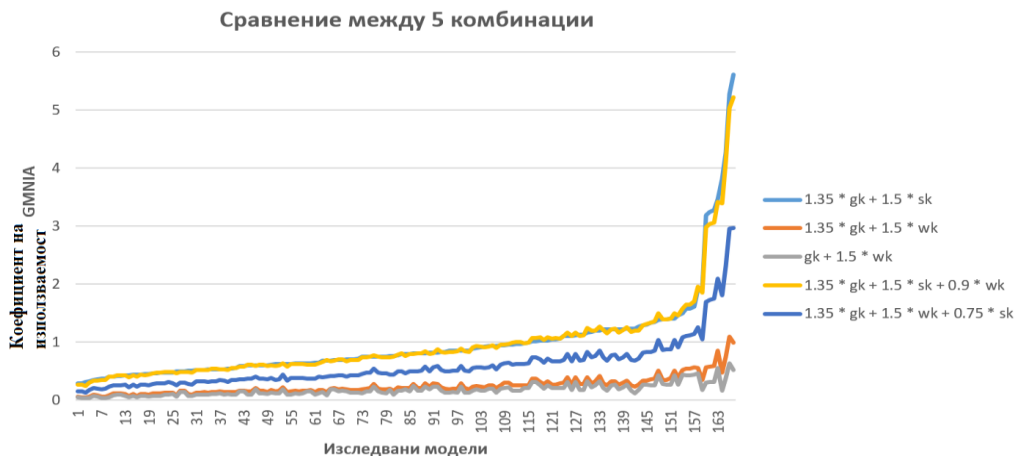
3. Параметричен анализ

Първоначално са изследвани 167 различни рамки с разнообразни комбинации от линейни коравини на греди и колони. Всяка една от тези рамки е разглеждана в 5 различни комбинации:

- $1,35 g_k + 1,5 s_k$
- $1,35 g_k + 1,5 s_k + 0,9 w_k$
- $1,35 g_k + 1,5 w_k + 0,75 s_k$
- $1,35 g_k + 1,5 w_k$
- $1,00 g_k + 1,5 w_k$

Направен е анализ със стандартни за практиката натоварвания за района на София: сняг $1,024 \text{ kN/m}^2$, вятър за III категория терен с характеристична върхова стойност

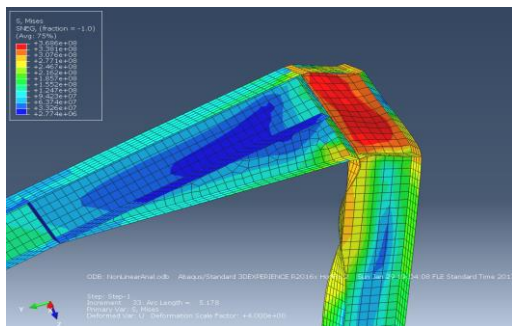
на налягане $0,592 \text{ kN/m}^2$ и общ постоянен товар с интензивност $0,5 \text{ kN/m}^2$, при рамки, разположени през 6 m. Извършено е сравнение, обобщено на фиг. 4.



Фиг. 4. Графика, изобразяваща коефициента на използваемост от реперния нелинеен анализ за разгледаните модели

От изобразената на фигурата графика може да се направи практическият извод, че при отношение на изчислителни вертикални товари към изчислително върхово налягане от вятър около 2,5 не е нужно рамката да се проверява в крайно гранично състояние за комбинации с наличие на ветрово натоварване. Затова в следващите анализи ще бъдат разглеждани само въздействия от гравитачни товари.

При тези 167 модела най-честата форма на разрушение се оказва пластифициране на възловото поле при връзка греда-колона, както е показано на фиг. 5.



Фиг. 5. Пластифициране на възловото поле

От проведените параметрични изследвания се оказва, че това доста често е най-слабото звено на порталните рамки и затова е важно да се правят необходимите проверки. Но тъй като настоящото изследване е насочено към поведението и устойчивостта на елементите на рамката, тази форма на разрушение е изключена, като възловите полета са изкуствено усилены чрез задаване на по-голяма дебелина.

Същинският параметричен анализ включва 29 серии от общо 3692 рамки от горещовалцувани профили с вути. Най-общо се варират профилите на колоните и ригелите,

отворите на рамките, относителните дължини спрямо отвора на вутите и броят укрепвания извън равнината. При всички случаи вутите са от същия профил, от който е ригелът. Разликите между серии 1 до 4, 5 до 8 и 9 до 12 са единствено в броя на линейните укрепвания извън равнината по горен ръб на ригела, за да се установи влиянието на съгъстяването на столците. Разликата съответно между серии от 1 до 4 и 5 до 8 е относителната дължина на вутата, за да се оцени в каква степен тя влияе върху поведението на рамката. Серии от 9 до 12 са с широкопоясни колони (НЕВ), които много трудно биха се изметнали, а серия 13 е и с широкопоясни ригели (НЕА). 29-те серии рамки са систематизирани в табл. 2:

