



Получена: 27.01.2020 г.

Приета: 23.04.2020 г.

## ОПРЕДЕЛЯНЕ НА ГРАНИЧНИТЕ РОТАЦИИ НА СЕИЗМИЧЕН ЛИНК – ЕЛЕМЕНТ НА EBF СИСТЕМА С ОТЧИТАНЕ НА НИСКОЦИКЛИЧНАТА УМОРА ПРИ РАЗЛИЧНИ СЕИЗМИЧНИ ВЪЗДЕЙСТВИЯ

Ч. Пенелов<sup>1</sup>

*Ключови думи: сеизмично реагиране, EBF система, нискоциклична умора*

### РЕЗЮМЕ

Представени са резултатите от численото изследване на двуетажна стоманена EBF система от висок клас на дуктилност с къс сеизмичен линк – елемент (СЛЕ), подложена на сеизмични въздействия. Конструкцията е изследвана с инкрементален нелинеен динамичен анализ (НДА), извършен с програмата OpenSees, като са използвани комплектите акселерограми от близки и далечни земетресения, дадени в американския документ FEMA P695. СЛЕ, вложен в конструкцията, е с три междинни напречни ребра и е експериментално изпитан в работата на други изследователи при четири различни протокола на натоварване. Стойностите на двете константи, използвани от програмата OpenSees за дефиниране на закона на натрупване на повреди в СЛЕ, са калибрирани на база на експерименталните резултати. Граничните ротации на СЛЕ при разрушение, определени с НДА, са съпоставени със стойностите, предписвани в американския стандарт ASCE 41.

### 1. Въведение

Антисеизмичните стоманени конструкции с нецентрично включени диагонали (EBF системи) съчетават голяма коравина с висока дуктилност. Техните основни дисипативни елементи са т.нар. сеизмични линк – елементи (СЛЕ). Разрушението на СЛЕ

---

<sup>1</sup> Чавдар Пенелов, гл. ас. д-р инж., кат. „Метални, дървени и пластмасови конструкции”, УАСГ, бул. „Хр. Смирненски“ № 1, 1046 София, e-mail: penelov\_fce@uacg.bg

при сеизмично въздействие настъпва в резултат на нискоциклична умора на материала. Факторите, влияещи върху дуктилността на СЛЕ, са следните:

- Дължина на СЛЕ (най-висока дуктилност имат т. нар. къси СЛЕ, чието поведение е доминирано от срязване).
- Действителна история на натоварване (пластично деформиране).
- Форма и пропорции на напречното сечение – стройност на стеблото и клас на напречното сечение на СЛЕ; наличие на оребвяване с напречни ребра.
- Материал (клас стомана) на СЛЕ; начин на изготвяне на напречното сечение (съставено заварено или валцувано). При валцувани профили от значение е намалената дуктилност на материала в зоната на закръгленията на профила.
- Конструирание на съединенията в краищата на СЛЕ.

В EN 1998-1 [9], както и в AISC 341 [1, 2], се предписва максимално допустима ротация на къс СЛЕ от 0,08 rad при изчислително сеизмично въздействие (гранично състояние „Значителни повреди” – *Significant damage (SD)*), но не се дават указания относно приемането на гранична ротация за граничното състояние „Близо до разрушение” (*Near collapse (NC)*). Същевременно в [1, 2, 9] се предявяват изисквания към оребвяването на СЛЕ с оглед на гарантирането на споменатата гранична ротация за SD. Ограничаването на ротацията за SD има за цел елиминиранието или силното ограничаване на местната загуба на устойчивост на стеблото (а оттам и деградацията на носеща способност) на СЛЕ при изчислително сеизмично въздействие. В различните издания на американския стандарт ASCE 41 [3, 4] са предписани дадените в табл. 1 гранични стойности на ротацията на късите СЛЕ, като се приема, че валидността на числения модел е за ротации до 0,17 rad.

**Таблица 1. Гранични ротации на къси СЛЕ според ASCE 41\***

Стандарт	При начало на 20% деградация на носещата способност (rad)	Гранично състояние „Значителни повреди”, SD (rad)	Гранично състояние „Близо до разрушение”, NC (rad)
ASCE 41-06 [3] (основни елементи)	0,15	0,11	0,14
ASCE 41-17 [4]	0,15	0,14	0,16

\* Стойностите са за СЛЕ с три или повече междинни напречни ребра. Ако няма междинни ребра, стойностите се делят на 2. За СЛЕ с едно или две ребра се прилага линейна интерполация.

