



DOI: [10.71167/uaceg.2025.580102](https://doi.org/10.71167/uaceg.2025.580102)

Получена: 21.06.2024 г.

Приета: 02.07.2024 г.

ИЗСЛЕДВАНЕ НА ПОВЕДЕНИЕТО НА СТОМАНЕНИ ОСОВО НАТОВАРЕНИ ФЕРМОВИ RHS И SHS К-ВЪЗЛИ С МЕЖДИНА С ПОМОЩТА НА МЕТОДА НА КРАЙНИТЕ ЕЛЕМЕНТИ – ЧАСТ 2

Ч. Пенелов¹

Ключови думи: стоманени фермови RHS и SHS К-възли, числено моделиране

РЕЗИЮМЕ

Представени са резултатите от числено изследване по метода на крайните елементи на стоманен статично и осово натоварен фермов К-възел с елементи от правоъгълни кухи профили (RHS) и относително голяма междина. Възелът е изследван експериментално от други автори. Установено е, че предписанията на EN 1993-1-8 водят до значително подценяване на носещата способност на възела. Компютърната програма IDEA StatiCa също предсказва носеща способност, значително по-малка от експериментално получената.

1. Въведение

Стоманените ферми без възлови плочи с елементи от правоъгълни (RHS) и квадратни (SHS) кухи профили се използват масово в покривните конструкции на сгради с различно предназначение. Въпросът за определяне на действителната носеща способност на възлите на такива ферми е особено актуален за нашата страна, където голям брой подобни конструкции са проектирани за по-ниски натоварвания от сняг в сравнение с действащите в момента нормативи и е необходимо да бъдат усиляни.

С развитието на информационните технологии компютърните програми за проектиране на стоманени възли навлизат все повече в проектантската практика. Част от тях провеждат изчисления на база готови формули, налични в нормите за проектиране на различни държави. Друга част, към която спада програмата ANSYS [1], са с

¹ 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

научноизследователска насоченост, като позволяват моделиране и изследване на напрегнатото и деформирано състояние на възлите с помощта на метода на крайните елементи (МКЕ) с отчитане на физичната и геометричната нелинейност. Този тип софтуери изискват от потребителя да инвестира значителен ресурс от време и усилия в овладяването им, а опитът му е от основно значение за достоверността и тълкуването на получаваните резултати. Сериозна пречка за масовото навлизане на този тип софтуери в практиката у нас е високата цена за придобиване на комерсиален лиценз.

Модулът за проектиране на стоманени възли на програмата *IDEA StatiCa* (наричен *IDEA StatiCa Connection*) [2] също е основан на МКЕ, като се използват черупкови крайни елементи. Лесният за овладяване и удобен за използване графичен интерфейс, както и възможността за автоматично генериране на геометрията на набор от типови стоманени възли, правят програмата все по-популярна в средите на проектантите конструктори по света и у нас. В програмата *IDEA StatiCa* са въведени редица опростяващи предпоставки, които ускоряват процеса на моделиране на възлите и получаването на решение, но същевременно влияят върху крайния резултат в зависимост от изследваната форма на разрушаване и типа на стоманения възел.

Практическият опит на автора показва, че за определени типове тръбни възли носещата способност, получена от *IDEA StatiCa*, може да се различава значително от носещата способност съгласно настоящото издание на европейските норми [3]. В [4] е показано, че програмата *IDEA StatiCa* е възможно да дава твърде консервативен резултат по отношение носещата способност на фермови RHS К-възли с междина. За съжаление, за споменатия тип възли създателите на програмата *IDEA StatiCa* не представят верификация на базата на експериментални резултати. Такава верификация не е включена и в публикуваните до момента изследвания върху моделирането на възли с *IDEA StatiCa*, извършени от независими изследователи, например [5].

Обект на двете части на представеното тук изследване е моделирането на поведението при статично осово натоварване на стоманени фермови RHS и SHS К-възли с различна междина и различно отношение на ширината на диагоналите b_i и ширината на поясния елемент b_o . В настоящата втора част на изследването с помощта на МКЕ е изследван К-възел с междина с елементи от правоъгълни кухи профили (RHS), като са използвани две компютърни програми – *ANSYS* и *IDEA StatiCa*. Възелът, означен като „възел KG1“, е експериментално изследван в дисертацията на *Xiao-Ding* [6]. Той е с относително по-широки диагонали ($b_i/b_o = 0,67$) и относително голяма междина, превишаваща максималната междина за К-възли съгласно EN 1993-1-8 [3]. Резултатите от компютърните симулации с двете програми са съпоставени със съществуващите експериментални резултати и с носещите способности на възела, получени на базата на налични формули за ръчно изчисляване. Основна цел на настоящото изследване е да се провери достоверността на числените симулации на възела с черупкови крайни елементи, като се идентифицират факторите, влияещи върху точността на решението. На базата на резултатите от експерименталното изследване и численото моделиране е анализирана клаузата на EN 1993-1-8, изискваща К-възлите с „голяма“ междина да се разглеждат и като два самостоятелни Y-възела.

2. Описание на К-възела KG1, експериментално и аналитично изследван от *Xiao-Ding*

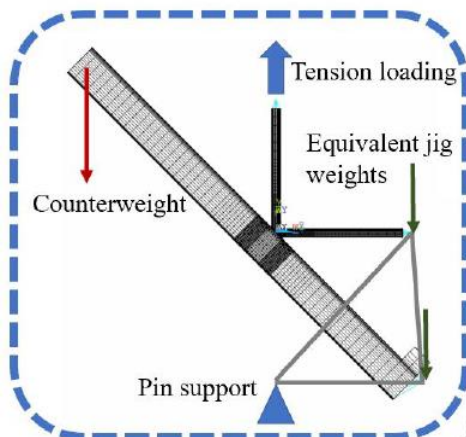
Докторската дисертация на *Xiao-Ding* [6], разработена и защитена в Университета на Торонто, Канада, е посветена на експерименталното изследване и числено

моделиране на стоманени фермови възли с „нестандартна“ геометрична конфигурация. Елементите на възлите са от заварени с надлъжен шев студеноформувани правоъгълни кухи профили. Сред тях са К-възли с нулева междина, както и такива със застъпване на диагоналите. Експерименталните изследвания са подробно документирани, което ги прави подходящи за допълнителни числени анализи и от други автори.

Единственият „стандартен“ К-възел с междина, изследван в [6], е възел KG1, показан на фиг. 1. При него диагоналите се присъединяват без ексцентрицитет към по-тясната стена на поясен елемент с кухо правоъгълно сечение. При това по-широките стени на диагоналите са ориентирани в направление, перпендикулярно на равнината на възела, което води до една относително голяма теоретична междина на възела от 130 mm. Експериментално измерената междина е по-малка – 123 mm. Ъглите между диагоналите и поясния елемент са равни на 45°. Напречните сечения на елементите на възела удовлетворяват геометричните граници на валидност, предписани в EN 1993-1-8 [3].