Таблица 2. Изследвани модели

| Серия № | Модели на еднокорабна портална рамка с височина на колоната 5,5 m и наклон на скатовете 10% | | | | | |
|---------|---|---|--------------------|--|-------------------------------|-------------|
| | Колона | Греда | Брой опори на скат | Отвор | Дължина на вута - % от отвора | Брой модели |
| Серия 1 | ИРЕ450 | ИРЕ180; 200; 220; 240; 270; 300; 330; 360; 400; 450 | 4 | 12m; 13m; 14m; 15m; 16m; 17m; 18m; 19m; 20m; 21m; 22m; 23m; 24m; | 10% | 130 |
| Серия 2 | ИРЕ450 | ИРЕ180; 200; 220; 240; 270; 300; 330; 360; 400; 450 | 5 | 12m; 13m; 14m; 15m; 16m; 17m; 18m; 19m; 20m; 21m; 22m; 23m; 24m; | 10% | 130 |
| Серия 3 | ИРЕ450 | ИРЕ180; 200; 220; 240; 270; 300; 330; 360; 400; 450 | 6 | 12m; 13m; 14m; 15m; 16m; 17m; 18m; 19m; 20m; 21m; 22m; 23m; 24m; | 10% | 130 |
| Серия 4 | ИРЕ450 | ИРЕ180; 200; 220; 240; 270; 300; 330; 360; 400; 450 | 7 | 12m; 13m; 14m; 15m; 16m; 17m; 18m; 19m; 20m; 21m; 22m; 23m; 24m; | 10% | 130 |
| Серия 5 | ИРЕ450 | ИРЕ180; 200; 220; 240; 270; 300; 330; 360; 400; 450 | 4 | 12m; 13m; 14m; 15m; 16m; 17m; 18m; 19m; 20m; 21m; 22m; 23m; 24m; | 15% | 130 |
| Серия 6 | ИРЕ450 | ИРЕ180; 200; 220; 240; 270; 300; 330; 360; 400; 450 | 5 | 12m; 13m; 14m; 15m; 16m; 17m; 18m; 19m; 20m; 21m; 22m; 23m; 24m; | 15% | 130 |
| Серия 7 | ИРЕ450 | ИРЕ180; 200; 220; 240; 270; 300; 330; 360; 400; 450 | 6 | 12m; 13m; 14m; 15m; 16m; 17m; 18m; 19m; 20m; 21m; 22m; 23m; 24m; | 15% | 130 |
| Серия 8 | ИРЕ450 | ИРЕ180; 200; 220; 240; 270; 300; 330; 360; 400; 450 | 7 | 12m; 13m; 14m; 15m; 16m; 17m; 18m; 19m; 20m; 21m; 22m; 23m; 24m; | 15% | 130 |
| Серия 9 | НЕВ450 | ИРЕ180; 200; 220; 240; 270; 300; 330; 360; 400; 450 | 4 | 12m; 13m; 14m; 15m; 16m; 17m; 18m; 19m; 20m; 21m; 22m; 23m; 24m; | 10% | 130 |

| Серия № | Моделі на еднокорабна портална рамка с височина на колоната 5,5 м и наклон на скатове 10% | | | | | |
|----------|---|---|--------------------|--|-------------------------------|-------------|
| | Колона | Греда | Брой опори на скат | Отвор | Дължина на вута - % от отвора | Брой модели |
| Серия 10 | НЕВ450 | ІРЕ180; 200; 220; 240; 270; 300; 330; 360; 400; 450 | 5 | 12m; 13m; 14m; 15m; 16m; 17m; 18m; 19m; 20m; 21m; 22m; 23m; 24m; | 10% | 130 |
| Серия 11 | НЕВ450 | ІРЕ180; 200; 220; 240; 270; 300; 330; 360; 400; 450 | 6 | 12m; 13m; 14m; 15m; 16m; 17m; 18m; 19m; 20m; 21m; 22m; 23m; 24m; | 10% | 130 |
| Серия 12 | НЕВ450 | ІРЕ180; 200; 220; 240; 270; 300; 330; 360; 400; 450 | 7 | 12m; 13m; 14m; 15m; 16m; 17m; 18m; 19m; 20m; 21m; 22m; 23m; 24m; | 10% | 130 |
| Серия 13 | НЕВ450 | НЕА220; 240; 260; 280; 300; 320; 340; 360; 400; 450 | 4 | 12m; 13m; 14m; 15m; 16m; 17m; 18m; 19m; 20m; 21m; 22m; 23m; 24m; | 10% | 130 |
| Серия 14 | ІРЕ450 | ІРЕ180; 200; 220; 240; 270; 300; 330; 360; 400; 450 | 4 | 12m; 13m; 14m; 15m; 16m; 17m; 18m; 19m; 20m; 21m; 22m; 23m; 24m; | 20% | 130 |
| Серия 15 | ІРЕ360 | ІРЕ180; 200; 220; 240; 270; 300 | 4 | 12m; 13m; 14m; 15m; 16m; 17m; 18m; 19m; 20m; 21m; 22m; 23m; 24m; | 10% | 78 |
| Серия 16 | ІРЕ360 | ІРЕ180; 200; 220; 240; 270; 300 | 4 | 12m; 13m; 14m; 15m; 16m; 17m; 18m; 19m; 20m; 21m; 22m; 23m; 24m; | 15% | 78 |
| Серия 17 | ІРЕ360 | ІРЕ180; 200; 220; 240; 270; 300 | 4 | 12m; 13m; 14m; 15m; 16m; 17m; 18m; 19m; 20m; 21m; 22m; 23m; 24m; | 20% | 78 |
| Серия 18 | ІРЕ400 | ІРЕ180; 200; 220; 240; 270; 300 | 4 | 12m; 13m; 14m; 15m; 16m; 17m; 18m; 19m; 20m; 21m; 22m; 23m; 24m; | 10% | 78 |
| Серия 19 | ІРЕ400 | ІРЕ180; 200; 220; 240; 270; 300 | 4 | 12m; 13m; 14m; 15m; 16m; 17m; 18m; 19m; 20m; 21m; 22m; 23m; 24m; | 15% | 78 |
| Серия 20 | ІРЕ400 | ІРЕ180; 200; 220; 240; 270; 300; | 4 | 12m; 13m; 14m; 15m; 16m; 17m; 18m; 19m; 20m; 21m; 22m; 23m; 24m; | 20% | 78 |
| Серия 21 | ІРЕ500 | ІРЕ180; 200; 220; 240; 270; 300; 360; 400; 450; 500 | 4 | 12m; 13m; 14m; 15m; 16m; 17m; 18m; 19m; 20m; 21m; 22m; 23m; 24m; | 10% | 143 |

