



Получена: 28.02.2017 г.

Приета: 22.05.2017 г.

ЕКСПЕРИМЕНТАЛНО ИЗСЛЕДВАНЕ НА ВЕРТИКАЛНИ ВРЪЗКИ С КРЪСТОСАНИ ДИАГОНАЛИ, ПРЕСИЧАЩИ СЕ В ЕТАЖНА ГРЕДА

Л. Райчева¹, Цв. Георгиев², О. Ганчев³, Ст. Райков⁴

Ключови думи: дуктилност, вертикални връзки, експериментално изследване, развитие на повреди при цикличен тест

РЕЗЮМЕ

Докладът разглежда особености при цикличното нелинейно поведение на стоманени рамки с пресечена X-конфигурация на диагоналите. Числови изследвания, проведени от авторите, показват, че при този вид вертикални връзки може да се прояви пластичен механизъм, характерен с концентриране на пластични деформации само в диагоналите на едно ниво. Установено е, че коравината на етажната греда, която пресича диагоналите и коравината на колоните, влияе върху вида на пластичния механизъм. Планирана и проведена е експериментална програма, целяща да даде оценка на направените аналитични изводи, както и да проследи ефектите от натрупване на повреди при циклично знакопроменливо натоварване с постоянна амплитуда. Основни резултати и изводи от проведените експерименти са представени и анализирани.

¹ Лора Райчева, докторант, кат. „Метални, дървени и пластмасови конструкции“, УАСГ, бул. „Хр. Смирненски“ № 1, 1046 София, e-mail: lora_dr@abv.bg

² Цветан Георгиев, доц. д-р инж., кат. „Метални, дървени и пластмасови конструкции“, УАСГ, бул. „Хр. Смирненски“ № 1, 1046 София, e-mail: cvgeorgiev_fce@uacg.bg

³ Огнян Ганчев, ас. инж., кат. „Метални, дървени и пластмасови конструкции“, УАСГ, бул. „Хр. Смирненски“ № 1, 1046 София, e-mail: ogg@abv.bg

⁴ Станислав Райков, гл. ас. д-р инж., кат. „Метални, дървени и пластмасови конструкции“, УАСГ, бул. „Хр. Смирненски“ № 1, 1046 София, e-mail: raykov_fce@uacg.bg

1. Въведение

Стоманените рамки с центрично включени X-образни диагонали са едни от най-често използваните в практиката конструкции за строителство в сеизмични райони. Те съчетават предимствата на висока начална коравина за хоризонтални въздействия, много добър капацитет за дисипация на енергия при циклично и знакопроменливо натоварване и икономичност. Често обаче, поради фиксираното отношение на композиционното междуосие и етажната височина на сградите, не е целесъобразно да се развие X-образната решетка от диагонали в рамките на един етаж и се прибегва до округняването на два съседни етажа. Така получената конфигурация би могла, на пръв поглед, да се асоциира с традиционна рамка с X-образни диагонали или последователно редуващи се „V“ и „Λ“-диагонали. За целите на настоящия доклад рамки с подобна геометрия ще наричаме Split-X или още рамки с пресечена X-конфигурация на диагоналите.

Известно е, че дуктилността на рамките с диагонали е силно зависима от конфигурацията на диагоналите и в този смисъл, Split-X системата също се характеризира със своите особености, отличаващи я от традиционните рамки с центрично включени диагонали. В редица публикации се обръща внимание на характерни особености в нелинейното поведение на Split-X системите и се дават препоръки за подобряване на реагирането им и осигуряване на търсената дуктилност. Още през 1988 *Khatib* и колектив [14] отбелязват индуцирането на хоризонтална инерционна сила в нивото, в което се пресичат диагоналите, водеща до претоварване на долното ниво от Split-X системата и явяваща се предпоставка за формиране на слаб етаж. *Tremblay u Lacerte* [15] установяват същата склонност към формиране на слаб етаж при изследване на многоетажни рамки с пресечена X-конфигурация на диагоналите и дават предложение за ограничаване на носимоспособността за хоризонтални сили на съседните на всяко разглеждано етажно ниво, с цел да се гарантира равномерно разпространение на пластични деформации по височина. *Shen* и колектив [18, 19], които разглеждат механизма на поведение на този вид рамки с диагонали, установяват влиянието на вертикалните деформации на междинната греда, вследствие на наличие на неуравновесена вертикална сила, както в еластичен стадий, така и в следкритичен стадий на работа. Повечето от авторите са категорични относно влиянието на стройността на диагоналите като основен фактор, влияещ върху поведението на този вид рамки с диагонали.

Експериментални изследвания на рамки с пресечена X-конфигурация на диагоналите са провеждани значително по-малко в сравнение с традиционните „X“ и „Λ“-конфигурации. *Bradley* и колектив [5] изследват образец в реален размер на двуетажна Split-X рамка при синхронизирано прилагани хоризонтални премествания в двете нива. *Uriz* и колектив [21] изследват едноотворни двуетажни образци на Λ-връзки с диагонали от кутиеобразни сечения и BRB диагонали. *Tsai* и колектив [20] изследват експериментално влиянието на начина на конструиране на съединенията и вида на напречно сечение на диагоналите в двуетажни образци. *Георгиев* [12] провежда експериментално изследване на едноетажна рамка с центрично включени диагонали с отслабени и модифицирани напречни сечения, при които диагоналите се пресичат в хоризонтал.

Нормативните документи нямат еднозначно отношение към проблема. Американският стандарт [1], в раздела си за SCBFs, възприема единен подход при проектиране на рамки с центрично включени диагонали, независимо от конфигурацията на решетката. Американската практика традиционно залага на по-ниска стройност на диагоналите (въпреки че в последните издания горната граница на бездимензионна стройност е либерализирана до 2,0, както в EC8) и отчитането и на двата диагонала в анализа. В този смисъл в [1], Split-X системата се отнася към препоръките на стандарта, въпреки характерните особености в еласто-пластичното ѝ поведение, отбелязано от изследователите

Lacerte and Tremblay [15]. Европейският стандарт [2] изрично изисква моделиране само на опънен диагонал при рамки с X-образни диагонали, което води до неяснота при проектирането на Split-X системите. Това ясно е изтъкнато от *Landolfo* в [16]. Може да се каже, че Еврокод 8 не дава препоръки за проектиране на рамки с пресечена X-конфигурация на диагоналите. По тази причина, през 2016 г. в УНИЛ, на катедра МДПК беше проведена експериментална програма, която изследва поведението на едноетажна рамка с пресечена X-конфигурация на диагоналите при статично хоризонтално циклично натоварване. Настоящият доклад представя първоначални резултати и изводи на авторите от проведените лабораторни тестове.