Фиг. 1. Възел KG1 при разрушаването му [6]



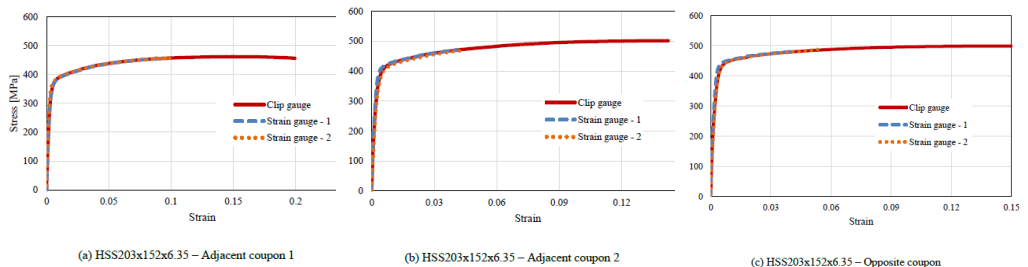
Фиг. 2. Опитна постановка на експерименталното изследване на К-възлите в [6]

Интерес представлява опитната постановка, с която са изследвани К-възлите в работата на *Xiao-Ding* [6], вкл. възел KG1. Статическият модел на възела е показан на фиг. 2. Външният товар се прилага като концентрирана сила по оста на опънатия диагонал, който е отвесен. Натиснатият диагонал и поясният елемент са свързани към

допълнителен стоманен триъгълен елемент, чрез който силата в опънния диагонал се предава на неподвижна опора, разположена в долния край на опитната постановка, в мисленото продължение на оста на опънатия диагонал. При това в поясния елемент от страната на натиснатия диагонал възниква опънна нормална сила. В свободния край на поясния елемент на възела е окачена тежест с маса около 60 kg, чиято цел е да противодейства на собственото тегло на допълнителния триъгълен елемент в другия край на възела – фиг. 2. По този начин се елиминират огъващите елементи в диагоналите на възела в резултат на асиметричното разположение на допълнителния триъгълен елемент.

Производител на стоманените профили на възел KG1 е канадската компания Atlas Tube. Поясният елемент на възела е с напречно сечение RHS 203x152x6,35 (означение с имперски мерни единици HSS 8x6x1/4), а диагоналите са с напречно сечение RHS 102x51x6,35 (означение с имперски мерни единици HSS 4x2x1/4). Всички кухи профили са от канадска стомана Grade 350W Class C съгласно стандарта CSA G40 [7], с гарантирана минимална граница на провлачане 350MPa и очаквана якост на опън в диапазона 455 – 665MPa.

За определяне на механичните свойства на материалите са изпитани на опън пробни тела, изрязани от плоската част на три от стените на профилите (стените без надлъжен заваръчен шев). На фиг. 3 са дадени инженерните работни диаграми на материала, получени за трите изследвани стени на поясния елемент – при тях напреженията са изчислени на базата на първоначалната площ на напречното сечение на пробното тяло, като не се отчита образуването на „шийка“. За съжаление, от [6] не става ясно към коя от трите изследвани стени на поясния елемент са заварени диагоналите.



Фиг. 3. Инженерни зависимости между напрежения и относителни деформации на пробните тела, изрязани от трите стени на поясния елемент RHS 203x152x6,35 [6]

Материалът на използваните кухи профили не проявява площадка на провлачане. За поясния елемент е установена осреднена от трите пробни тела условна граница на провлачане 383 MPa, съответстваща на 0,2 % остатъчна относителна деформация. Осреднената якост на опън е 490 MPa. Заводският сертификат на профилите на пояса дава малко по-голяма условна граница на провлачане – 418 MPa. Експериментално установената осреднена от трите пробни тела относителна деформация при скъсване на материала на поясния елемент е около 29 %.

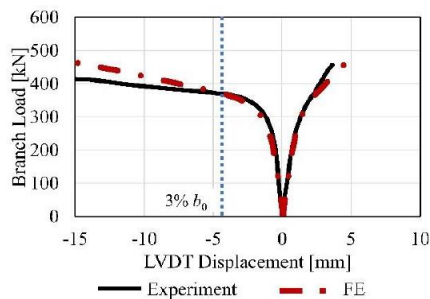
За съжаление, в [6] не са изследвани проби, изрязани от ъгловите зони на профила на поясния елемент, а както ще видим по-долу, именно това са зоните с интензивно развитие на пластични деформации във възел KG1.

Вътрешният номинален радиус на закръгление на ъглите на поясния елемент RHS 203x152x6,35 съгласно каталога на компанията производител е около 7,6 mm, но експериментално измерената стойност е около 6 mm. Съгласно производствения чертеж на възела, представен в [6], всеки от диагоналите би трябвало да е заварен към поясния

елемент със заваръчни шевове с пълен провар, с изключение на стената на диагонала при петата му, където се предвиждат ъглови заваръчни шевове с катет 8 mm. От снимката на възела (фиг. 1) обаче е видно, че заваръчните шевове излизат значително извън габаритните размери на диагонала, като шевове на страничните стени достигат почти до радиусите на закръгление на ъглите на поясния елемент. Това дава основание да се предположи, че в действителност са изпълнени ъглови заваръчни шевове с катет около 8 mm и по страничните стени на диагоналите. Както ще видим по-долу, наличието на тези ъглови заваръчни шевове има съществено влияние за повишаване на носещата способност на възела.

Основната форма на разрушаване, наблюдавана при експеримента, е пластифицирането от огъване на пояса на поясния елемент, което е съпътствано от известно деформиране и на страничните му стени (фиг. 1). Като деформационен критерий за разрушаване в [6] е прието достигането на преместване по направление на диагонала, регистрирано с LVDT сензор (*Linear Variable Differential Transformer*), равно на 3 % от ширината на пояса b_0 . В [6] се отбелязва, че този критерий е условен, тъй като LVDT сензорите са монтирани по външните стени на диагоналите, успоредно на тежестните им оси (фиг. 1), а максималните хлътвания/издувания се наблюдават в средната част на стената на поясния елемент, към която се свързват диагоналите. Също така деформационният критерий на *CIDECT* [8] ограничава хлътването в направление, перпендикулярно на оста на поясния елемент, което на практика не е измервано директно в експериментите. По тази причина *Xiao-Ding* нарича възприетия от него деформационен критерий „опростена версия на метода с 3-процентно гранично преместване“ – очевидно адаптирана към наличната в [6] апаратура за измерване.

На фиг. 4 [6] с черна пълтна линия е показано експериментално полученото изменение на абсолютните стойности на силите в диагоналите като функция на регистрираните с LVDT сензори премествания по направление на осите на диагоналите. За положителни са приети преместванията по оста на диагонал, водещи до издуване на пояса на поясния елемент, а за отрицателни – водещите до хлътването му. С червена прекъсната линия е показано изменението на силите в диагоналите, получено с помощта на МКЕ, приложен с помощта на програмата *ANSYS*, при което са използвани обемни крайни елементи с 8 възела *SOLID185* и действителната работна диаграма на материала, като е отчетено наличието на геометрични несъвършенства. Видно е, че при тези предпоставки МКЕ много добре предсказва носещата способност на възела 370 kN, съответстваща на приетото в [6] гранично преместване по направление на оста на натиснатия диагонал, равно на $0,03b_0$. От фиг. 4 е видно, че споменатият числен модел преувеличава носещата способност при по-големи хлътвания на пояса – обстоятелство, което не е коментирано в [6].



Фиг. 4. Сили в диагоналите (*branch load*) на възел KG1 като функция на преместванията по направление на осите им, регистрирани с LVDT сензори [3]

Както бе споменато по-горе, възел KG1 се характеризира с относително по-широки диагонали (ширината на диагонала е около 67 % от ширината на пояса), като ъгловите заваръчни шевове на страничните стени на диагоналите достигат почти до началото на радиусите на закръгление в ъглите на поясния елемент. Това обуславя относително по-голямата коравина на възела за осови сили, като около 95 % от носещата способност на възела по отношение на натиснатия диагонал се достига при преместване по направление на оста на диагонала около 2 mm, т.е. около 1,3 % от ширината на пояса, което е значително по-малко от възприетата гранична стойност. В този смисъл носещата способност на възел KG1 при 3-процентно хлътване, отговарящо на КГС, не би трябвало да зависи силно от начина, по който е дефинирано хлътването на пояса – перпендикулярно на пояса или по направление на диагонала, тъй като при два пъти по-малко по стойност хлътване по направление на диагонала носещата способност на възела е навлязла вече в своето „плато“.