| | | | | | | |
|----------|--------|--|---|---|-----|-----|
| Серия 22 | IPE500 | IPE180; 200; 220; 240; 270; 300; 360; 400; 450; 500 | 4 | 12m; 13m; 14m; 15m; 16m; 17m; 18m; 19m; 20m; 21m; 22m; 23m; 24m; | 15% | 143 |
| Серия 23 | IPE500 | IPE180; 200; 220; 240; 270; 300; 360; 400; 450; 500 | 4 | 12m; 13m; 14m; 15m; 16m; 17m; 18m; 19m; 20m; 21m; 22m; 23m; 24m; | 20% | 143 |
| Серия 24 | IPE550 | IPE180; 200; 220; 240; 270; 300; 360; 400; 450; 500; 550 | 4 | 12m; 13m; 14m; 15m; 16m; 17m; 18m; 19m; 20m; 21m; 22m; 23m; 24m; | 10% | 156 |
| Серия 25 | IPE550 | IPE180; 200; 220; 240; 270; 300; 360; 400; 450; 500; 550 | 4 | 12m; 13m; 14m; 15m; 16m; 17m; 18m; 19m; 20m; 21m; 22m; 23m; 24m; | 15% | 156 |
| Серия 26 | IPE550 | IPE180; 200; 220; 240; 270; 300; 360; 400; 450; 500; 550 | 4 | 12m; 13m; 14m; 15m; 16m; 17m; 18m; 19m; 20m; 21m; 22m; 23m; 24m; | 20% | 156 |
| Серия 27 | IPE600 | IPE180; 200; 220; 240; 270; 300; 360; 400; 450; 500; 550; 600 | 4 | 12m; 13m; 14m; 15m; 16m; 17m; 18m; 19m; 20m; 21m; 22m; 23m; 24m; | 10% | 169 |
| Серия 28 | IPE600 | IPE180; 200; 220; 240; 270; 300; 360; 400; 450; 500; 550; 600 | 4 | 12m; 13m; 14m; 15m; 16m; 17m; 18m; 19m; 20m; 21m; 22m; 23m; 24m; | 15% | 169 |
| Серия 29 | IPE600 | IPE180; 200; 220; 240; 270; 300; 360; 400; 450; 500; 550; 600 | 4 | 12m; 13m; 14m; 15m; 16m; 17m; 18m; 19m; 20m; 21m; 22m; 23m; 24m; | 20% | 169 |

Като цяло са варирани всички профили за колони, които е възможно да се използват в изследваните отвори от 12 до 24 m при височина 5,5 m. По този начин чрез „обхождането“ на различните профили се получава вариране на различни линейни коравини на елементите и съотношения между тях в широк диапазон на изменение. При извършване на двойно нелинейния анализ е приета билинейна диаграма на материала с относителна деформация 0 при напрежения 275 МПа и 0,2 при 430 МПа. Използвани са четириъгълни черупкови крайни елементи с максимален размер на своя страна от 3,75 cm и адаптивна мрежа, в която са спазвани стандартни правила за минимална грешка при анализ на модел с така създадената мрежа. Първо се извършва линеен анализ на устойчивост и от получената първа пространствена форма се генерират началните несъвършенства. Тяхната амплитуда се скалира в съответствие с §5.3.4 на [3]. На тази основа рамката се „ремоделира“ в съответствие с началните несъвършенства. Ще отбележим, че макар и да се разглеждат като геометрични, по смисъла на §5.3.2 на [3] тези несъвършенства са обобщени, калибрирани по емпиричните стандартни европейски криви на изкълчване, и отчитат и други влияещи фактори като остатъчни напрежения, материална нелинейност и т.н.

3.1. Влияние на броя на укрепванията по горния ръб на ригела

Извършен е сравнителен анализ между еднаквите модели с единствена разлика в броя на столиците: модели с вута 10% от отвора и колона от валцувано сечение тип IPE (серии 1, 2, 3 и 4) и серии, при които колоната е от валцувано сечение тип НЕВ (серии 9, 10, 11 и 12). Получените резултати са обобщени за двете четворки серии в табл. 3.

Таблица 3. Влияние на броя на опорите извън равнината

| | §6.3.3 | Общ метод (§6.3.4) | GMNIA |
|---|--------|--------------------|--------|
| Максимални разлики между серии 1, 2, 3 и 4 | 20,30% | 17,35% | 24,86% |
| Максимални разлики между серии 9, 10, 11 и 12 | 10,83% | 19,09% | 22,09% |
| Средни разлики между серии 1, 2, 3 и 4 | 7,66% | 3,89% | 10,21% |
| Средни разлики между серии 9, 10, 11 и 12 | 5,29% | 4,97% | 13,37% |

Резултатите от двете четворки серии са много сходни. Най-представителен за общата носимоспособност на рамката е нелинейният анализ GMNIA с отчитане на несъвършенствата, при който средните разлики в носимоспособността са 10,2% – 13,4%, получени при най-разредени и най-сгъстени столици с двойна разлика. Или при двойно сгъстяване на столиците се получава повишаване на носимоспособността със средно около 12%, което е доста съществено. Ето защо е препоръчително използването на по-леки студеноогънати столици, разположени през по-малки разстояния, отколкото горещовалцувани, през по-големи разстояния. Това има предимство и при разхода на стомана за столиците, както и по отношение на укрепването им чрез покритието [2].

Най-големите разлики са получени при гредите с най-малка линейна коравина на огъване и усукване, което е логично – колкото по-податлива е гредата към измятане, толкова по-голямо значение имат укрепванията ѝ извън равнината. Това може количествено да се интерпретира чрез параметъра K :

$$K = \sqrt{\frac{\pi^2 EI_w}{GI_t L^2}}, \quad (1)$$

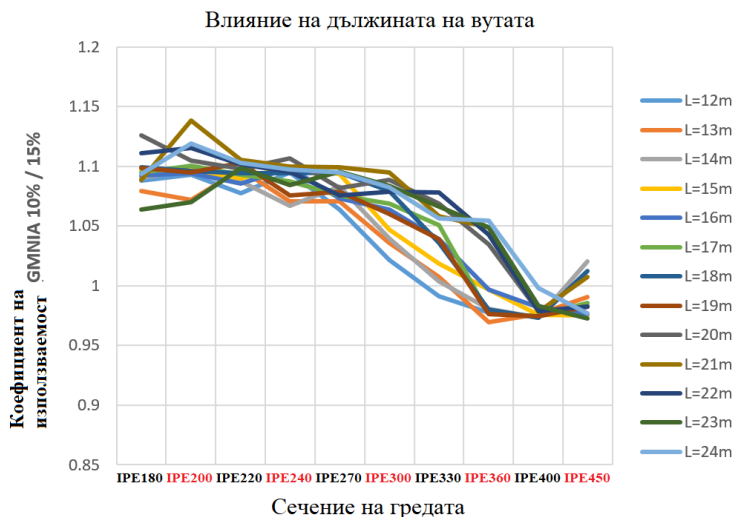
където I_w е секторният инерционен момент на напречното сечение, I_t е инерционният му момент при усукване, а L е дължината на елемента.