Постановката на ASCE 41, според която повишаването на броя на напречните ребра е основен фактор за увеличаване на граничната ротация на СЛЕ, изглежда остаряла на фона на по-новите експериментални резултати [15]. Съвременните норми дават по-скоро консервативна оценка на необходимия брой междинни напречни ребра [15], особено при СЛЕ с ниска стройност на стеблото. Така например, при СЛЕ с твърде нестройни стебла (стройност на стеблото, по-малка от 20) увеличаването на броя на междинните напречни ребра не води до подобряване (а понякога води и до влошаване) на дуктилността на линк-елемента [15]. Нещо повече, много къси СЛЕ с твърде нестройни стебла могат да имат отлично дисипативно поведение дори и при липсата на междинни ребра [7, 15].

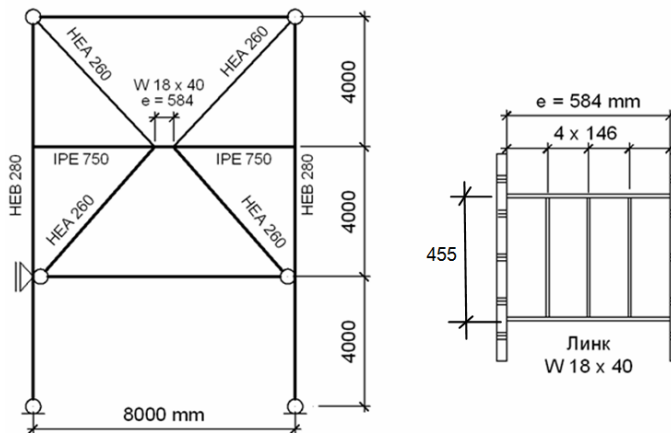
Граничните ротации от табл. 1 са изведени на базата на лабораторни експериментални изследвания на СЛЕ, подложени на различни протоколи на циклично натоварване (вж. фиг. 2), на опита от минали силни земетресения, както и на базата на експертната оценка на съставителите на [3, 4]. Нормативно дефинираните протоколи на циклично

натоварване са симетрични [1, 2]. По принцип стойностите от таблицата са предназначени основно за използване при нелинеен статичен анализ, но ASCE 7 [5] изисква приложението им и за целите на нелинейния динамичен анализ (НДА). Съгласно [5] при НДА на сгради от клас на значимост II [9] за т.нар. максимално разглеждано земетресение (*Maximum Considered Earthquake* (MCE)) се изисква осреднените (от минимум единадесет акселерограми) ротации на СЛЕ да не надвишават граничната ротация от табл. 1, съответстваща на граничното състояние NC. Също така, в случай че се използва комплект реални акселерограми, симулиращ MCE, се допуска максимум за една акселерограма да се получи ротация на линк-елемент, по-висока от ротацията, дефинираща обхвата на валидност на изчислителния модел (т.е. допуска се максимум един неприемлив резултат).

Действителните сеизмични въздействия, в зависимост от своите параметри, могат да причиняват циклично натоварване на дисипативните елементи, което да се различава съществено от натоварването, дефинирано с нормативно утвърдени протоколи. Такива „произволни“ истории на натоварване могат да се отчитат най-коректно чрез нелинеен динамичен анализ, отчитащ сумирането на повредите от отделните цикли, като критерият за разрушение (обоснован на базата на експеримент на конкретния дисипативен елемент) е достигането на нискоциклична умора на материала на дисипативния елемент. За съжаление, ASCE 7 на този етап не регламентира официално използването на този поточен критерий за разрушение при НДА.

*Bozkurt & Azad* [6] изследват експериментално натрупването на повреди в къси СЛЕ, подложени на циклично натоварване с различни протоколи. Те изказват мнение, че граничните ротации за NC, дадени в ASCE 41, са твърде консервативни и не могат да обяснят липсата на разрушение при големите ротации (около 0,25 rad) на СЛЕ на EBF системата на гаража на болницата в Christchurch, документиран след земетресенията в Нова Зеландия от 2011 г. За тези големи ротации допринасят голямата интензивност на сеизмичното въздействие, малката дължина на линк-елементите спрямо отвора на рамката, както и специфичната история на пластично деформиране, реализирана при реалното земетресение.