2. Експериментална програма

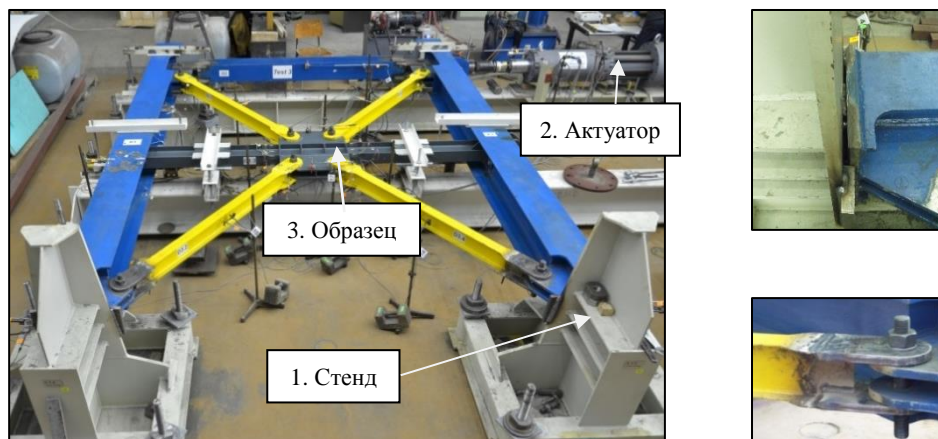
Планираната и проведена експериментална програма цели да провери чрез тестове влиянието на огъвната коравина на междинната греда при Split-X рамки върху разпределението на пластичните деформации в диагоналите. Подобно влияние е установено от авторите чрез компютърни симулации [11]. Наред с това, задача на експерименталната програма е изследване на нелинейното поведение на диагоналите и установяване на механизма и степента на натрупване на повреди в тях при знакопроменливо етажно преместване, прилагано в симетрични цикли с постоянна амплитуда. Цел на изследването е и оценка на влиянието на тези явления върху хистерезисното поведение на рамката с диагонали.

Разработени са три броя експериментални образци, които представляват едноетажна едноотворна рамка с диагонали, пресечени от междинна греда. Образците са в геометричен осов мащаб 1:2 спрямо реална конструкция. Възлите в ограждащия контур (колони и етажна греда на върха) са приети за номиналноставни и са конструирани като такива. Възелът между колоната и междинната греда е класифициран като частично корав. Експерименталната постановка и характерни детайли са представени на фиг. 1. Диагоналите и за трите образца са от съставени заварени „Н-образни” напречни сечения с постоянни размери и бездименсионна стройност $\bar{\lambda} = 1,28$. Проведени са стандартни тестове на опън съгласно [17] и е установена осреднена реална граница на провлачане $f_y = 303$ МПа за стоманата на диагоналите. Проектирането на напречното сечение на междинната греда е извършено съобразно аналитична процедура за определяне на сумарната коравина на колони и междинна греда, докладвана в [13]. Напречните сечения и материал за елементите от трите експериментални образца са представени в табл. 1.

Таблица 1. Напречни сечения/материал на елементите от експерименталните образци

	Образец 1	Образец 2	Образец 3
Колони	HEA320/S275	HEA320/S275	HEA320/S275
Греда ниво 2	HEA200/S275	HEA200/S275	HEA200/S275
Греда ниво 1	IPE200/S275	HEA240/S275	IPE200/S275
Диагонали ¹	H(F80/5,W120/5) $f_{y,act} = 303$ МПа	H(F80/5,W120/5) $f_{y,act} = 303$ МПа	H(F80/5,W120/5) $f_{y,act} = 303$ МПа

¹ Размерите на напречното сечение на диагоналите са представени чрез сигнатура, която следва да се разчита като: F80/5 (пояс с ширина 80 mm и дебелина 5 mm) и W120/5 (стебло с височина 120 mm и дебелина 5 mm)



Фиг. 1. Експериментална постановка и съединения (база на колона и диагонал)

Натоварването е реализирано чрез хидравличен сервоактуатор „Капрони“ при прилагане на контролирано хоризонтално преместване на върха на образците и измерване на силата в месдозата на актуатора. Проведени са три типа тестове за всеки образец. Тестовите са, както следва:

- Тест тип А: Монотонно натоварване до хоризонтално преместване от 100 mm;
- Тест тип В: Знакопроменливо натоварване в симетрични цикли с постоянна амплитуда от 90 mm, 150 mm и 120 mm, съответно за експеримент 1, 2 и 3;
- Тест тип С: Знакопроменливо натоварване в два симетрични цикъла на рамков контур без диагонали.

Реализираните премествания и относителни деформации в експерименталните образци са регистрирани чрез индуктивни, електросъпротивителни и потенциометрични датчици. Индуктивни датчици са разположени в опорите при стъпването на колоните, чрез които се отчитат хоризонтални и вертикални неработни премествания на образца, породени от поддавания в лабораторния стенд. Получените отчети за хоризонтални премествания на рамката са коригирани, като е отчетен приносът на неработните деформации от опорите.