Наблюдаваният минимален наклон на „платото“ на носещата способност на натиснатия диагонал след провлачане на възела се дължи на уякчаването на стоманата след провлачане, както и на мембранното действие на пояса на поясния елемент. Липсата на деградация на носещата способност след провлачане е индикация за това, че евентуални „крехки“ форми на разрушаване като изкорубването на страничните стени на поясния елемент не оказват сериозно влияние върху поведението на възел KG1.

3. Носеща способност на възел KG1, получена въз основа на съществуващи формули за ръчното ѝ изчисляване

3.1. Носеща способност съгласно EN 1993-1-8

Тук се разглежда меродавната (на базата на експерименталните резултати) форма на разрушаване на разглеждания възел KG1 от [6] – пластифициране от огъване на пояса на поясния елемент. Опънатата сила в поясния елемент на възел KG1 на практика съгласно EN 1993-1-8 и *CIDECT* [3, 8] не влияе на носещата му способност. При определянето на носещата способност на възел KG1 съгласно нормативните предписания се работи с експериментално определената условна граница на провлачане 383 MPa. Съгласно [3] е необходимо да се използва редуциращ коефициент 0,9, когато класът на стоманата е по-висок от S355, въпреки че съществуват мнения, че този редуциращ коефициент е излишен, когато става дума за дуктилните форми на разрушаване на възела, каквато например е провлачането на пояса на поясния елемент – вж. обзора в [4]. Друго възможно формално основание да не се използва редуциращ коефициент 0,9 е, че номиналната граница на провлачане на стоманата на профилите на изследвания възел е 350 MPa.

Във формулите за носещата способност не участва размерът на заваръчните шевове, а се работи с габаритните размери на напречното сечение на диагоналите.

Тъй като диагоналите са с правоъгълно сечение, коефициентът β за К-възел се дефинира като отношение на средноаритметичния габаритен размер на напречното сечение на диагоналите и ширината на пояса, като в случая $\beta = 0,5$. Междината на възела с теоретична стойност 130 mm (измерена от експерименталния образец със стойност 123 mm) е по-голяма от минималната междина $g_{\min} = 0,5(1-\beta)b_o = 38$ mm. Същевременно междината е по-голяма от граничната максимална стойност $1,5(1-\beta)b_o = 114$ mm, над

която възелът трябва съгласно препоръките на *CIDECT* [8], както и съгласно EN 1993-1-8 [3], да се разглежда и като два самостоятелни Y-възела.

Важно е да се подчертае, че в работата на *Xiao-Ding* [6] носещата способност на възел KG1 е определена единствено по полуемпиричните формули на [3, 8], отнасящи се за K-възли. Това е така, тъй като популярните в Канада американски норми [9], макар и възприемайки по-голямата част от постановките на *CIDECT*, не изискват K-възлите с голяма междина да се изследват като два самостоятелни Y-възела, в случай че диагоналите са центрично включени в поясния елемент, както е случаят на възел KG1. Получената съгласно [3] носеща способност на възел KG1 като K-възел е 340 kN при положение, че не се използва редуциращ коефициент 0,9. Тя кореспондира добре с експериментално установената носеща способност 370 kN, получена в [6] при 3-процентно преместване по направление на оста на натиснатия диагонал – вж. фиг. 4. При използване на редуциращ коефициент 0,9 носещата способност на K-възела съгласно [3] е 306 kN.

В настоящата работа носещата способност на възел KG1 е изчислена и по теоретичната формула на [3], предназначена за Y-възли, при което се игнорира взаимодействието между двата диагонала по отношение пластифицирането на пояса на поясния елемент. За Y-възли коефициентът β се дефинира като отношение на ширината на напречното сечение на диагонала и ширината на пояса, като тук $\beta = 0,67$. Отношението на височината на напречното сечение на диагонала и ширината на пояса $\eta = 0,33$. Получената при тези предпоставки носеща способност на възел KG1 като Y-възел е 210 kN. Тя е значително по-малка от експериментално определената носеща способност при 3-процентно преместване по направление на оста на натиснатия диагонал, като по-скоро отговаря на носещата способност в края на еластичната работа на възела (фиг. 4). Причината за това е, че теоретичната формула от [3], предназначена за определяне на носещата способност на Y-възли при пластифициране на пояса на поясния елемент, е основана на модел с линии на пластифициране, като не отчита размерите на заваръчните шевове, уякчаването на стоманата след провлачане и мембранните ефекти. Любопитно е да се отбележи, че ако във формулата за носеща способност на Y-възел се работи с фиктивни завишени размери на диагонала, отчитащи размера на ъгловите заваръчни шевове, то носещата способност на Y-възела би се повишила до около 290 kN (т.е. с около 37 %). Това илюстрира значителното влияние, което геометрията на заваръчните шевове има върху носещата способност на възел KG1 при пластифицирането на пояса на поясния елемент. Цитираните стойности на носещата способност на Y-възлите са определени без редуциращия коефициент 0,9 за клас на стоманата, по-висок от S355.

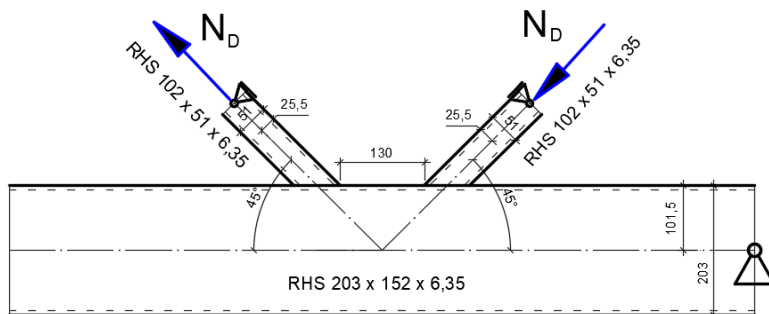
3.2. Носеща способност съгласно руските норми

Съгласно руските норми СП 16.13330.2011 [10] възел KG1 е необходимо да се разглежда като Y-възел, като причината за това е относително голямата междина в комбинация с относително малкия размер на напречното сечение на диагонала в равнината на фермата. Формулата за носеща способност на Y-възел, дадена в руските норми, се различава от формулата на EN 1993-1-8. В резултат носещата способност на възел KG1 се получава 258 kN, като е с 40 % по-малка от експериментално определената носеща способност при 3-процентно преместване по направление на оста на диагонала, но е с 20 % по-голяма от носещата способност на Y-възела съгласно EN 1993-1-8. Така руските норми предсказват по-скоро носещата способност в началото на по-силно изразеното пластифициране на пояса на поясния елемент, което подкрепя изводите от [4].

4. Предпоставки на численото моделиране на възел KG1 с черупкови крайни елементи

Както бе споменато, възел KG1 е моделиран от *Xiao-Ding* [6] с помощта на програмата *ANSYS*, като са използвани обемни крайни елементи. Този подход изисква мощен хардуер и много повече време за провеждане на решението. В този смисъл като алтернатива на извършеното в [6] моделиране тук се изследва възможността възел KG1 да бъде моделиран с черупкови крайни елементи в условията на геометрична и физична нелинейност, като са използвани програмите *ANSYS* и *IDEA StatiCa*.