Оказва се, че може да се намери гранична стойност на коефициента K , която представя податливостта на гредата към измятане в зависимост от гъстотата на укрепванията. Изследванията показват, че при $K \geq 0,30$ гъстотата на столиците е с много малко значение, докато при $K < 0,30$ увеличаването на броя на укрепванията извън равнината значително подобрява работата на цялата система.

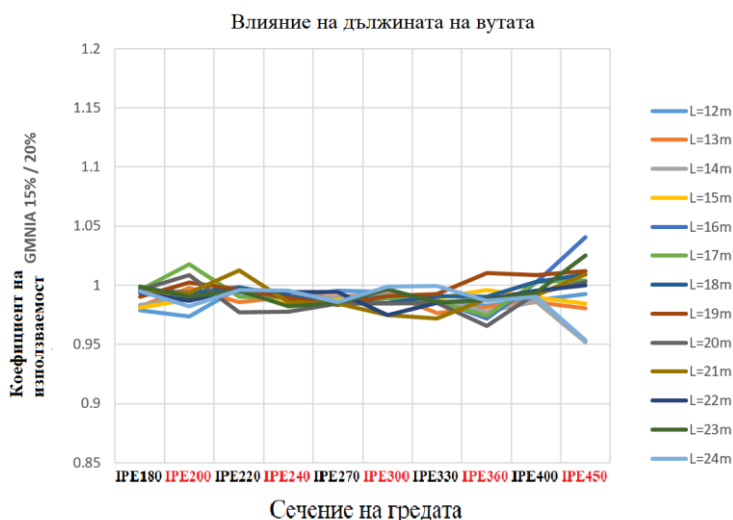
Фактът, че в едната четворка серии са използвани колони със значително по-голяма коравина на измятане (НЕВ450) в сравнение с първата четворка и в същото време получените резултати са много сходни както за ригела, разглеждан като самостоятелен елемент, така и за цялата система (вж. табл. 3), потвърждава направеното заключение за коефициента K , независимо от сечението на колоните.

3.2. Влияние на дължината на вутата

На фиг. 6 е представено отношението между носимоспособностите при нелинеен анализ GMNIA за случай, при който вутата е дълга 10% и такъв, при който е 15% от отвора при различни сечения на ригела. Направеното изследване е за всички отвори от серии 1 и 5. Аналогично сравнение между случаи с вути с относителна дължина 10% и 20%, където се наблюдава абсолютно същото поведение. Финално са съпоставени и моделите с 15% и 20% дължина на вута от отвора (фиг. 7).



Фиг. 6. Сравнение между коефициентите на използваемост при идентични рамки с единствена разлика дължината на вутата 10%/15%



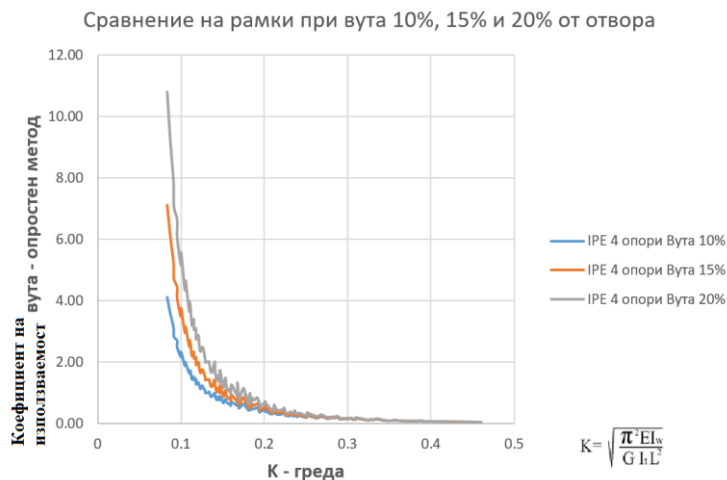
Фиг. 7. Сравнение между коефициентите на използваемост при идентични рамки с единствена разлика дължината на вутата 15%/20%

От зависимостите на фиг. 6 е видно, че с увеличаване на коравината на гредата, носимоспособността на рамката с по-малка вута (10% от отвора) става все по-голяма и дори се превръща в по-устойчива от рамката с по-голям вутен участък. Това е така, защото с покачване на сечението на гредата, меродавното звено за носимоспособността на системата вече не е тя, а колоната, която и в двете разглеждани серии е една и съща. Причина за това е, че по-коравият ригел с вута „издърпва“ по-голям момент във възела и така води до по-неблагоприятно натоварване на колоната, съответно по-малка носимоспособност на рамката като цяло.

При сравнение на вути с дължини 10% и 20% от отвора същата тенденция се запазва с минимални разлики в стойностите. На практика проведените изследвания показват, че вута с дължина около 15% от отвора се оказва оптимална (фиг. 7).

Зависимостите от фиг. 7 показват, че практически разлика между работата на рамка с вута 15% от отвора и такава с 20% няма. Средната разлика от двете серии е 1,21%, а максималната разлика е единична с големина 4,87%. Дори в разглежданите 2 серии (5 и 14) коравините, респективно усилията, се оказват разпределени така, че реално рамката с повече вложен материал (серия 14 с вута 20%) изчерпва носимоспособността си при по-ниски стойности на товара. Въпреки това двете серии имат много сходно поведение и почти еднакви носимоспособности.