3. Резултати и изводи

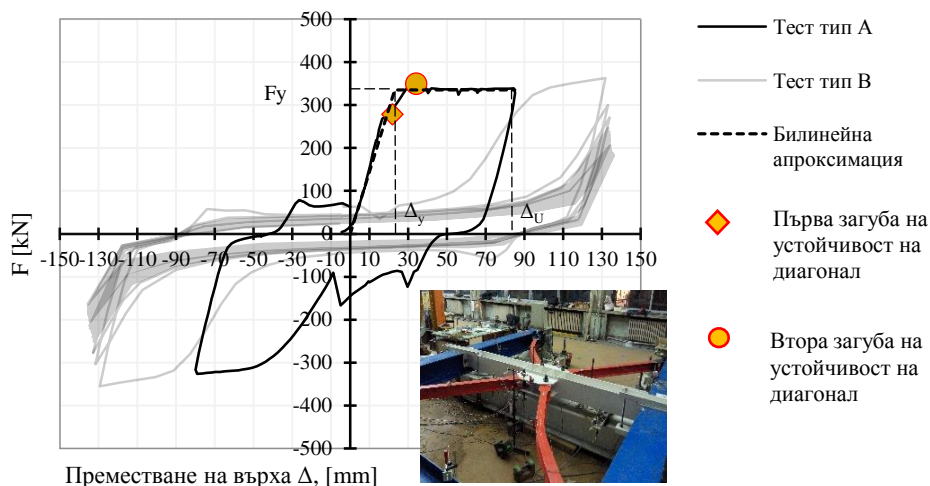
Обобщени резултати от проведената експериментална програма, анализи и някои изводи от тях, са представени в следващите точки.

3.1. Дуктилност и запас на носимоспособност

При първоначалната оценка на дуктилността на изследваните образци са използвани известни методи, някои от които са разгледани в [7] и [8]. Като критерий за избор на максимално преместване са използвани дефинираните в [10] гранични състояния (нива на поведение на конструкцията), дефинирани чрез поява на характерни конструк-

тивни повреди. Следва да се отбележи, че до максималното приложено преместване от 100 mm при монотонния тест тип А се достигна до пластификация на диагоналите при опън и загуба на устойчивост на натиснатите диагонали, но без наблюдавани форми на цялостно или частично разрушение като повърхностни пукнатини, разкъсвания, срязване на заваръчни шевове или болтове, както в диагоналните елементи, така и във възлите и съединенията. Така описаното състояние се отнася към характеристиките на гранично състояние LS (Life Safety) [10], съответстващо на крайно гранично състояние за конструкция, проектирана по Еврокод с проектно оразмерително земетресение. По тази причина, при оценка на дуктилността на рамката, за максимално преместване Δ_U ще бъде прието максималното реализирано преместване при провеждането на тест тип А.

Фиг. 2 изобразява монотонна капацитивна крива и деформирано състояние за Образец 2 при тест тип А, както и хистерезисните примки от тест тип В. Изобразяваните графики дават информация за чистите премествания на върха на рамката, получени чрез корекция на задаваните премествания с подаванията, реализирани от опорите.



Фиг. 2. Капацитивна крива при Тест тип А и хистерезисни примки при Тест тип В, Образец 2

От фиг. 2 е видно, че реализираното хоризонтално преместване при пластифициране е:

$$\Delta_y = 23 \text{ mm}, \text{ а } \Delta_U = 85 \text{ mm}.$$

Приносът на дуктилността (q_μ) се оценява чрез коефициента на дуктилност по преместване ($\mu_\Delta = \Delta_U / \Delta_y$), определен от израз (1):

$$q_\mu = \frac{\Delta_U}{\Delta_y} = \frac{85}{23} = 3,69. \quad (1)$$

Конструктивният запас на носимоспособност може да се определи от израза:

$$\Omega = \frac{F_y}{F_d} = \frac{335}{242,4} = 1,38, \quad (2)$$

където $F_d = N_{pl,Rd} \cos \alpha = 404,0,6 = 242,4$ kN е изчислителната сръзваща сила в основата при пластификация на опънния диагонал и приет фермов модел. $N_{pl,Rd} = Af_{y,act} / \gamma_{M_0} = 14,30,3 / 1,05 = 404$ kN е пластичната носимоспособност на диагонала, а F_y е максималната сила, до която се достига. Характерното за фермовия модел при рамки с X-образни диагонали [2] е, че не се отчитат приносът на натиснатия диагонал и рамковия контур, което се отразява в запас на носимоспособност Ω . Резултатите от тест тип С показват, че предпоставката за номиналноставен рамков контур е реализирана. Максималната хоризонтална сила, дължаща се на рамковия контур, е 44,75 kN, което представлява 13% от максималната хоризонтална сила за рамката с диагонали. Що се отнася до приноса на натисковия диагонал, то той се очаква да е по-съществен, тъй като стройността на диагоналите е в долната граница от препоръчания в ЕС8 диапазон $\bar{\lambda} = (1,3 \div 2,0)$. Показател за това е и моментът на загуба на устойчивост на двете части от натисковия диагонал, дефинирани от пресичането му с междинната греда, които за краткост ще наричаме „тандем диагонали“. Видно е, от фиг. 2, че загубата на устойчивост на един от диагоналите в тандема става в пластичен стадий. До подобни заключения е достигнато по експериментален път в [12].

Оценка за коефициента на поведение q на конструкцията може да се направи чрез израз (3). При числовото определяне на q се отчита приносът на дуктилността и запасът на носимоспособност.

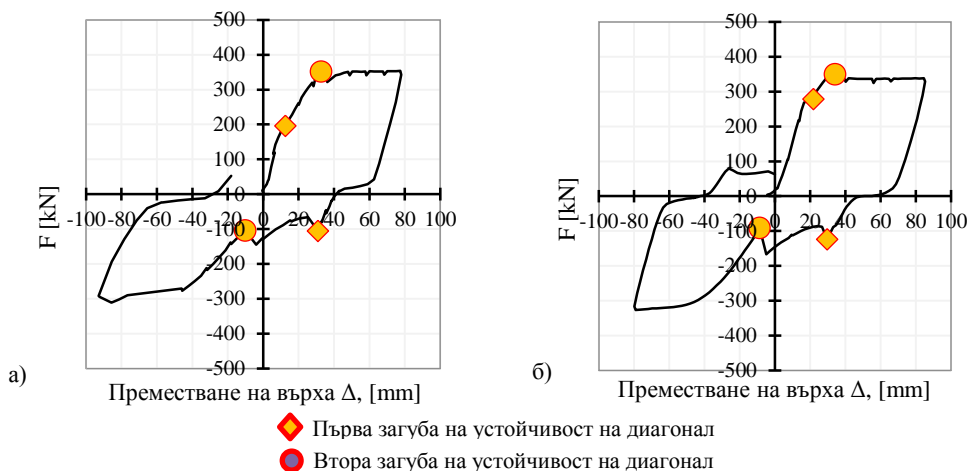
$$q = q_{\mu} \Omega = 3,69 \cdot 1,38 = 5,09. \quad (3)$$