С модула за проверка на стоманени възли на програмата *IDEA StatiCa* [2] не е възможно да се възпроизведе в пълната опитната постановка от фиг. 2, включваща допълнителния триъгълен елемент в единия край на пояския елемент, който на практика е част от натоварващите възела устройства (фиг. 2). Възприетият в настоящата работа условен статически модел на възел KG1 е показан на фиг. 5. За целите на численото моделиране възелът е разгледан в хоризонтално положение, а не в наклонено, както е в експеримента от [6]. За да има съпоставимост на резултатите този модел е възприет и в двете използвани компютърни програми, работещи по МКЕ.



Фиг. 5. Възприет статически модел на възел KG1 като изолиран възел

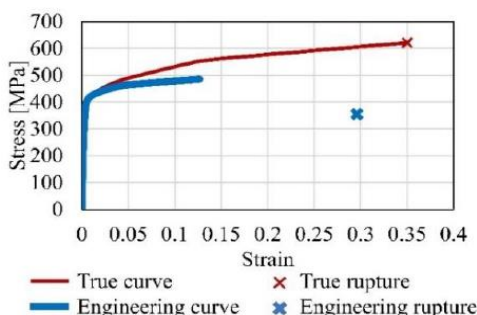
В изчислителния модел на изолирания възел пояският елемент излиза извън диагоналите в надлъжно направление на разстояние около 2,5 пъти габаритния му размер, за да се минимизира влиянието на краевите ефекти върху поведението на възела. Диагоналите на изолирания възел са подпирани в краищата си транслационно в направление, напречно на оста им. В краищата на диагоналите са приложени монотонно нарастващи осови сили, еднакви по абсолютна стойност, но различни по посока. В единия си край пояският елемент е транслационно подпрян в двете ортогонални направления (в експеримента единият край на пояския елемент е свързан към триъгълния помощен елемент), а другият му край е свободен.

Хлътваването/издуването на пояския елемент напречно на оста му е неравномерно разпределено по периметъра на диагонала в зоната на свързване към пояския елемент. Тук е възприето в програмата *ANSYS* хлътваването/издуването на пояса на пояския елемент да се определя като разлика от следните премествания: 1) вертикалното преместване на пресечната точка на оста на страничната стена на диагонала и равнината на пояса на пояския елемент; и 2) вертикалното преместване на тежестната ос на пояския елемент.

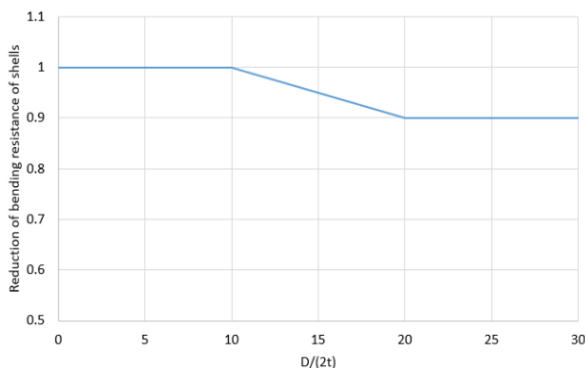
В програмата *IDEA StatiCa* се работи с билинеен модел на стоманата, като деформационният модул след провлачане се приема 1/1000 от началния деформационен

модул. С това на практика се игнорира действителното кинематично уякчаване на стоманата след провлачане, като се предвижда минимално уякчаване с оглед на осигуряване на сходимостта на решението. За да има съпоставимост на резултатите, като първи вариант в програмата *ANSYS* също е работено с подобна работна зависимост на материала. Границата на провлачане е приета равна на условната осреднена граница на провлачане 383 МПа на базата на експерименталните данни в [6].

В допълнение, като втори вариант в програмата *ANSYS* са изготвени модели, отчитащи действителното уякчаване на стоманата след провлачане, като при това е използвана действителната работна диаграма на материала, отчитаща промяната на площта на напречното сечение на пробното тяло в процеса на натоварване (фиг. 6). Действителната осреднена работна диаграма на материала е построена от *Xiao-Ding* [6] на базата на формулата на *Ling* [11].



Фиг. 6. Инженерна (в синьо) и действителна (в червено) работна диаграма на материала на поясния елемент на възел KG1

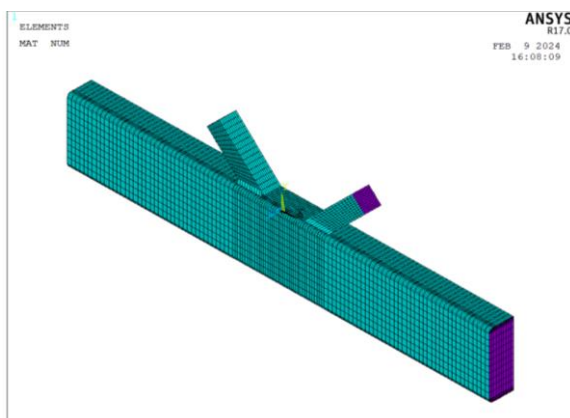


Фиг. 7. Редукционен коефициент за носещата способност на огъване на черупковите крайни елементи в *IDEA StatiCa* [30] като функция на отношението $D/2t$

В модула за проектиране на стоманени възли на програмата *IDEA StatiCa* не е възможно да бъдат зададени еквивалентни геометрични несъвършенства на възлите. В него те се отчитат индиректно чрез въвеждането на редукиционен коефициент за носещата способност на огъване на черупковите крайни елементи, който зависи от тънкостенността на кухия профил, означена в [12] с $D/2t$, където D и t са съответно максималният габаритен размер и дебелината на разглеждания профил (вж. фиг. 6). Авторите на програмата *IDEA StatiCa* не дават обосновка за използвания косвен метод за отчитане на несъвършенствата на кухите профили. В конкретния случай за поясния

елемент на възел $KG1$ $D/2t = 15,9$, което води до редуциционен коефициент $0,94$. С други думи, за изследвания възел редукцията на носещата способност в резултат на началните геометрични несъвършенства, предвидена в *IDEA StatiCa*, е незначителна. За да има съпоставимост между резултатите от двете компютърни програми, в програмата *ANSYS* също не са зададени еквивалентни геометрични несъвършенства на разглеждания възел, въпреки че има възможност за това; същевременно обаче не е приложена редукцията на носещата способност на огъване на крайните елементи, предвидена в *IDEA StatiCa*.

В програмата *ANSYS* [1] са използвани черупкови крайни елементи *SHELL181* с четири възела с по шест степени на свобода (три трансляции и три ротации) и пет интеграционни точки по дебелината на крайния елемент (интеграционните точки могат да са повече – седем или девет). Със същия брой възли, степени на свобода и фиксиран брой (пет) интеграционни точки по дебелината на крайния елемент са и черупковите крайни елементи, използвани в *IDEA StatiCa*. На фиг. 8 е показана мрежата от крайни елементи в програмата *ANSYS*.



Фиг. 8. Мрежа от крайни елементи на модела на възел $KG1$ в програмата *ANSYS*

Очакваната форма на разрушаване на възела е симетрична спрямо вертикалната равнина, преминаваща през средата на ширината на пояския елемент. По тази причина в програмата *ANSYS* тази равнина е зададена като равнина на симетрия, което позволява да се въведе геометрията на половината от възела, като се намали броят на степените на свобода на възлите от модела. В краищата си елементите на възела са затворени с корави плочи, които позволяват равномерно предаване на осовите сили върху тях. В зоната на диагоналите мрежата от крайни елементи е сгъстена предвид очакваните пластични деформации.