Всичко това е напълно логично и ясно при извършения нелинеен анализ, но не така стоят нещата при проверките чрез конвенционалната методика от §6.3.3 на [3] и опростения модел (еквивалентен натиснат прът) за участъка с вутата. На фиг. 8 са показани графики на изменението на носимоспособността на вутата от рамките в серии 1, 5 и 14 в зависимост от параметъра K .

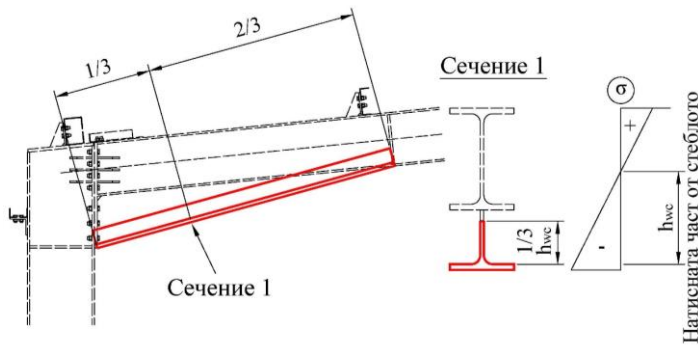


Фиг. 8. Сравнение между коефициентите на използваемост на вутния участък при идентични рамки с единствена разлика – дължината на вутата

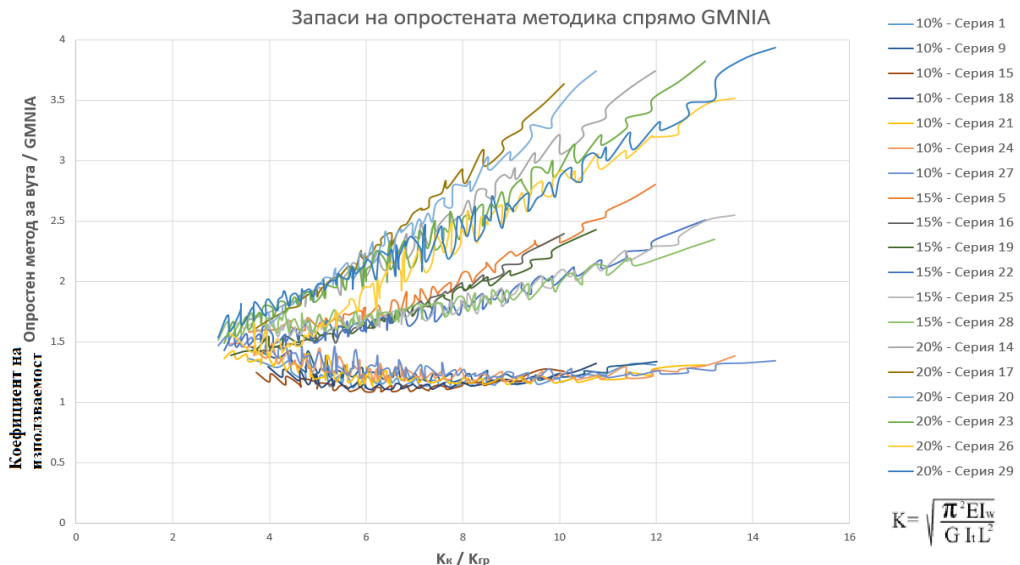
Независимо от дължината на вутата, резултатите за колоните и в трите серии са практически едни и същи. При по-дългите вути се облекчава работата на ригела, но самият вутен участък се претоварва и намалява носимоспособността си драстично спрямо по-късата вута (фиг. 8). Това е най-силно изразено при прилагане на опростения модел от фиг. 9. Това е така, тъй като: (i) усилията в приетото сечение (в третината от големия край) са относително близки като стойност, (ii) напречното сечение е едно и също, защото

то променливата е само дължината на вутата, но не височината ѝ, но (iii) дължината ѝ е с 1,5 пъти по-голяма за серия 5 и 2 пъти по-голяма за серия 14. Съответно се получава 1,5 пъти и 2 пъти по-голяма условна стройност, откъдето и много по-малка стойност на редукиционния коефициент χ_z . Както се вижда от графиките, става дума за много големи разлики в носимоспособността, а в същото време в около 55% от разгледаните рамки в серия 1, 60% в серия 5 и 65% в серия 14 именно вутният участък е най-слабото звено от системата и определя носимоспособността ѝ както според аналитичния подход от § 6.3.3, така и по опростената методика за вутата. За всички останали серии (от 15 до 29), процентните случаи на меродавна вута за цялата система са много подобни.