Така определената стойност на коефициент на поведение $q = 5,09$ е индикативна, но и вероятно консервативна, тъй като се основава на гранично преместване на конструкцията, съответстващо на 2,13% етажна ротация, а не на максималното преместване, до което може да достигне рамката. От друга страна, q е определен въз основа на принципа на еквивалентните премествания, който би бил валиден само, ако конструкцията е високопериодна. Коефициентът на поведение подлежи на прецизиране и доуточняване, което е много съществен проблем, но е извън обхвата на настоящия доклад. Следва да се подчертае, че първоначалната оценка се доближава до референтната стойност $q = 4,0$ за рамки с кръстосани диагонали [2].

3.2. Влияние на междинната греда

Влиянието на междинната греда върху последователността на загуба на устойчивост на двойката натиснати диагонали от един тандем беше потвърдено от проведените тестове и е онагледено графично на фиг. 3. Тя съпоставя капацитивните криви на Образец 2 (греда HEA240) и Образец 3 (греда IPE200).

Последователността на изкълчване на диагоналите е отбелязана чрез маркери на фиг. 3 и допълнително пояснена в табл. 2.



Фиг. 3. Капацитивна крива Тест тип А: а) Образец 3 (IPE200); б) Образец 2 (HEA240)

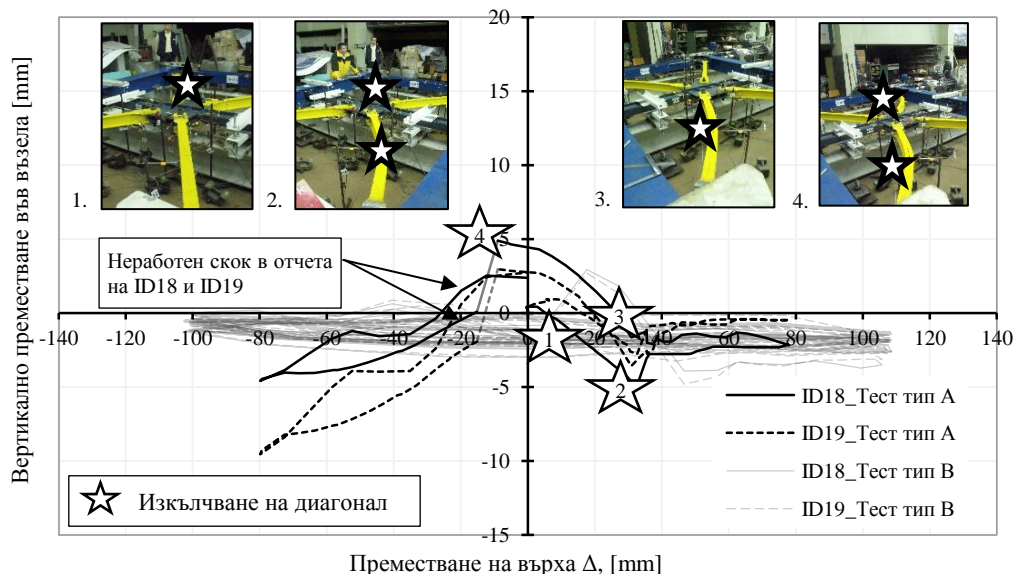
Таблица 2. Последователност на загуба на устойчивост на диагоналите за Образец 3 и Образец 2

Последователност	Образец 3		Образец 2	
	Диагонал, загубил устойчивост	Преместване на върха D , [mm]	Диагонал, загубил устойчивост	Преместване на върха D , [mm]
1	D3.1 (горен ляв)	10.21	D2.2 (долен десен)	21.03
2	D3.4 (долен десен)	32.63	D2.4 (горен ляв)	36.73
3	D3.2 (долен ляв)	30.91	D2.1 (долен ляв)	29.62
4	D3.3 (горен десен)	-8.94	D2.3 (горен десен)	-10.83

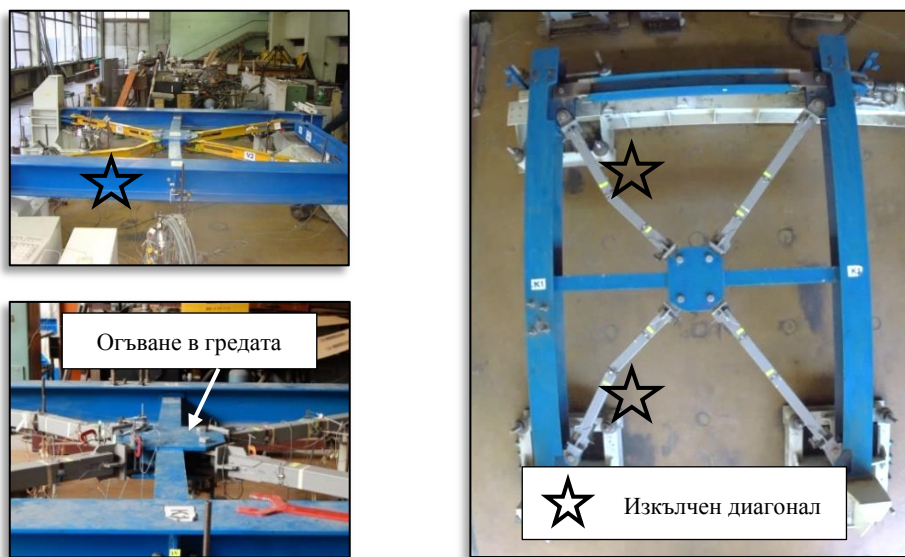
Видно е, че за Образец 2, който е с по-голяма коравина на междинната греда, загубата на устойчивост на двата натискови диагонала от един тандем става при по-близки стойности на приложените премествания. Това потвърждава очакванията за влиянието на коравината на междинната греда върху синхронизираното изключване на диагоналите от един тандем.