Известно е, че наличието на ъгливи заваръчни шевове между диагоналите и пояса води до повишаване на коравината и носещата способност на стоманените възли на елементи с кухи профили [13], тъй като с тяхна помощ се увеличава дължината на теоретичния контактен периметър, чрез който диагоналът предава силата си на пояса. В този случай линиите на пластифициране в пояса се формират при ръба на заваръчните шевове, а не до стената на диагонала.

За да се предскаже с по-висока точност поведението на възела, е необходимо ъгловите заваръчни шевове да бъдат отчетени в числения модел. Безспорно е, че е най-коректно ъгловите заваръчни шевове да бъдат моделирани с обемни крайни елементи, това обаче изисква значителен ресурс за провеждането на числения анализ. По тази причина за практически цели най-често геометрията на ъгловите заваръчни шевове се

отчита в числения модел с помощта на черупкови крайни елементи с дебелина, условно приета равна на дебелината на ъгловия шев [13].

В програмата *IDEA StatiCa* ъгловите заваръчни шевове се моделират с помощта на черупкови крайни елементи с еласто-пластично поведение. Те се свързват с помощта на ограничения от типа *multipoint constraint* към възлите на диагоналите и възлите на пояса на поясния елемент [12]. По този начин е възможно да се свързват мрежи от крайни елементи с различна гъстота в диагоналите и поясния елемент, каквито обикновено са мрежите в *IDEA StatiCa*; такива ограничения се използват и за моделиране на шевове с „пълнен провар“, т.е. без отчитане на реалната геометрия на шева. За съжаление, създателите на програмата *IDEA StatiCa* не дават пълни подробности относно формулировката на използваните ограничения от типа *multipoint constraint*.

В първата част на настоящото изследване [4] е показано, че с метода за моделиране на ъгловите заваръчни шевове в *IDEA StatiCa* не е в състояние да се отчете благоприятният ефект, който геометрията на тези шевове има върху поведението на К-възлите. Напротив, въвеждането на ъглови заваръчни шевове в *IDEA StatiCa* води до намаляване на носещата способност при пластифициране на пояса на поясния елемент, а не до увеличаването ѝ, както се очаква. Ще видим по-долу, че споменатият недостатък на програмата *IDEA StatiCa* се проявява и при изследвания тук възел KG1.

В програмата *ANSYS* геометрията на заваръчните шевове може да се отчете както с обемни, така и с черупкови крайни елементи – избран е вторият подход, с въвеждане на *shell* елементи по хипотенузата на шева. Тъй като изготвеният тук числен модел с *ANSYS* е със съвпадащи възли на крайните елементи на диагоналите и пояса по линията на свързването им, не е нужно непременно да се използват ограничения от типа *multipoint constraint* между възлите на крайните елементи на шевове и тези на кухите профили. Счита се, че възприетият тук подход за моделиране на заваръчните шевове с черупкови крайни елементи в програмата *ANSYS* не бива да се използва за оразмеряването на самите заваръчни шевове, а е само инструмент, с който да се отчете по приблизителен начин закоравяващото влияние на шевове върху поведението на възела. И с двете компютърни програми бяха изследвани варианти с отчитане на геометрията на ъгловите шевове и без отчитането ѝ. По долу под „модел със заваръчни шевове с пълен провар“ се има предвид модел, в който геометрията на ъгловите заваръчни шевове не е отчетена. Решението и в двете програми се извършва с отчитане на геометричната нелинейност (*large displacements*), като натоварването се прилага на стъпки до достигане на осова сила в диагонал 400 kN.

5. Резултати от численото моделиране на възел KG1

В табл. 1 са дадени носещите способности за осова сила на възел KG1 по отношение на натиснатия диагонал, получени с двете компютърни програми на базата на два изследвани деформационни критерия за достигане на КГС – хлътване на пояса на поясния елемент $0,03b_0$ (в направление, перпендикулярно на оста му) и достигане на еквивалентна пластична относителна деформация в него $\varepsilon_{pl,eq} = 0,05$, като са съпоставени с носещите способности, получени в резултат на експеримента в [6]. Първият критерий се препоръчва в ръководството на *CIDECT* [8], а вторият допълнителен критерий е възприет в програмата *IDEA StatiCa*. При експерименталното изследване на възел KG1 не са измервани относителните деформации, така че не е възможна съпоставка с пластичните относителни деформации, получени с МКЕ. Също така критерият за достигане на 5 % еквивалентна пластична относителна деформация не е разглеждан в изследването на възел KG1 в [6].

От табл. 1 е видно, че благоприятното влияние на геометрията на ъгловите шевове върху носещата способност на възела при пластифицирането на пояса на поясния елемент не е възможно да бъде отчетено в програмата *IDEA StatiCa* с възприетия в нея метод за моделиране на шевове чрез ограничения от типа *multi-point constraint*, което подкрепя изводите от първата част на настоящото изследване [4]. Озадачаващо е, че въвеждането на ъгловите шевове с реалната им дебелина и якост в споменатата програма води до намаляване вместо до повишаване на носещата способност на възела на базата на деформационните критерии.

За разглеждания възел двата деформационни критерия за достигане на КГС формално дават като резултат сходни носещи способности, като критерият за достигане на еквивалентна пластична относителна деформация $\epsilon_{pl,eq} = 5\%$ е малко по-консервативен.

Таблица 1. Носеща способност (kN) на възел KG1

Критерий за достигане на КГС	Модел: <i>IDEA StatiCa</i>		Модел: <i>ANSYS</i>		Експеримент
	Ъглови шевове	„Шевове с пълнен провар“	Ъглови шевове	„Шевове с пълнен провар“	
Еквивал. пласт. деформация 5 %	180	206	280 (326)	196 (212)	Няма данни
Хлътване на пояса $0,03b_0$	190	222	296 (350)	216 (248)	370
Край на експеримента	–	–	–	–	400
Забележка: 1. Стойностите в скоби са определени при отчитане на уякчаването на материала след провлачане. 2. В експеримента хлътването на пояса е измервано с LVDT сензор по направление към оста на диагонала. В числените модели хлътването е перпендикулярно на оста на поясния елемент.					

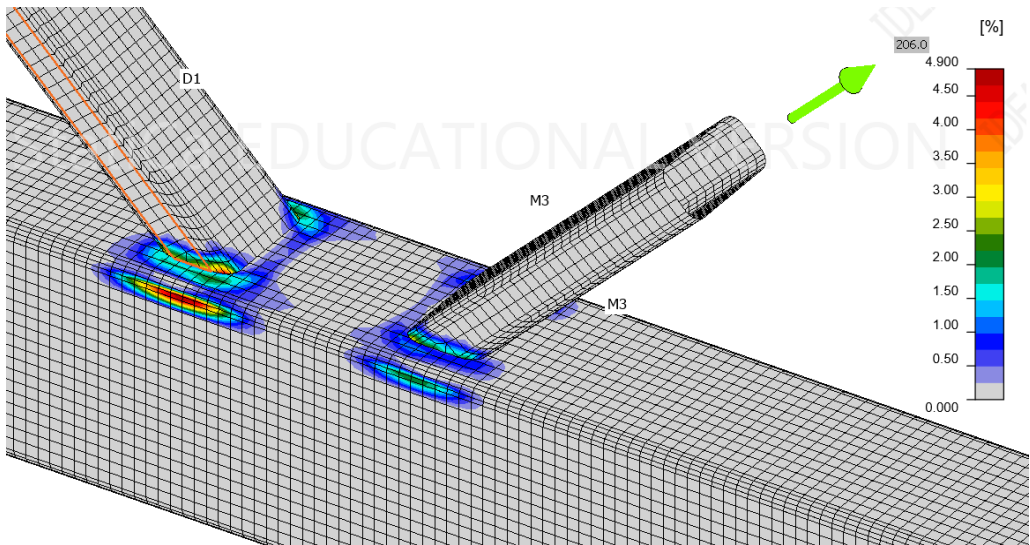
Любопитно е да се отбележи, че носещите способности на възела, получени с МКЕ без отчитане на геометрията на ъгловите заваръчни шевове и уякчаването на стоманата след провлачане, са по-близки до носещата способност, получена по формулата на EN 1993-1-8 за Y-възел (210 kN). Подобен извод е направен и в първата част [4] на настоящото изследване. Той може да се обясни с обстоятелството, че формулата на [3] за определяне на носещата способност на Y-възел е теоретична, тя е изведена въз основа на анализ с линии на пластифициране, при което са игнорирани размерите на ъгловите заваръчни шевове, уякчаването на стоманата след провлачане и мембранните ефекти.