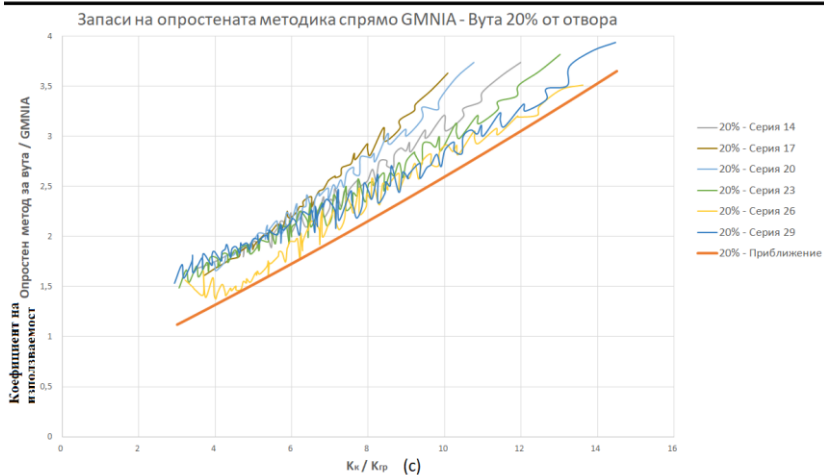
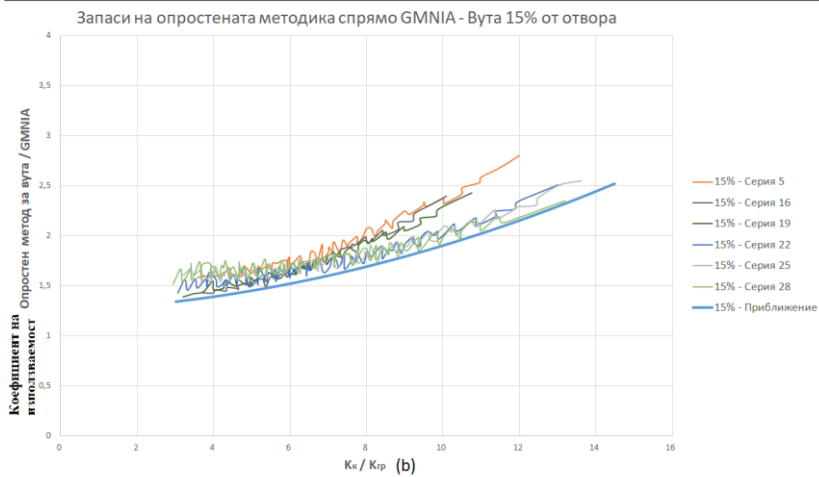
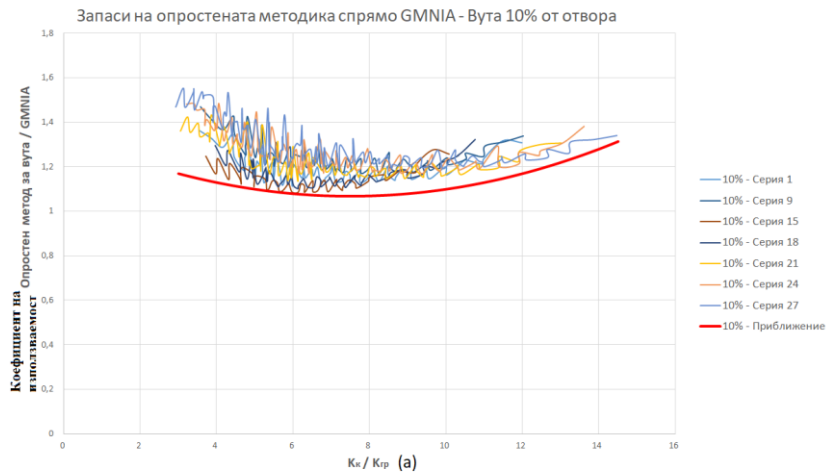
За целта на по-нататъшното изследване тук се разглеждат само тези 55% от случаите от серии 1, 5, 9 и 14, в които меродавна е вутата както според нелинейния анализ GMNIA, така и по опростената методика с еквивалентен натиснат прът.



Фиг. 9. Опростен метод за изчисляване на вутата



Фиг. 10. Отношение на коефициентите на използваемост по опростената методика за вутата и GMNIA във функция на отношението на параметрите K на колоната и ригела



Фиг. 11. Приблизени функции за отношението между резултатите по опростения метод и приетия за реперен двойно нелинеен анализ GMNIA

На фиг. 10 са представени сравнителни резултати по двата разглеждани метода: GMNIA и опростен модел. Както се вижда, оформят се 3 основни „сноп“ – с най-голяма разлика (най-горния) при вута 20%, средния при вута 15% и най-близки резултати на опростената методика с GMNIA при дължина на вутата 10%. Очевидно е, че колкото е по-дълга вутата, толкова по-големи стават разликите в получените резултати. При вута 10% от отвора получените носимоспособности са относително близки и опростената методика е сравнително малко в полза на сигурността. Например при серия 1 средната разлика е 19,3%, максималната 36,1 %, а минимална 11,2%. При вуте с дължина 15% от отвора разликите придобиват драстично по-големи размери – средна разлика по двата метода 92,3%, максимална 180,1% и минимална 57,8%. За последната серия 14 средната разлика е около 140,4%, с максимално отчетена разлика 273,9% и минимална 68,4%. С други думи, получените резултати за серии 5 и 14 (вуте с дължини 15% и 20% от отвора) са прекалено консервативни.

Като една възможност в настоящото изследване се предлага коригиране на опростения метод в зависимост от дължината на вутата. За целта се въвежда корекционен коефициент η_{OM} като отношение на получените чрез опростения метод и чрез пълния нелинеен анализ GMNIA носимоспособности. Изследванията показват, че най-съществено е влиянието на отношението между параметрите K по израз (1) на колоната K_k и на гредата (ригела) $K_{гр}$:

$$\omega = K_k / K_{гр} . \quad (2)$$

На фиг. 11 са дадени графики на корекционния коефициент η_{OM} като функция на отношението ω . За практическо приложение се предлагат апроксимиращи квадратни функции, също изобразени на фиг. 11, които описват достатъчно добре разликата в двата метода, като в същото време са в полза на сигурността:

$$\begin{aligned} \eta_{OM,10\%} &= 0,005 \times \omega^2 - 0,075 \times \omega + 1,35 \\ \eta_{OM,15\%} &= 0,005 \times \omega^2 + 0,015 \times \omega + 1,25 \\ \eta_{OM,20\%} &= 0,002 \times \omega^2 + 0,185 \times \omega + 0,55. \end{aligned} \quad (3)$$

С помощта на предложените корекционни коефициенти чрез опростения модел на условен натиснат прът носимоспособността на устойчивост на вутата при различни относителни дължини може да се определи с достатъчна точност. Важно е да се подчертае, че обхватът на валидност на формули (3) е при рамки с елементи от горещо-валцувани профили, при които вутите са трипоясни, изготвени от профила на ригела. Обхватът на валидност също така е за стойности на отношението ω между 3 и 14,5, което на практика описва всички възможни комбинации от сечения, отвори и височини за една обичайна за практиката рамка с отвор между 12 и 24 m, при наклон на ската 10%.