С цел да се оцени поведението на междинната греда, бяха монтирани индуктивни датчици, регистриращи вертикалните премествания в две точки от лявата (ID18) и дясната (ID19) страна на възела при пресичане на диагоналите с гредата. Фиг. 4 представя данни за регистрираните вертикални премествания при Образец 3.

От фиг. 4 могат да се направят следните изводи: регистрираните вертикални премествания сочат за наличие на огъване на гредата, поради възникване на неуравновесени сили, вследствие на неедновременна загуба на устойчивост на двата диагонала от един тандем. Подобен ефект е установен и от *D'Aniello* и колектив [9]. Регистрираните посоки на вертикални премествания съответстват на реда на загуба на устойчивост на диагоналите, свързана с промяна на коравината на съответните нива по височина на рамката.



Фиг. 4. Вертикални премествания в междинната гредка при пресичането ѝ с диагоналите (Образец 3)



Фиг. 5. Проведени експериментални изследвания на рамки с централно включени диагонали с недостатъчна коравина на междинната гредка

В циклите след първия, отчетите от ID18 и ID19 показват константни пренебрежимо малки вертикални премествания. Следователно коравината на гредата има значение до момента на загуба на устойчивост и на двата диагонала. Нейната функция е да осигури достатъчно коравина опора, която да принуди натисковия диагонал, който остава, да загуби устойчивост. Така би се реализирал желаният пластичен механизъм. В

противен случай, при недостатъчна коравина на междинната греда, се реализира концентрация на пластични деформации в един от диагоналите от тандем и се поражда пластификация в междинната греда. Илюстрация на този случай, при недостатъчна коравина на междинната греда, е представена на фиг. 5, която включва снимки от проведени експериментални изследвания от авторите *Георгиев* [12] и *Ганчев*.

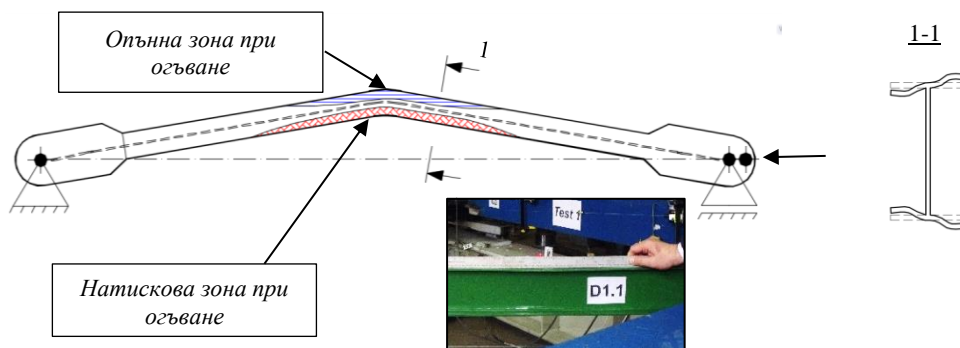
4. Механизъм на натрупване на повреди в диагоналите

С цел да се проследят особености в механизмите на натрупване на повреди в диагоналите, изследваните образци бяха подложени на знакопроменливи премествания (Тест тип В) с повтарящи се симетрични цикли с постоянна амплитуда със стойност 90 mm, 120 mm и 150 mm съответно за образци 1, 3 и 2.

Разграничени бяха следните седем основни стадия в развитие на нелинейните деформации в диагоналите, които се наблюдаваха и при трите теста тип В от трите експеримента:

1. Поява на местни изкорубвания по един от поясите откъм натисковата страна на огънатото средно сечение на изкълчен диагонал (фиг. 6). Изкорубванията се явяват концентратори на относителни деформации и нарастват с всеки цикъл като се наслагват ефекти от глобално огъване на диагонала, вследствие на изкълчването, и местни деформации от значителното огъване на поясите в изкорубените зони [4]. Разновидност на стадий 1 беше наблюдавана в развитие на една „макро-вълна“ (фиг. 6) за целия пояс на диагонала и липса на концентратор във вид на местни изкорубвания. Това явление се наблюдаваше за диагоналите, които хронологично изгубиха устойчивост, втори от двойката натиснати диагонали от един тандем, т.е. налице бе неравномерност в разпределението на пластичните деформации. Редно е да се отбележи, че при Образец 2 (междинна греда HEA240) този механизъм бе временен и прерасна в концентриране на деформации от местна загуба на устойчивост по поясите, докато при Образец 1 (междинна греда IPE200) тази неравномерност беше налице до края на теста. Образец 3 (междинна греда IPE200) също показва неравномерност на пластичните деформации в диагоналите, но поради по-голямата амплитуда на етажните премествания в последните цикли се зародиха изкорубвания във всички диагонали. Тази разлика в поведението на диагоналите може да бъде обяснена с по-високата коравина на междинната греда, както и с по-голямата амплитуда на приложени премествания за Образци 2 и 3.

2. Поява на местни изкорубвания и по двата пояса на диагонал откъм натисковата страна на огънатото средно сечение.



Фиг. 6. Деформирана схема на диагонал: глобална загуба на устойчивост и локална форма с образуване на „макро-вълна“ на отделен пояс

3. Поява на местни изкорубвания по пояса откъм опънатата страна (изпъкналата страна) на огънатото средно сечение. Тези местни изкорубвания се появяват при натоварване от опън. Тяхното възникване може да се обясни с факта, че при огъване влакната по пояса в зоната с най-голяма кривина са опънати, а материалът работи в пластичната област. Така се натрупват невъзвратими удължения в пояса. При последваща смяна на посоката на натоварване и изправяне на диагонала тези влакна се явяват натиснати, но вече удължени, което води до загуба на местна устойчивост в разглежданата зона.

4. Поява на повърхностна пукнатина в зоната с максимална амплитуда на вълната от местни изкорубвания по поясите и съответно максимални относителни деформации.