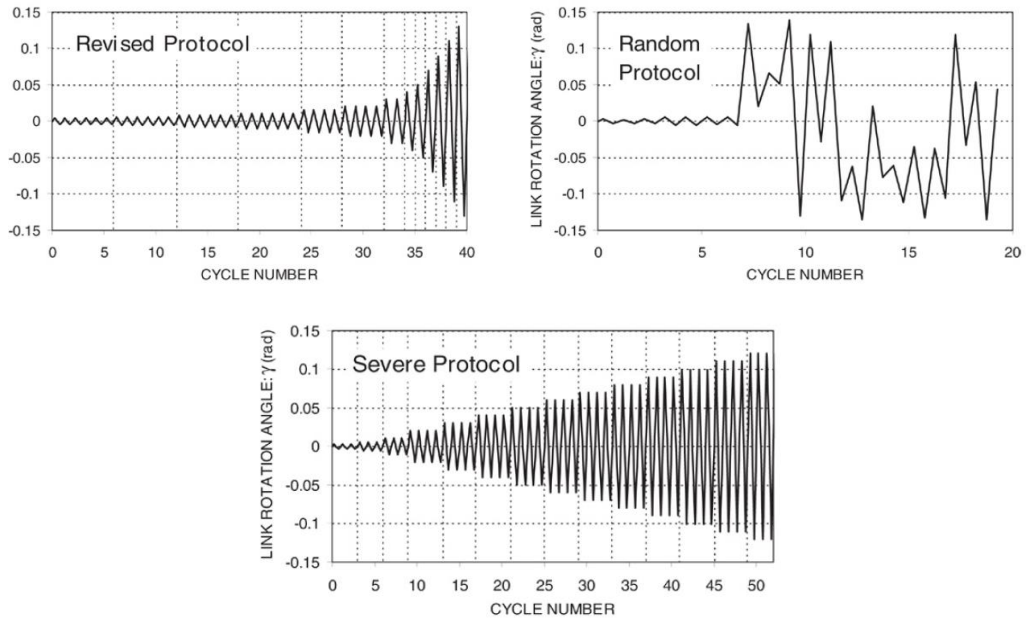
## 2. Описание на изследваната двуетажна EBF конструкция и нейния сеизмичен линк-елемент



Фиг. 1. Схема на изследваната конструкция и на СЛЕ

Схема на изследваната двуетажна EBF конструкция с корав сутеренен етаж е дадена на фиг. 1. Проектирането ѝ е извършено съгласно предписанията на [9] за EBF конструкции от висок клас на дуктилност DCH. Първият собствен период на конструкцията е 0,45 s. Тя е изследвана с инкрементален нелинеен динамичен анализ, извършен с програмата OpenSees [12].

Напречните сечения на колоните са НЕВ 280, от стомана S355. Гредата от първия етаж извън свързващия елемент е със сечение IPE750x147, от стомана S355. Диагоналите са изготвени от профили HEA260, също от стомана S355. Гредите от покривното и сутеренното ниво са приети с много голяма осова коравина. В конструкцията е вложен експериментално изпитаният в [13] СЛЕ № 12, показан схематично на същата фигура.



**Фиг. 2. Протоколи на циклично натоварване, използвани в [13] при експерименталното изследване на СЛЕ № 12**

Напречното сечение на СЛЕ № 12 е от американски горещовалцуван двойно-Т профил W18x40 (европейското означение на профила е W460x150x60). Материалът е стомана ASTM A992 с номинална граница на провлачане 345 МПа. Експериментално определените граници на провлачане на стеблото и поясите са съответно 393 МПа и 352 МПа, като коефициентът на запас от якост на материала е сравнително нисък (за стеблото  $\gamma_{ov} = 1,14$ ). Дължината на СЛЕ е  $e = 584$  mm, като съгласно нормите [2, 9] той се класифицира като къс линк-елемент. Условната стройност на стеблото му при срязване съгласно [8] е  $\bar{\lambda}_w = 0,25$ . За разлика от нормите [8], тук при определянето ѝ е възприета по-реалистичната предпоставка, че ефективната височина на стеблото е светлата му височина между радиусите на закръгление на профила. Номиналната носеща способност на срязване на СЛЕ съгласно [9] е  $V_n = 706$  kN. В резултат на уякчаването след провлачане, максималната (върховата) носеща способност на срязване, получена при експериментите, е около  $1,4V_n$ . Напречното сечение на СЛЕ отговаря на изискванията за сеизмично компактно напречно сечение съгласно [2]. Предвидени са три междинни