Тогава коригираната изчислителна носимоспособност на изкълчване извън равнината на рамката на условния натиснат прът с дължина, равна на фактичката дължина на долния пояс на вутата (фиг. 9) може да се определи по израза:

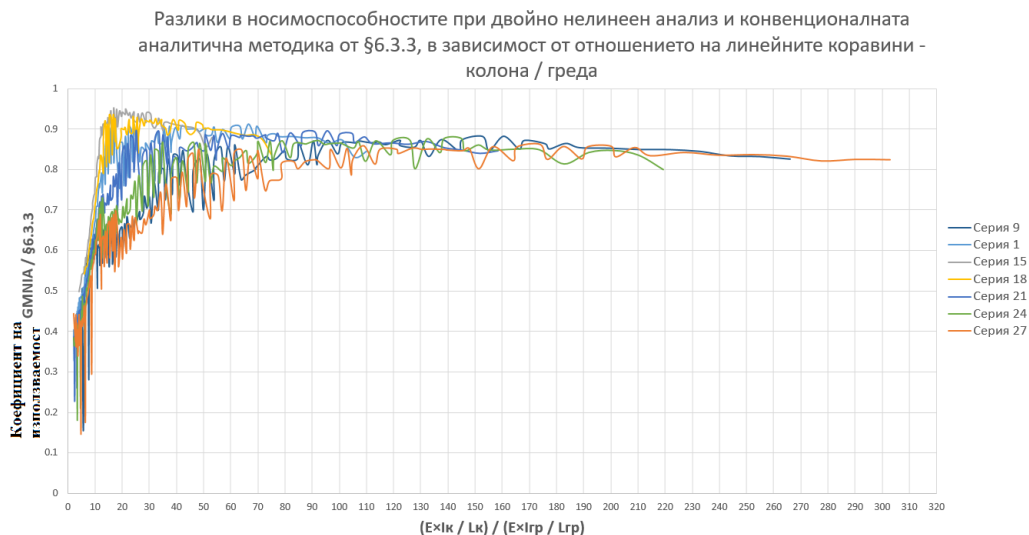
$$N_{b,Rd,z} = \frac{A f_y \chi_z}{\gamma_{M1}} \times \eta_{OM} . \quad (4)$$

На тази основа носимоспособността на устойчивост на ригела в участъка на вутата се получава много по-близка до съответно получената стойност чрез пълния нелинеен анализ GMNIA.

3.3. Сравнение между трите метода

Въз основа на проведеното обширно параметрично изследване е извършено сравнение на получените по трите метода резултати за носимоспособността на рамките. Меродавните форми на разрушение на рамките, определящи съответно меродавните проверки, се оказват много сходни по трите метода. При сериите, които са с широкопоясна колона НЕВ и ригел IPE във всички случаи и по всички методи меродавен се получава ригелът и съответната максимална разлика в носимоспособността е малка – едва 6,79%.

Въпреки съпадението при формите на разрушение, се установяват съществени разлики в крайните резултати за носимоспособността на рамките, получена по различните методи. При сравнението между подхода от § 6.3.3 на [3], съчетан с модифицирания опростен метод за участъка на вутата и пълния нелинеен анализ GMNIA се наблюдават разлики около 20% – 25%, като в абсолютно всички разгледани случаи практическият подход е в полза на сигурността. Най-близки резултати по двете методики се получават, когато разликите в коравините на ригела и на колоната са относително по-големи, което отговаря на повечето практически случаи.



Фиг. 12. Сравнение между коефициентите на използваемост

За да се оцени влиянието на линейните коравини на колоната и ригела, се въвежда отношението:

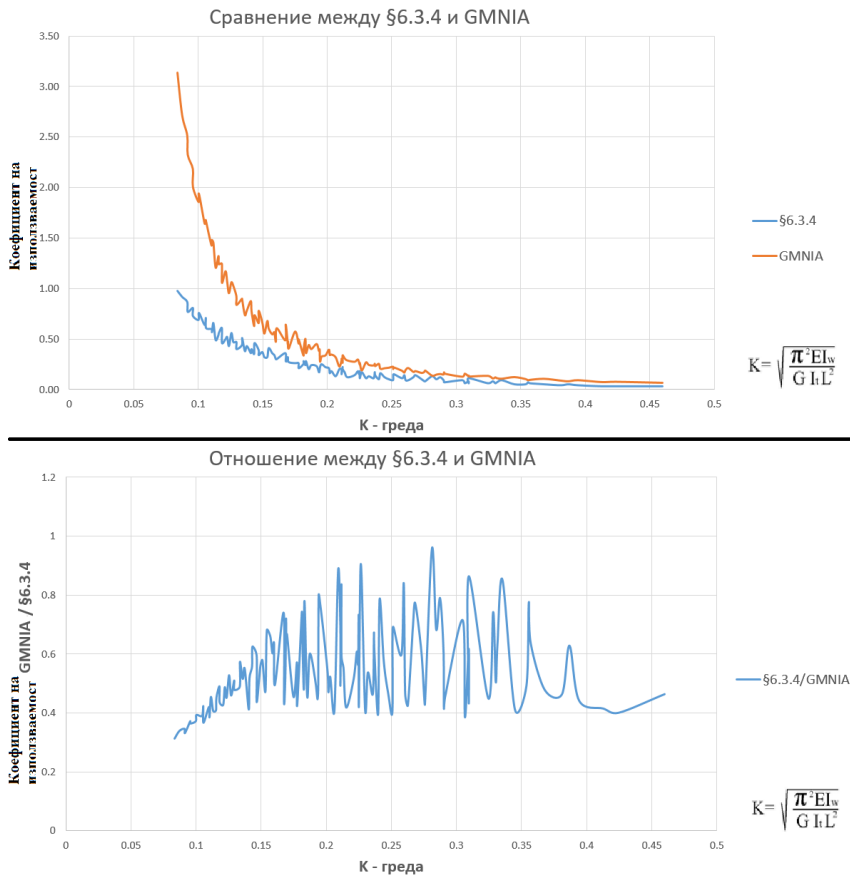
$$\Delta_k = \left(EI_k / L_k \right) / \left(EI_{гр} / L_{гр} \right). \quad (5)$$

На фиг. 12 е представено сравнение на резултатите, получени чрез нелинеен анализ GMNIA и по §6.3.3, съчетан с модифицирания опростен метод за участъка на вутата,

във функция на отношението Δ_k . Оказва се, че при рамки, композирани изцяло от профили IPE, при Δ_k около и над 10 резултатите са доста близки. В практиката при рамки с по-малък отвор е по-вероятно да сме под тази гранична стойност и съответно приблизителният подход би се оказал доста по-консервативен в сравнение с приетия за реперен GMNIA. Но при по-големи отвори – например рамка с отвор 18 m, височина 6 m, ригел IPE360 и колона IPE550, би била с отношение $\Delta_k \sim 12 - 13$, при което резултатите по двете методики биха били доста близки.