След стадий четири, последващите явления в диагонала се развиват много бързо, в рамките на 2 – 3 цикъла.

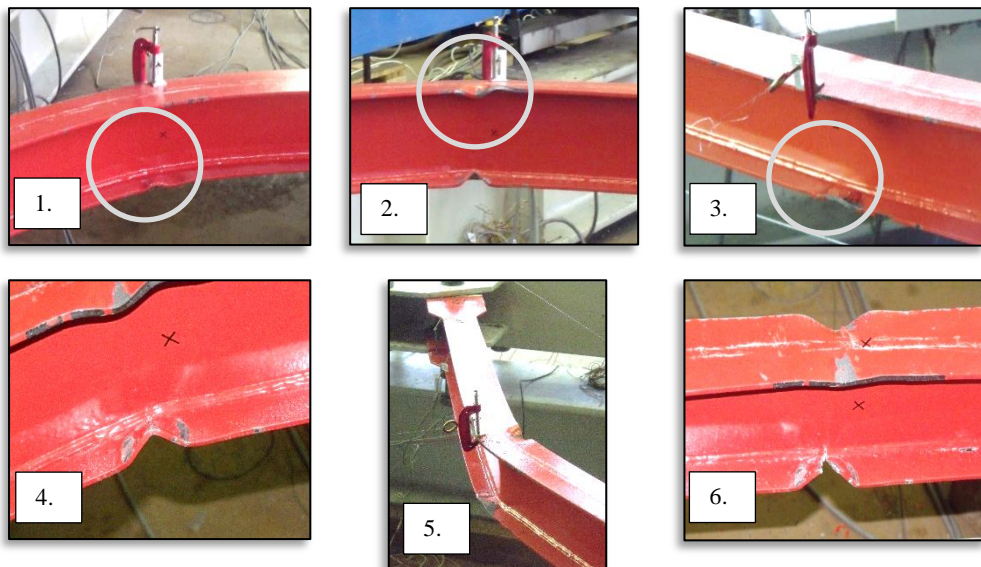
5. Както се вижда от фиг. 6, деформираната схема на огънатия диагонал може да се апроксимира с два прави участъка и кривина с константен радиус между тях. Появата на пукнатина в пояса може да се асоциира с разрушение, което води до бързо концентриране на деформациите от огъване в стеблото. Този ефект беше наблюдаван като формиране на изразена чупка в стеблото на огънатото средно сечение, т.е. деформираната схема вече се доближава до два прави участъка и липса на плавна кривина между тях.

6. Разкъсване на пояса по цялата му ширина и навлизане на разкъсването към стеблото.

7. Поява на разкъсване на втория пояс от диагонал.

До цялостно разкъсване на напречно сечение на диагонал при приетата константна амплитуда не се стигна. Стеблото запазваше своята цялост. Очаквано, скъсване на диагонала настъпи от опън, но при приложено по-голямо преместване.

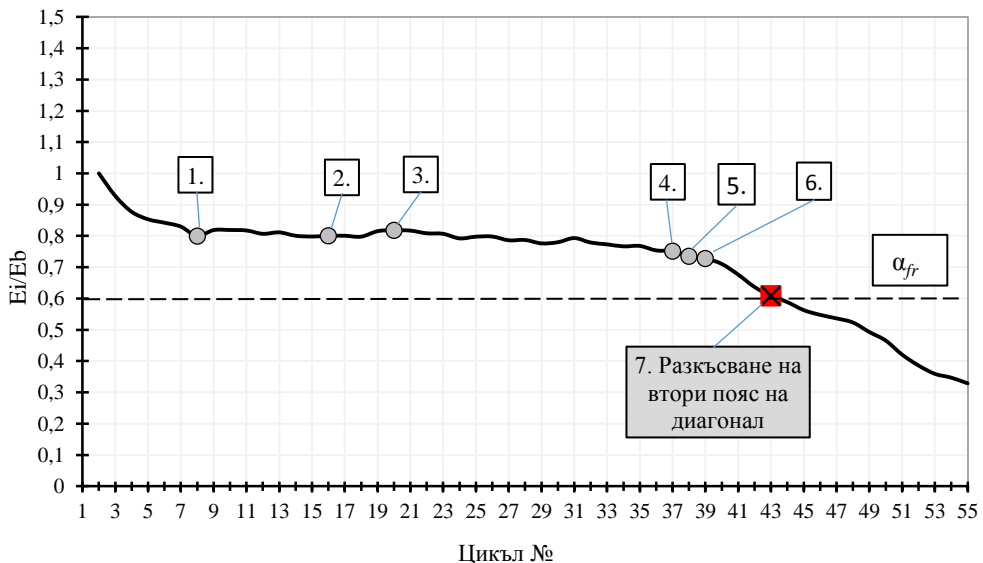
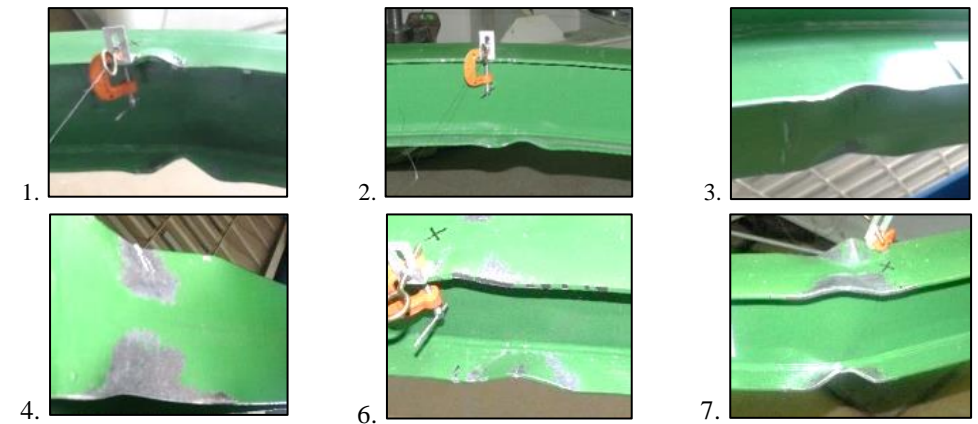
Наблюдаваните стадии се развиват в изброената последователност за отделен диагонал, но възникват несинхронизирано между всичките четири диагонала. Стадиите са представени последователно чрез характерни снимки на фиг. 7 като номерата по снимките отговарят на номерата в текста.