едностранни напречни ребра (през 146 mm), заварени с ъглови шевове към стеблото и поясите на СЛЕ. СЛЕ № 12 е изпитан в [13] при четири различни протокола на натоварване (вж. и фиг. 2), както следва:

- монотонно натоварване (MON);
- протокол на натоварване за СЛЕ съгласно изданието на американските норми AISC 341 от 2005 г. [1] (т.нар. *Revised Loading Protocol*, RLP, валиден и в по-новите издания на споменатите норми);
- консервативен протокол на циклично натоварване (*Severe Protocol*, SEV);
- протокол на „произволно” циклично натоварване (*Random Protocol*, RAN).

Граничните пластични ротации на СЛЕ № 12, получени в [13], при различните протоколи на натоварване са дадени в табл. 2. Съгласно [13] те съответстват на максималната пластична ротация, която образецът може да понесе при най-малко един пълен цикъл на натоварване, без носещата му способност на срязване да спадне под номиналната. В същата таблица са дадени и експериментално наблюдаваните форми на разрушението. Видно е, че историята на натоварване (историята на пластичната ротация като функция на приложения цикъл) оказва изключително силно влияние върху граничната пластична ротация при разрушение на СЛЕ, а също и върху формата на разрушение.

**Таблица 2. Гранични пластични ротации и форми на разрушение на СЛЕ № 12 [13]**

Протокол на натоварване	Гранична пластична ротация $\gamma_p$ (rad)	Форма на разрушение на СЛЕ
MON	> 0,34	Местна загуба на устойчивост на стеблото
RLP [2]	0,119	Образуване на пукнатина в стеблото в зоната на заваръчния шев към напречно ребро, съпроводено с местна загуба на устойчивост на стеблото
SEV	0,072	Образуване на пукнатина в стеблото в зоната на заваръчния шев към напречно ребро
RAN	0,125	Местна загуба на устойчивост на стеблото, последвана от напукване на стеблото в зоната на заваръчния шев към напречно ребро

Стройността на стеблото на СЛЕ № 12 е сравнително висока – около 50, като в този случай според [15] нормите [2, 9] не са много консервативни в определянето на необходимия брой напречни ребра. Разстоянието  $a_s = 146$  mm между напречните ребра е близко до необходимото, определено съгласно [2, 9], чиято цел е силното ограничаване на местната загуба на устойчивост на стеблото за ротация 0,08 rad, достигната при нормативния симетричен протокол на натоварване [2]. От табл. 2 обаче е видно, че при споменатия протокол (RLP) СЛЕ № 12 понася значително по-голяма ротация – 0,12 rad, макар и с допускане на известна следкритична работа на стеблото след достигане на върховата носеща способност в резултат на уякчаването след провлачане.

В [13] не са дадени зависимостите „срязваща сила – ротация” на СЛЕ № 12. Известно е обаче, че при къси СЛЕ с условна стройност  $\bar{\lambda}_{w} \approx 0,25$  местната загуба на устойчивост на стеблото, водеща до деградация на носеща способност, настъпва при рота-

ция около 0,20 рад при монотонно натоварване [7]. Цикличното натоварване води до определена редукция на споменатата стойност на ротацията в зависимост от степента на асиметрия и броя на приложените цикли.

Резултатите от четирите протокола на натоварване, при които е изследван СЛЕ № 12, са използвани за калибриране на стойностите на двата параметъра, използвани от програмата OpenSees за дефиниране на закона на натрупване на повредите в СЛЕ при циклично натоварване: коефициентът  $\epsilon_0 = 0,33$ , а експонентата  $m = -0,45$ . С така калибрираните параметри СЛЕ № 12 е възможно да се изследва за произволни земетресения (произволни истории на натоварване).

Тук за първи път се предлагат стойности на константите  $\epsilon_0$  и  $m$ , които да описват натрупването на повреди в СЛЕ и да позволяват изследването му в средата на OpenSees. За съжаление, предложените тук стойности важат само за експериментално изследвания линк-елемент № 12.