На фиг. 9 е показана диаграма на еквивалентните пластични деформации, получени с програмата *IDEA StatiCa* при осова сила в диагонал 206 kN. Според програмата максималните стойности на еквивалентните пластични деформации (около 5 %) са в зоната на закръгленията на пояса на поясния елемент в близост до натиснатия диагонал. Неотчитането на геометрията на ъгловите заваръчни шевове и уякчаването на стоманата след провлачане води до силно подценяване на носещата способност на възела в сравнение с експеримента.

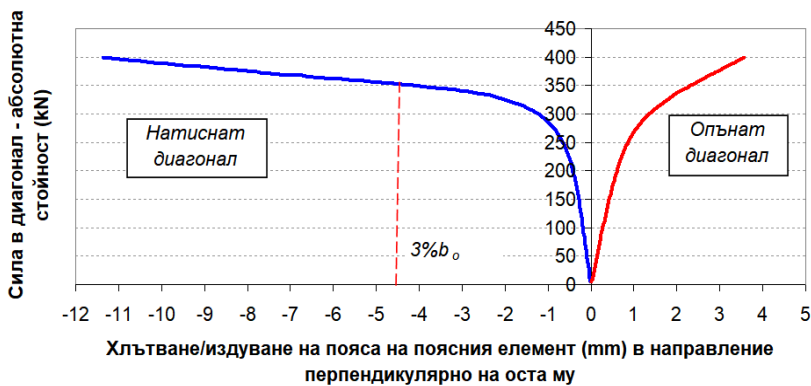
Носещите способности на възела при хлътване на пояса $0,03b_0$, получени с двете програми при липса на уякчаване на стоманата след провлачане, и при предпоставката, че заваръчните шевове са с „пълнен провар“, са сходни, макар и силно занижени спрямо експерименталния резултат.

Численото моделиране с *ANSYS* показва, че наличието и доближаването на страничните ъглови заваръчни шевове на диагоналите до радиусите на закръгление на поясния елемент повишава значително носещата способност и коравината на възела. По-

малката свободна дължина на пояса на поясния елемент, подложена на огъване, спомага за повишаване на носещата способност на възела, като позволява по-пълноценното „мобилизиране“ на уякчаването на стоманата след провлачане, без това да води до прекомерно хлътване на пояса при натиснатия диагонал.



Фиг. 9. Модел на възел KG1 в *IDEA StatiCa* – носеща способност 206 kN при максимална еквивалентна пластична деформация 5 %



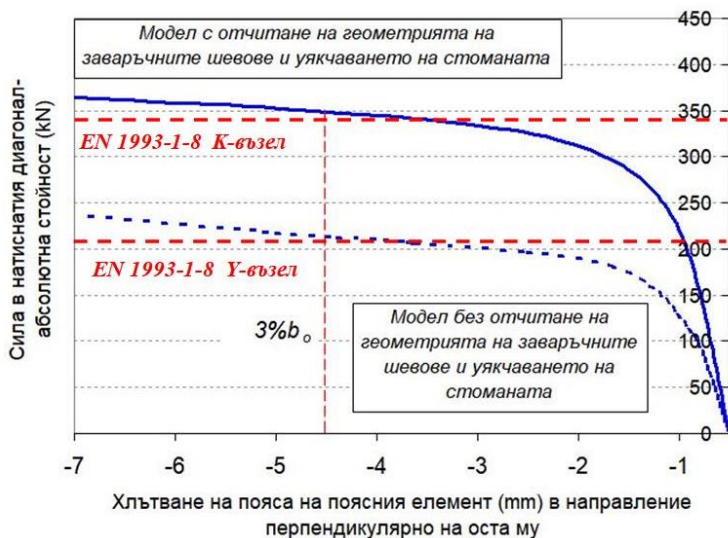
Фиг. 10. Зависимост между силите в диагоналите и хлътването/издуването на пояса на поясния елемент – модел в *ANSYS* с ъглови заваръчни шевове и уякчаване на стоманата

Едновременното отчитане на геометрията на ъгловите заваръчни шевове и уякчаването на стоманата в програмата *ANSYS* води до увеличаване на носещата способност на възел KG1 с около 60 % при хлътване на пояса $0,03b_0$. По този начин носещата способност на възела, определена с МКЕ, се доближава до изчислената по формулата на EN 1993-1-8 за К-възел (340kN) и експериментално получената носеща способност от 370 kN. Съпоставката между експерименталните резултати от фиг. 4 и резултатите от численото моделиране с *ANSYS* от фиг. 10 показва, че прецизният модел в *ANSYS*, в който са отчетени геометрията на ъгловите заваръчни шевове и уякчаването

след провлачане на стоманата, предсказва много добре поведението на възела в процеса на натоварване. От друга страна можем да направим извод, че изискването на [3, 8] носещата способност на К-възела с „голяма“ междина да се изчислява по формулата за Y-възел може да бъде много консервативно, в случай че ъгловите заваръчни шевове на диагоналите достигат близо до радиусите на закръгление на поясния елемент.

Отчитането на геометрията на ъгловите заваръчни шевове в числения модел в ANSYS води до повишаване на носещата способност на възела с около 40 %, а отчитането на уякчаването след провлачане на стоманата при наличие на ъгловите заваръчни шевове в числения модел в ANSYS води до допълнително повишаване на носещата способност на възел KG1 с около 18 %, като по този начин е възможно да се достигне носещата способност на К-възел съгласно EN 1993-1-8, независимо от „голямата“ междина на възела.

В първата част на изследването [4] е показано, че приносът на уякчаването на стоманата след провлачане за повишаване на носещата способност на RHS К-възли с междина с относително по-тесни диагонали ($b_i/b_o = 0,4$) е по-малък – в рамките на около 7 %, като той се ограничава от по-силно изразеното хлътване на пояса на поясния елемент и от въведения в [8] деформационен критерий за настъпване на КГС на възела. Очевидно с увеличаването на ширината на диагоналите и нарастването на коравината на възела нараства и приносът на уякчаването на стоманата след провлачане за повишаване на носещата му способност при 3-процентно хлътване на пояса на поясния елемент.