Фиг. 7. Стадии на развитие на пластичните деформации в диагоналите при провеждане на симетричен циклически тест с константна амплитуда

Като критерий за оценка на влиянието на натрупани повреди в диагоналните елементи е използван т.нар. коефициент за цикличен спад на дисипирана енергия $\alpha_i = E_i / E_b$, който изразява отношението на дисипираната енергия във всеки цикъл E_i към дисипираната енергия в подходящо избран базов цикъл E_b . Подобен подход е използван в [4] и [6]. С оглед особеностите в хистерезисното поведение на рамки с центрично включени диагонали, за базов цикъл е приет първият цикъл, при който се появява характерното за тази система прищипване на хистерезисната примка.

Фиг. 8 представя графика на коефициента α_i за всеки цикъл от историята на тест тип В при Образец 1, както и хронология и снимки на поява на дефинираните стадии на натрупани повреди (номерацията съответства на дефинираните по-горе стадии).



Фиг. 8. Графика на коефициента на цикличен спад на дисипирана енергия за Образец 1 и снимки на характерните стадии на натрупани повреди

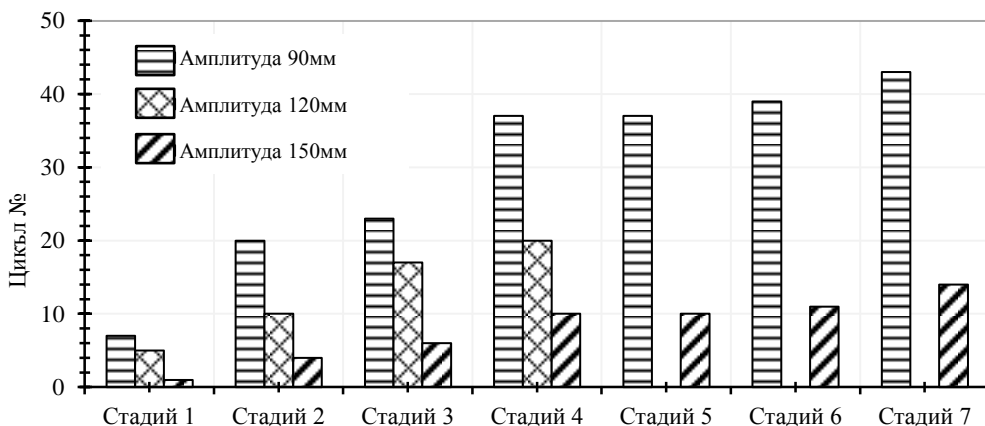
Графиката на коефициента за цикличен спад на дисипирана енергия има следните особености. До първа поява на местна загуба на устойчивост в средното сечение спадът в дисипираната енергия е по-рязък, след което следва приблизително хоризонтален участък. Той продължава до първа поява на повърхностна пукнатина в пояса и отново следва спад в дисипираната енергия, дължащ се на прогресивното развитие на пукнатината и разкъсванията в пояса.

Коефициентът α_i в участъка с приблизително константна дисипация на енергия има стойност в диапазона $(0,7 \div 0,8)$ и за трите експериментални образеца. С оглед на това, че наблюдаваните форми на разрушение в диагоналите са дуктилни, свързани с прогресивно развитие на повреди, липса на крехки и внезапни форми на разрушения, то при дефинирането на гранична стойност на коефициента α_i , ще бъде използван корекционен коефициент $\beta = 0,8$, свързан с характера на реализираното разрушение. Подобен подход е приложен и в [4]. Определен е граничен коефициент $\alpha_{fr} = 0,6$, за който стойности на α_i под α_{fr} са показателни за разрушение, породено от значително натрупване на повреди, изразяващо се в прогресивен спад в капацитета за дисипация на енергия на цялата рамка. Съответстващият стадий, показващ разрушение, е стадий 7, който отговаря на поява на разкъсвания и по двата пояса на диагонал.

Броят цикли на натоварване до достигане на даден стадий на натрупана повреда е обратно пропорционален на амплитудата на приложени премествания. Графично установената зависимост е представена на фиг. 9 и таблично в табл. 3. Тази зависимост кореспондира и с известното правило на Palmgren-Miner [3].

Таблица 3. Брой цикли до достигане на характерен стадий на натрупана повреда при циклични тестове тип В

Образец	Амплитуда на приложено преместване [mm]	Брой цикли до достигане на характерен стадий на натрупана повреда						
		Стадий 1	Стадий 2	Стадий 3	Стадий 4	Стадий 5	Стадий 6	Стадий 7
1	90	7	20	23	37	37	39	43
3	120	5	10	17	20	-	-	-
2	150	1	4	6	10	10	11	14



Фиг. 8. Хронология на поява на стadiите на натрупани повреди за трите теста тип В

5. Заключение

Проведената експериментална програма върху рамки с пресечена X-конфигурация на диагоналите доказва същественото влияние на коравината на междинната греда върху хронологията на загуба на устойчивост на натисковите диагонали и разпределението на пластични деформации в тях. С оглед реализиране на очаквания и желан пластичен механизъм и предотвратяване на концентрация на пластичност в едно ниво на Split X-рамката, от изключителна важност е междинната греда да притежава достатъчна огъвна коравина.

Цикличните знакопроменливи тестове с постоянна амплитуда на прилаганите премествания изясняват характерен механизъм на натрупване на повреди в диагоналните елементи с отворени напречни сечения. Дефиниран е критерий за оценка на влиянието на установения механизъм върху капацитета за дисипация на енергия на конструкцията.

Благодарности

Настоящото изследване е финансирано от ЦНИП при УАСГ с договор Д-88/16.