### 3. Основни предпоставки на нелинейния динамичен анализ (НДА)

За изследването на конструкцията са използвани комплектите от сеизмични записи от близки земетресения (28 записа с по две компоненти, от които 14 записа са от пулсови земетресения) и далечни земетресения (22 записа с по две компоненти), дадени във FEMA P695 [10]. В действителност всеки сеизмичен запис причинява своеобразен протокол (история) на натоварване на СЛЕ, различаващ се от нормативно предписаните симетрични протоколи. Варирано е с мащабиращия коефициент  $SF$  на всяка от акселерограмите, за да се достигне до интензивността на земетресението, водеща до разрушение на СЛЕ в резултат на нискоциклична умора. Целта на изследването е да се определят максималните ротации на СЛЕ преди разрушението му, като се съпоставят с дадените в табл. 1 нормативно дефинирани гранични ротации, дефиниращи съответно граничното състояние NS и границата на валидност на изчислителния модел.

Еврокод 8 и ASCE 41 не препоръчват определен хистерезисен модел на СЛЕ за целите на динамичния анализ. Също така, към днешна дата не е разработен унифициран хистерезисен модел, отчитащ деградацията на носимоспособност на СЛЕ при циклично натоварване, дължаща се на местната загуба на устойчивост на стеблото. По тази причина тук е работено с два варианта на хистерезисен модел на СЛЕ, като целта е да се оцени влиянието им върху реагирането на конструкцията като цяло:

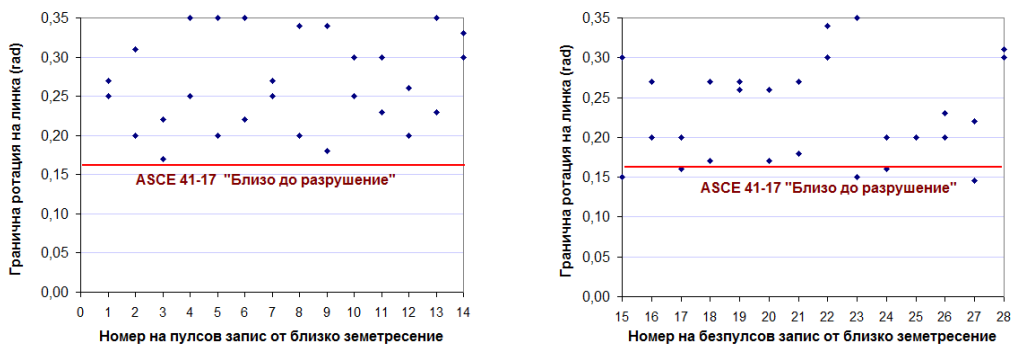
- Мултилинеен хистерезисен модел на *Richards & Uang* [14] (кинематично уячаване без деградация на носещата способност).

- За акселерограмите, причиняващи преобладаващо еднопосочно натоварване на СЛЕ (вж. фиг. 5) и водещи до най-големи междуетажни премествания (и евентуално най-силно влияние на ефектите от втори ред) при разрушение, бе използван и апроксимиращ модел, основан на билинейния хистерезисен модел на *Ibarra-Medina-Krawinkler* [11], даващ възможност за отчитане на деградацията на носеща способност при ротации на СЛЕ № 12, по-големи от около 0,15 – 0,20 рад, в резултат на местната загуба на устойчивост на стеблото. Деградацията на носеща способност е дефинирана съгласно резултатите от експерименталното изследване [7] на СЛЕ с условна стройност на стеблото  $\bar{\lambda}_w \approx 0,25$  (близка до тази на линк-елемент № 12).

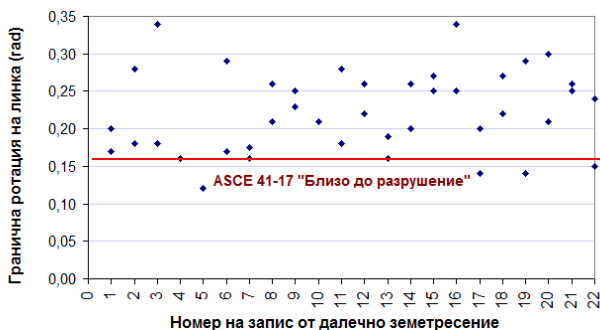
Хистерезисното поведение на СЛЕ е моделирано с помощта на нелинейни ротационни пружини в краищата му. Ефектите от втори ред са отчетени с помощта на фиктивна колона (*leaning column*). Коефициентът на затихване е приет  $\xi = 0,05$ .