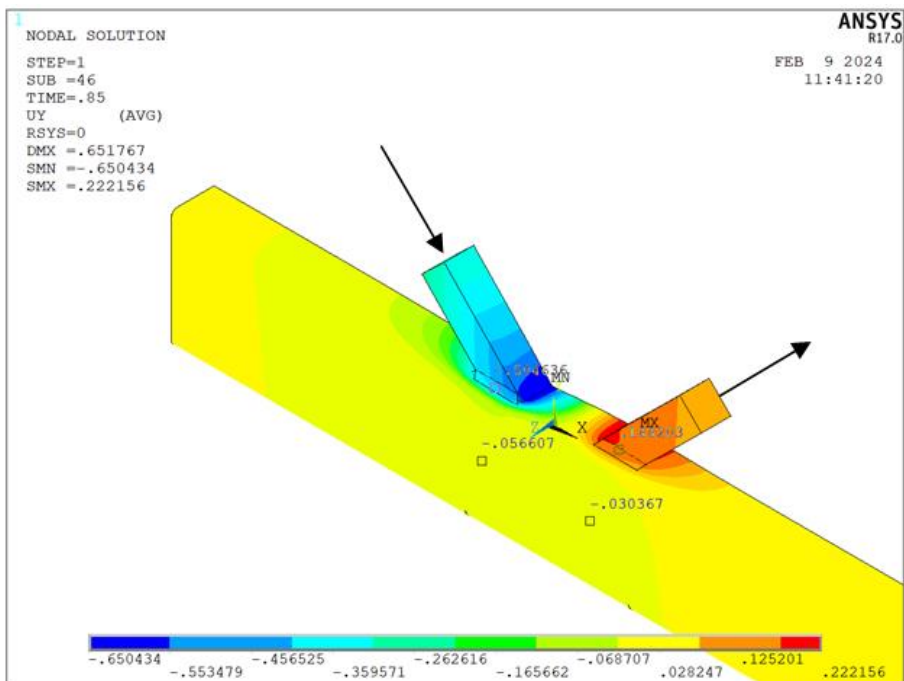
Фиг. 11. Зависимости между осовата сила в натиснатия диагонал и хлътването на пояса – резултати от ANSYS при различни предпоставки на моделиране на възел KG1

На фиг. 11 е илюстрирана нагледно грешката, която се допуска, в случай че в числения модел по МКЕ не се отчитат геометрията на заваръчните шевове и уякчаването на стоманата след провлачане. На нея са показани зависимостите между осовата сила в натиснатия диагонал (меродавен за носещата способност на възела) и хлътването на пояса на поясния елемент при два варианта на моделиране с програмата ANSYS. С плътна синя линия е показана зависимостта, получена при отчитане на геометрията на ъгловите заваръчни шевове и уякчаването след провлачане на стоманата (близка до експериментално получената), а с пунктир в синьо – зависимостта, в случай че

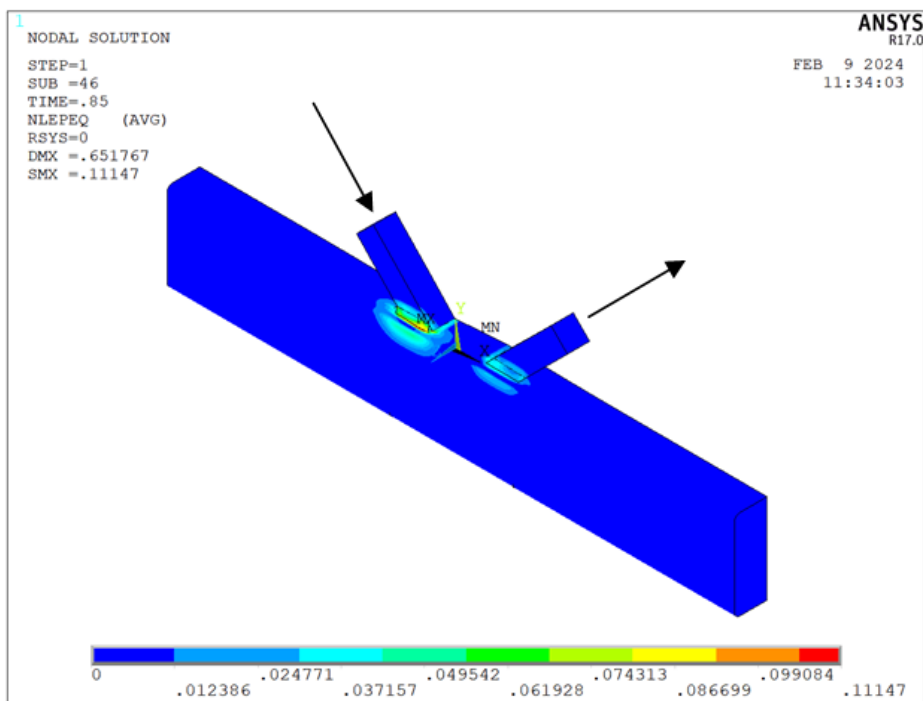
споменатите фактори не са отчетени, както е и в програмата *IDEA StatiCa*. На фигурата са нанесени и носещите способности, получени по формулите на EN 1993-1-8 съответно за К-възел и Y-възел.

Фиг. 11 показва как наличието на ъгловите заваръчни шевове води до значително увеличаване на началната коравина на възела, както и на силата в натиснатия диагонал, при която настъпва началото на по-силно изразеното му пластифициране. При липса на заваръчни шевове и уякчаване след провлачане на стоманата носещата способност на възела при 3-процентно хлътване на пояса се достига при сила около 216 kN. При прецизното моделиране на възела при същата осова сила е началото на видимото му пластифициране, което настъпва при хлътване от порядъка на 0,7 % от ширината на пояса. Фиг. 11 нагледно илюстрира и около 60-процентното подценяване на носещата способност на възела при хлътване $0,03b_o$, в случай че геометрията на ъгловите заваръчни шевове и уякчаването след провлачане на стоманата не се отчетат, т.е. при предоставяните на моделиране, възприети в *IDEA StatiCa*.

На фиг. 12 е показана диаграмата на вертикалните премествания (cm) на възела, получена с програмата *ANSYS*, въз основа на която се определя хлътването на пояса на пояския елемент. В модела са отчетени геометрията на ъгловите шевове и действителната работна диаграма на стоманата съгласно [6]. При сила около 350 kN се достига хлътване под натиснатия диагонал около $0,03b_o$ (4,5 mm), като получените от компютърното решение максимални еквивалентни относителни пластични деформации в пояса надвишават 10 % в близост до страничните ъглови заваръчни шевове на диагоналите (фиг. 13), но са все още много по-ниски от граничната относителна деформация на материала. Припомням, че относителните деформации във възела не са измервани в експеримента от [6].



Фиг. 12. Модел в *ANSYS* – диаграма на вертикалните премествания (cm) при носеща способност 350 kN: хлътване на пояса $0,03b_o$



Фиг. 13. Модел в ANSYS – диаграма на еквивалентните пластични деформации при носеща способност 350 kN (хлътване на пояса 0,03b₀)

6. Основни изводи

С помощта на компютърни симулации с програмите *IDEA StatiCa* и *ANSYS* е изследван статично и осово натоварен стоманен фермов RHS К-възел с „голяма“ междина и центрчно включени диагонали, чиито странични ъглови заваръчни шевове достигат близо до радиусите на закръгление в ъглите на пояския елемент. Възелът е с елементи от студеноформувани профили от стомана с условна граница на провлачане 383 МПа. Напречните сечения на елементите на възела удовлетворяват геометричните граници на валидност, предписани в EN 1993-1-8 [3]. Меродавната форма на разрушаване на възела е пластифицирането на пояса на пояския елемент. Възелът е експериментално изследван в работата на *Xiao-Ding* [6], където е означен като „възел KG1“.