ЛИТЕРАТУРА

1. ANSI/AISC 341: 2010. Seismic Provisions for Structural Steel Buildings.
2. БДС EN 1998-1: 2006. Еврокод 8. Проектиране на конструкциите за сеизмични въздействия. Част 1: Общи правила, сеизмични въздействия и правила за сгради.
3. *Ballio, G., Castiglioni, C.* A unified Approach for the Design of Steel Structures under Low and/or High Cycle Fatigue. Journal of construction steel research, Vol. 34, №1, 1995.
4. *Bernuzzi, C., Calado, L., Castiglioni, C.* Low-cycle fatigue of structural steel components: a method for re-analysis of test data and a design approach based on ductility. ISET Journal of Earthquake Technology, Paper No. 401, Vol. 37, No. 4, 2000.
5. *Bradley, C., Fahnestock, L., Hines, E., Sizemore, J.* Full-Scale Cyclic Testing of an Ordinary Concentrically-Braced Frame. Structures Congress 2015 ASCE, 2015.
6. *Castiglioni, C., Calado, L.* Low-cycle fatigue behaviour and damage assessment of semi-rigid beam-to-column connections in steel. Article, IABSE reports, doi.org/10.5169/seals-56915, 1996.
7. *Dougka, G., Dimakogianni, D., Vayas, I.* Seismic behavior of frames with Innovative Energy Dissipation Systems (FUSEIS 1-1). Earthquakes and Structures, Vol. 6. No. 5 (2004).
8. *Dubina, D.* Experimental Evaluation of q Factors – Proc. of 7Th Greek National Conference of Steel Structures, I, 2011.
9. *D'Aniello, M., Costanzo, S., Landolfo, R.* The influence of beam stiffness on seismic response of chevron concentric bracings. Journal of Constructional Steel Research 112 (2015) 305 – 324, 2015.

10. FEMA – 356: Prestandard and Commentary for the seismic rehabilitation of Buildings. Washington; 2000.

11. *Georgiev, Tzv., Zhelev, D., Raycheva, L., Rangelov, N.* INNOSEIS – Valorization of innovative anti-seismic devices, work package 6 – deliverable 6.2 specifications for device manual. European Commission Research Programme of the Research Fund for Coal and Steel, (Article in Press).

12. *Георгиев, Цв.* Изследване на сеизмичното поведение на рамки с центрично включени диагонали. Дисертационен труд, УАСГ, София, 2013.

13. *Georgiev, Tzv., L. Raycheva.* Influence of splitting beam and column stiffness on CBFs ductile behaviour. EUROSTEEL 2017, September 13 – 15, 2017, Copenhagen, Denmark (Articles in Press).

14. *Khatib, I., S. Mahin and K. Pister.* Seismic behavior of concentrically braced steel frames. Report No. UCB/EERC – 88801, University of California, Berkeley, 1988.

15. *Lacerte, M. and Tremblay, R.* Making use of brace overstrength to improve the seismic response of multistorey split – X concentrically braced steel frames. Canadian Journal Civil Engineering 33: 1005 – 1021 (2006), NRC Canada, 2006.

16. *Landolfo, R.* Assessment of EC8 provisions for seismic design of steel structures ECCS, TC 13 Seismic Design, 2013.

17. Metallic materials – Tensile testing – Part 1: Method of test at room temperature; ISO 6892-1:2009.

18. *Shen, J., Wen, R. and Akbas, B.* Mechanisms in two – story X – braced frames. Journal of Constructional Steel Research 106 (2015) 258 – 277, 2015.

19. *Shen, J., Wen, R., Akbas, B., Doran, B. and Uckan, E.* Seismic demand on brace – intersected beams in two – story X – braced frames. Engineering Structures 76 (2014) 295 – 312, 2014.

20. *Tsai, C., Tsai, K., Lin, C., Wei, C., Wang, K., Yu, Y., Wu, A.* Cyclic responses of three 2 – story seismic concentrically braced frames. Front. Archit. Civ. Eng. China 2010, 4(3): 287 – 301, DOI 10.1007/s11709-010-0087-1, 2010.

21. *Uriz, P., Mahin, S.* Toward Earthquake-Resistant Design of Concentrically Braced Steel-Frame Structures. Pacific Earthquake Engineering Research Center(PEER) Report 2008/08, University of California, Berkeley, 2008.

EXPERIMENTAL INVESTIGATION OF SPLIT-X CONCENTRICALLY BRACED FRAMES

L. Raycheva¹, Tzv. Georgiev², O. Ganchev³, St. Raykov⁴

Keywords: ductility, braced frames, experimental investigation, cyclic damage accumulation

ABSTRACT

The current paper presents some specificities in cyclic non-linear behaviour of Split-X concentrically braced frames (Split-X CBFs). Numerical research performed by the authors reveals that the CBFs of this type are prone to inelastic deformations concentrated in a single storey and thus leading to formation of unfavourable plastic mechanism and reduced ductility. It is observed that this tendency to concentrate plasticity in a single storey is significantly influenced by the splitting beam's stiffness in cooperation with column stiffness. In order to validate the numerical conclusions made, an experimental programme was planned and performed in the Laboratory of Steel, Timber and Plastic Structures, UACEG. It also aims at making assessment of the effects of damage accumulation in braces during full reversal cyclic constant amplitude tests. Main investigations and conclusions made from the experiments are presented and analyzed.

¹ Lora Raycheva, Eng. PhD Student, Dept. "Steel, Timber and Plastic Structures", UACEG, 1 H. Smirnenski Blvd., Sofia 1046, e-mail: lora_dr@abv.bg

² Tzvetan Georgiev, Assoc. Prof. Dr. Eng., Dept. "Steel, Timber and Plastic Structures", UACEG, 1 H. Smirnenski Blvd., Sofia 1046, e-mail: cvgeorgiev_fce@uacg.bg

³ Ognyan Ganchev, Senior Assist. Prof. Eng., Dept. "Steel, Timber and Plastic Structures" UACEG, 1 H. Smirnenski Blvd., Sofia 1046, e-mail: ogg@abv.bg

⁴ Stanislav Raykov, Chief Assist. Prof. Dr. Eng., Dept. "Steel, Timber and Plastic Structures", UACEG, 1 H. Smirnenski Blvd., Sofia 1046, e-mail: raykov_fce@uacg.bg