## 4. Резултати от нелинейния динамичен анализ

На фиг. 3 и 4 са дадени граничните ротации на СЛЕ, получени за всяка от акселерограмите от използваните комплекти. За всеки запис са дадени по две стойности на ротацията, съответстващи на двете компоненти на записа. От споменатите фигури се вижда, че двете компоненти на даден запис може да водят до твърде различни по стойност гранични ротации на СЛЕ.



Фиг. 3. Гранични ротации на СЛЕ при действието на записите от близки земетресения, дадени във FEMA P695

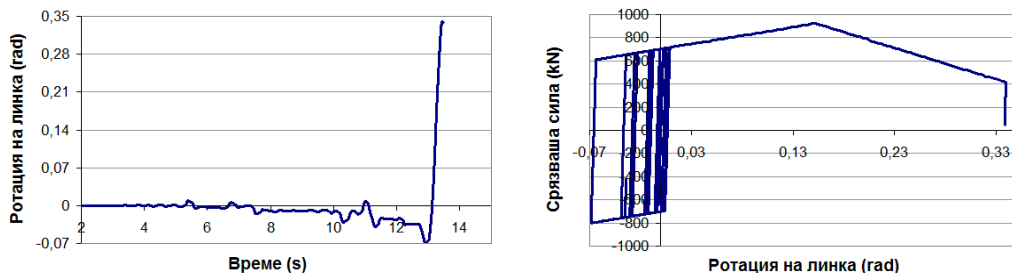


Фиг. 4. Гранични ротации на СЛЕ при действието на записите от далечни земетресения, дадени във FEMA P695

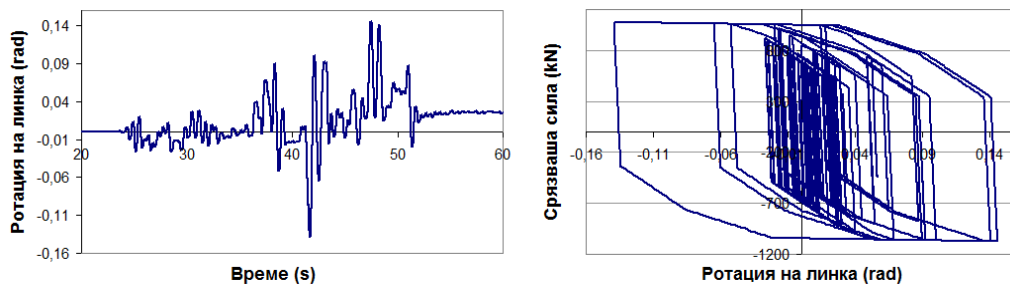
Граничните ротации при пулсовите записи от близки земетресения са винаги по-големи от предписаната в ASCE41-17 ротация за граничното състояние „Близко до разрушение”. Само за четири от безпулсовите записи от близки земетресения и за четири от записите от далечни земетресения граничната ротация е по-ниска от предписаната в ASCE41-17, но винаги е по-висока от 0,12 rad (фиг. 3, 4). Същият ротационен капацитет на СЛЕ – 0,119 rad (табл. 2) – е получен експериментално [13] при използването на нормативния протокол на циклично натоварване RLP [2]. По мнение на автора сходството не е случайно, тъй като протоколът RLP е изведен на базата на резултати от НДА на примерни EBF конструкции. Получените тук резултати показват, че протоколът RLP предсказва долната граница на очакваните гранични ротации на СЛЕ близо до разрушение.

За земетресенията, причиняващи преобладаващо еднопосочно натоварване на СЛЕ (фиг. 5) с малък брой високоамплитудни цикли, граничните ротации често са съиз-

мерими с тази при монотонно натоварване, като достигат 0,30 – 0,35 rad, а междуетажните премествания достигат 3% от етажната височина. Сеизмичните записи, предизвикващи по-голям брой симетрични цикли с по-голяма амплитуда на ротацията, водят до по-малка гранична ротация (фиг. 6), респ. по-малко гранично междуетажно преместване.