При всички серии се наблюдава една и съща обща тенденция – колкото е по-голяма разликата между линейните коравини на колоната и ригела, толкова по-малка е разликата между GMNIA и §6.3.3. Най-ясно това може да се види от фиг. 12 при серия 9, съставена от колони НЕВ, както и на серия 27 с колони IPE600. При тях едва при по-големи разлики в коравините (около 30 – 35) отношението между GMNIA и §6.3.3 става над 70%. Следователно, опростеният подход чрез §6.3.3 плюс модифицирания опростен метод за участъка на вутата във всички случаи се оказва в полза на сигурността.

Сравнението на резултатите от GMNIA с тези, получени чрез общия метод за изкълчване и измятане от § 6.3.4 обаче се оказва твърде незадоволително. Когато общият метод се прилага не по елементи, а към цялата рамкова система (както това се допуска като опция в [3]), се получават доста неконсервативни, т.е. несигурни и рискови резултати.



Фиг. 13. Сравнение между коефициентите на използваемост, получени чрез GMNIA и по общия метод на §6.3.4

На фиг. 13 е представено съответното сравнение във функция на въведения параметър K , като, за да се избегне претрупване на графиката, е изобразена само серия 1, тъй като останалите серии представят аналогични резултати.

Извършените обширни параметрични изследвания показват, че във всички разгледани случаи общият метод дава резултати в полза на несигурността, без установяването на ясна зависимост по отношение на отклонението да има спрямо нелинейния анализ. На основата на получените резултати авторите препоръчват на този етап прилагането на общия метод да се ограничи до отделни елементи, но да не се прилага за цели равнинни рамкови системи.

4. Заключение

На основата на разработен алгоритъм и съответна компютърна програма, която автоматично генерира необходимите крайно-елементни модели и управлява два стандартни софтуерни продукта до получаване на окончателни резултати, е извършено мащабно параметрично изследване върху устойчивостта и носимоспособността на едноетажни едноотворни рамки от горещовалцувани профили. Анализирани и сравнени са трите приложими методики за изчисляване, основани на общия метод за изкълчване и измятане (§6.3.4 на [3]), пълен нелинеен цялостен анализ с отчитане на началните несъвършенства GMNIA и приближени опростени практически методи, базирани на формулировките от §6.3.1, §6.3.2 и §6.3.3 на [3]. След подходящо валидиране за реперен е приет методът чрез пълен нелинеен анализ с отчитане на началните несъвършенства GMNIA.

Изследвани са и влиянията на често пренебрегвани в практиката фактори като гъстотата на столиците. Предложена е емпирична корекция на опростената методика за изчисляване на вутния участък при портални рамки с най-често използваните дължини на вутата.

Най-важните направени изводи са относно различните методи за проектиране. Параметричните изследвания показват, че практическите методи чрез формулировките от §6.3.1, §6.3.2 и §6.3.3 на [3] в съчетание с опростения метод с еквивалентен натиснат прът в участъка на вутата предоставят на проектанта един комфортен запас от носимоспособност при изчисляването на едноетажни стоманени портални рамки. Прилагането обаче на общия метод за изкълчване и измятане (§6.3.4) към цялата равнинна рамкова система се оказва неконсервативно, даващо резултати значително в полза на несигурността в сравнение с тези, получени чрез GMNIA. На тази основа авторите препоръчват на този етап прилагането на общия метод да се ограничи до отделни елементи, но да не се прилага за цели равнинни рамкови системи.

ЛИТЕРАТУРА

1. *Ionel-Mircea Cristutiu, Daniel Luis Nunes, Adrian Ioan Dogariu*. Experimental Study on Laterally Restrained Steel Columns with Variable I Cross Sections, Romania, 2010.
2. *Рангелов, Н., М. Василев*. Устойчивост на столици при смучене от вятър. // Годишник на УАСГ, Том XLVI (2014), Свитък XI, София, 2015, стр. 141 – 152.
3. БДС EN 1993–1-1: 2005. Еврокод 3: Проектиране на стоманени конструкции. Част 1-1: Общи правила и правила за сгради, CEN 2005.

STABILITY PROBLEMS OF SINGLE-STOREY STEEL FRAMES – GENERAL METHOD AND GMNIA APPLICATION (PART 2)

M. Vasilev¹, N. Rangelov²

Keywords: *steel structures, single-storey portal frames, stability, general stability method, GMNIA*

ABSTRACT

The survey and the analysis performed have shown that there are still some unclear practical stability problems in steel frame systems, e.g. rafter out-of-plane lateral stability. Possible methods to solve this problem appear to be the general method for lateral and lateral-torsional buckling of §6.3.4 of EN 1993-1-1 as well as the application of geometrical and material nonlinear global analysis with imperfections (GMNIA) and practical simplified methods based on §6.3.1, §6.3.2 and §6.3.3 of EN 1993-1-1.

A computer program has been developed to automatically generate the relevant finite-element models and to control two standard software products until final results are obtained by the three methods. An extensive parametric study has been conducted and reported, including comparisons between the results obtained by the three methods.

¹ Marin Vasilev, Eng. PhD student, Dept. “Steel, Timber and Plastic Structures”, UACEG, 1 H. Smirnovski Blvd., Sofia 1046, e-mail: marin.vassilev@avv-bg.com

² Nikolaj Rangelov, Prof. Dr. Eng., Dept. “Steel, Timber and Plastic Structures”, UACEG, 1 H. Smirnovski Blvd., Sofia 1046, e-mail: nick.rangelov@gmail.com