Съгласно EN 1993-1-8 е необходимо поради „голямата“ междина на възела той да се разглежда и като два самостоятелни Y-възела при определяне на носещата му способност с формулите за ръчно изчисляване. Теоретичната формула на EN 1993-1-8 [3] за определяне на носещата способност на Y-възел при пластифициране на пояса на пояския елемент подценява с около 75 % носещата способност на възела при 3-процентно хлътване на пояса на пояския елемент в сравнение с експерименталния резултат. Това се дължи на обстоятелството, че в споменатата формула не се отчитат размерът на ъгловите заваръчни шевове и уякчаването на стоманата след провлачане. От друга страна полумемпиричната формула на [3] за определяне на носещата способност на К-възел при пластифициране на пояса на пояския елемент (без да се използва редуциращият коефициент 0,9) предсказва много добре експериментално установената

носеща способност при 3-процентно хлътване на пояса на поясния елемент. Това показва, че изискването на [3, 8] К-възлите с „голяма“ междина да се изследват като два самостоятелни Y-възела може да е прекалено консервативно, в случай че заваръчните шевове на центривно включените диагонали достигат до радиусите на закръгление в ъглите на поясния елемент, а поясът е с относително компактно напречно сечение (в случая $b_0/t_0 = 24$). Малко по-правдоподобен резултат се получава, ако във формулата на EN 1993-1-8 [3], предназначена за Y-възел, се работи със завишени фиктивни размери на диагонала, отчитащи размера на ъгловите заваръчни шевове, като в този случай изчислената носеща способност на възела е с около 25 % по-ниска от експерименталната.

Формулата на руските норми [10] подценява с около 40 % действителната носеща способност на възел KG1 при 3-процентно хлътване на пояса, като предсказва по-скоро носещата способност в началото на по-силно изразеното пластифициране на пояса на поясния елемент, което подкрепя изводите от първата част на настоящото изследване [4], направени за К-възел с относително по-тесни диагонали.

Програмата *IDEA StatiCa* подценява с около 70 % експериментално установената носеща способност на възел KG1 при 3-процентно хлътване на пояса на поясния елемент. Причината за това е в невъзможността да бъдат отчетени благоприятното влияние на геометрията на ъгловите заваръчни шевове и действителното уякчаване след провлачане на стоманата. Необходимо е моделирането на фермови RHS К-възли с междина с програмата *IDEA StatiCa* да получи своята експериментална верификация. Настоящата работа може да се разглежда като стъпка в тази посока.

Численото моделиране по МКЕ с програмата *ANSYS* с използване на черупкови крайни елементи предсказва много добре носещата способност на изследвания възел KG1, в случай че се отчита геометрията на заваръчните шевове и действителното уякчаване след провлачане на стоманата. То е изискваща значително по-малко ресурси алтернатива на моделирането с обемни крайни елементи, проведено от *Xiao-Ding* [6] със същата програма, като същевременно е надежден инструмент за по-реалистично определяне на носещата способност на RHS К-възлите с „голяма“ междина в сравнение с предписанията на EN 1993-1-8.

Настоящата работа ясно показва значителното влияние, което геометрията на ъгловите заваръчни шевове има върху поведението на RHS К-възлите с междина. Това означава, че съществуващите експериментални изследвания на такива възли е коректно да бъдат анализирани в контекста на реалната геометрия на ъгловите заваръчни шевове, при която са проведени експериментите. За съжаление, често в подобни изследвания не се коментират реалните размери на ъгловите заваръчни шевове.

Съпоставяйки резултатите от експериментите с RHS и SHS К-възли с междина от [6, 14] и численото моделиране с *ANSYS*, проведено в първата [4] и в настоящата втора част на изследването, можем да направим извод, че действителното уякчаване на стоманата след провлачане има по-значителен принос за повишаване на носещата способност на възела в случая на RHS К-възли с относително по-широки диагонали.

Експерименталните изследвания на стоманени фермови RHS и SHS К-възли с междина, както и на ферми с такива възли, у нас са в подем през втората половина на миналия век [15]. През последните години в България са провеждани теоретични и експериментални изследвания основно на равнинни и пространствени стоманени възли с елементи от кръгли кухи профили, реализирани с възлова плоча [16 – 18], като изследванията на стоманени фермови RHS и SHS К-възли без възлови плочи у нас са в застой. Настоящата работа показва необходимостта от допълнителни теоретични и експериментални изследвания на RHS и SHS К-възли с междина, с помощта на които да се прецизират процедурите за проектирането им с помощта на готови формули. Калибрираните в рамките на двете части на настоящото изследване числени модели,

разработени в ANSYS, ще бъдат използвани като основа на бъдещи параметрични числени изследвания на стоманени фермови RHS и SHS К-възли с междина.

ЛИТЕРАТУРА

1. <https://www.ansys.com>, poseten na 10.09.2023.
2. <https://www.ideastatica.com>, poseten na 10.09.2023.
3. EN 1993-1-8. Eurocode 3: Design of steel structures – Part 1-8: Design of joints, 2005.
4. *Penelov, C.* On the design of axially loaded steel RHS and SHS gapped K-joints using existing formulas and the finite element method – part 1. // Godishnik na UACEG, 2012, 46 (5): 223 – 234.
5. *Kasapoglu, B., Giorjao, R. A., Nassiri, A., Halil, S.* Verification of the results from IDEA StatiCa for steel connections according to the U.S. design codes. The Ohio State University, 2021.
6. *Xiao-Ding, B.* Irregular welded RHS truss-type connections. PhD Thesis, University of Toronto, 2022.
7. CSA (Canadian Standard Association). General requirements for rolled or welded structural quality steel/Structural quality steel. CSA G40.20-13/G40.21-13(R2018).
8. *Packer, J. A., Wardenier, J., Zhao, X.-L., van der Vegte, G. J., Kurobane, Y.* Design guide for rectangular hollow section (RHS) joints under predominantly static loading. CIDECT, 2009.
9. ANSI/AISC 360-22. Specification for structural steel buildings.
10. SP 16.13330.2011. Steel structures.
11. *Ling, Y.* Uniaxial true stress-strain after necking. // AMP J. Tech.: 37 – 48, 1996.
12. <https://www.ideastatica.com/support-center/general-theoretical-background>, poseten na 17.12.2023.
13. *Crockett, P.* Finite element analysis of welded tubular connections. PhD thesis, University of Nottingham, 1994.
14. *Philiastides, A.* Fully overlapped rolled hollow section welded joints in trusses. PhD thesis, University of Nottingham, 1988.
15. *Dakov, D.* Steel tubular structures (in Bulgarian). Sofia, 2004.
16. *Dakov, D., Georgiev, V.* Numerical and experimental analysis of tubular joints with longitudinal gusset plates under loading in the plane of the gusset plate. Odessa state academy of civil engineering and architecture, issue 47/2, 2012.
17. *Georgiev, V.* Analysis of joints with gusset plates in space tubular trusses. XIth International Scientific Conference VSU' 2011.
18. *Georgiev, V.* Investigation of tubular joints with longitudinal gusset plates due to variable cyclic loading. // Godishnik na UASG, 2012 – 2013, 45 (9).

A FINITE ELEMENT METHOD STUDY ON THE BEHAVIOUR OF AXIALLY LOADED STEEL TRUSS RHS AND SHS GAPPED K-JOINTS – PART 2

Ch. Penelov¹

Keywords: steel RHS and SHS K-joints, numerical modelling

ABSTRACT

The results of a finite element method analysis of a statically and axially loaded gapped steel K-joint with rectangular hollow section (RHS) members and a relatively large gap are presented. The joint has been experimentally investigated by other authors. It has been found that the prescriptions of EN 1993-1-8 lead to a significant underestimation of the load-bearing capacity of the joint. The *IDEA StatiCa* software also predicts a load-bearing capacity significantly lower than the experimentally obtained one.

¹ Chavdar Penelov, Chief Assist. Prof. Dr. Eng., Dept. “Steel, Timber and Plastic Structures”, UACEG, 1 H. Smirnenki Blvd., Sofia 1046, e-mail: penelov_fce@uacg.bg