**Фиг. 5. Поведение на СЛЕ при сеизмичен запис от далечно земетресение 16 Comp1 SF=1,8 (разрушение) – хистерезисен модел с деградация на носимоспособността на СЛЕ**



**Фиг. 6. Поведение на СЛЕ при безпulsов запис от близко земетресение 27 Comp2 SF=1,25 (разрушение) – хистерезисен модел без деградация на носимоспособността на СЛЕ**

От казаното по-горе следва, че критерият за разрушаване от нискоциклична умора на линк-елемента може да доведе при определени истории на натоварване до драстично увеличаване на обхвата на числения модел на последния, т.е. за ротации, много по-големи от предписваната в ASCE 41 ротация от 0,17 rad. Това подкрепя изразеното в [6] мнение за възможна силно изразена консервативност на дадените в [3, 4] гранични ротации за NC.

Установено е, че акселерограмите, предизвикващи преобладаващо еднопосочно натоварване и водещи до най-големи гранични ротации, причиняват сериозна деградация на носимоспособност на СЛЕ, при което носимоспособността му на срязване е възможно да спадне до около 50 – 60% от номиналната носимоспособност (фиг. 5). Това води до слаба редукция на граничния множител на акселерограмите с до около 5%. Слабото влияние на деградацията на носеща способност върху граничния множител на акселерограмата се дължи на следните фактори: 1) значителното уякчаване след провлачане на СЛЕ, реализирано преди достигането на върховата му носеща способност (преди начало на местна загуба на устойчивост на стeблото); 2) деградацията на носеща способност на СЛЕ се компенсира частично от еластичното поведение на недисипативните елементи, свързани кораво в краищата си и работещи на огъване, 3) максималните относителни междуетажни премествания при разрушение не надвишават 3%, което ограни-



чава ефектите от втори ред. От горното следва, че отчитането на деградацията на носимоспособност на СЛЕ тук на практика не е нужно за акселерограмите, водещи до симетрично натоварване (вж. фиг. 6), тъй като при тях граничните ротации и междуетажните премествания при разрушение са по-малки, т.е. влиянието на ефектите от втори ред за изследваната конструкция ще бъде още по-слабо.

## 5. Заключение

Представеното тук изследване показва, че видът на акселерограмата оказва значително влияние върху стойността на граничната ротация на сеизмичния линк-елемент (СЛЕ). Граничните ротации, дадени в ASCE 41, могат да бъдат изключително консервативни, особено при земетресения, водещи до преобладаващо еднопосочно реагиране на СЛЕ. Показано е, че допускането на следкритична работа на стеблото на СЛЕ при максималното разглеждано земетресение не е задължително да води до сериозно влошаване на реагирането на конструкцията в резултат на ефектите от втори ред. Нормативният протокол на циклично натоварване на AISC 341 [2] предсказва долната граница на граничните ротации близо до разрушение, получени от различните земетресения.

Нелинейният динамичен анализ (НДА) за сеизмично въздействие е значително по-сложен за приложение от методите, основани на еластичен анализ. Използването на консервативен критерий за настъпване на разрушение, основан на еднократно достигната максимална ротация на СЛЕ, получена на база стандартен симетричен протокол на циклично натоварване, може да доведе в определени случаи до твърде консервативна оценка на поведението на конструкцията за граничното състояние NC. Това поставя под въпрос ползите от прилагането на НДА.

НДА с отчитане на нискоцикличната умора на материала е възможно най-добрият подход за изследване на конструкциите за граничното състояние „Близо до разрушение” (NC). Този подход дава възможност да се обосноват по-големи гранични ротации на СЛЕ от предписваните до момента в ASCE 41. Това от своя страна би довело до по-малък брой евентуални неприемливи резултати при НДА (ротации на СЛЕ извън обхвата на изчислителния модел). За съжаление, за целта се изисква предварително експериментално изследване на дисипативните линк-елементи с оглед на определяне на константите, характеризиращи нискоцикличната умора.

Необходимо е в бъдеще да се провеждат по-голям брой експерименти със СЛЕ, подложени на циклично натоварване с различни протоколи. Така ще бъде възможно установяването на количественото влияние на факторите, обуславящи дуктилността на линк-елемента, върху стойностите на константите, характеризиращи нискоцикличната умора на материала. Това ще позволи изследването на EBF конструкции с отчитане на нискоцикличната умора да се превърне в по-широко използвана процедура.

## ЛИТЕРАТУРА

1. ANSI/AISC 341-05. Seismic Provisions for Structural Steel Buildings, 2005.
2. ANSI/AISC 341-16. Seismic Provisions for Structural Steel Buildings, 2016.
3. ASCE/SEI 41-06. Seismic Rehabilitation of Existing Buildings, 2006.
4. ASCE/SEI 41-17. Seismic Evaluation and Retrofit of Existing Buildings, 2017.

5. ASCE/SEI 7-16. Minimum Design Loads and Associated Criteria for Buildings and Other Structures, 2017.
6. *Bozkurt, M. B., Azad, S. K.* Low-cycle fatigue testing of shear links and calibration of a damage law. Journal of structural engineering, October 2018.
7. *Ciutina, A., Dubina, D., Danku, G.* Influence of steel-concrete interaction in dissipative zones of frames: I-Experimental study. Steel and Composite Structures 15 (3), 2013.
8. EN 1993-1-5:2006. Eurocode 3: Design of steel structures. Part 1-5: Plated structures.
9. EN 1998-1: 2004 /AC: 2009. Eurocode 8: Design of structures for earthquake resistance. Part 1: General rules, seismic actions and rules for buildings.
10. FEMA P695. Quantification of building seismic performance factors. June, 2009.
11. *Ibarra, L. F., Medina, R. A., Krawinkler, H.* Hysteretic models that incorporate strength and stiffness deterioration. Earthquake Engineering and Structural Dynamics, 34(12), 2005.
12. *Mazzoni, S., McKenna, F., Scott, M. H., Fenves, G. L. et al.* OpenSees command language manual, <https://opensees.berkeley.edu>, посетен на 28.01.2020.
13. *Okazaki, T., Engelhardt, M. D.* Cyclic loading behavior of EBF links constructed of A992 steel. Journal of constructional steel research, 2006.
14. *Richards, P. W., Uang, C. M.* Testing protocol for short links in EBFs. ASCE Journal of structural engineering, 132:8, 2006.
15. *Volynkin, D.* Development and validation of shear links for LCF and EBF seismic systems via testing and numerical modelling. PhD Thesis, University of Auckland, New Zealand, 2016.

## **DETERMINATION OF ULTIMATE EBF SHEAR LINK ROTATIONS BY TAKING INTO ACCOUNT THE LOW-CYCLE FATIGUE UNDER DIFFERENT SEISMIC ACTIONS**

**Ch. Penelov<sup>1</sup>**

***Keywords:*** seismic performance, EBF structure, shear link, low-cycle fatigue

### **ABSTRACT**

The results of the numerical study of a two-storey EBF system with a short (shear) link subjected to seismic actions are presented. The structure has been investigated by incremental nonlinear dynamic analysis (NDA) performed with the OpenSees program using the sets of

---

<sup>1</sup> Chavdar Penelov, Chief Assist. Prof. Dr. Eng., Dept. “Steel, Timber and Plastic Structures”, UACEG, 1 H. Smirnenski Blvd., Sofia 1046, e-mail: penelov\_fce@uacg.bg

records from near field and far field earthquakes given in FEMA P695 report. The link embedded in the structure has three intermediate stiffeners and has been experimentally tested in the work of other researchers at four different loading protocols. The values of the two constants used by the OpenSees program to define the damage accumulation law are calibrated based on the experimental results. This allows a relatively accurate estimate of the event of link failure in arbitrary load histories caused by different seismic actions. The ultimate link rotations at fracture, determined by NDA, are compared with the rotation limit prescribed in the US Standard ASCE 41.

The nonlinear dynamic analysis shows that in most cases the ultimate rotations of the link in the event of low cycle fatigue are greater than the rotation limit of 0,16 rad prescribed in the ASCE 41-17 standard for the near collapse (NC) limit state. For earthquakes causing predominantly unidirectional loading with a small number of cycles with a large amplitude of rotation, the ultimate rotations are close in value to that at monotonic loading, reaching 0,30 – 0,35 rad. The achievement of such large rotations is associated with significant strength degradation after reaching the capping shear strength. However, it has been found that this strength degradation does not have a significant effect on the values of the ultimate scale factors of the records leading to fracture caused by low-cycle fatigue. For a small part of the no-pulse near field records, as well as for a small part of the far field records, the ultimate link rotations at fracture are smaller than the NC rotation limit in ASCE 41-17, but the actual ultimate rotations are not less than 0,12 rad. It is interesting to note that the same ultimate rotation (0,12 rad) is obtained from the experimental test of the link under the revised AISC loading protocol.