



DOI: [10.71167/uaceg.2025.580101](https://doi.org/10.71167/uaceg.2025.580101)

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 МЕТОД НА КРАЙНИТЕ ЕЛЕМЕНТИ – ЧАСТ 1

Ч. Пенелов<sup>1</sup>

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

### РЕЗИЮМЕ

С помощта на метод на крайните елементи е изследван стоманен осово натоварен фермов К-възел с междина с елементи от квадратни кухи профили, като са използвани две компютърни програми – ANSYS и IDEA StatiCa. Носещите способности на възела, получени от числените симулации, са съпоставени с резултатите от съществуващо експерименталното изследване на възела като част от ферма, както и с носещите способности, получени на базата на съществуващи формули за ръчно изчисляване.

### 1. Въведение

Стоманените ферми без възлови плочи с елементи от правоъгълни (RHS), а като частен случай и такива от квадратни кухи профили (SHS), 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 усилявани.

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

---

<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](mailto:penelov_fce@uacg.bg)

с научноизследователска насоченост. Те позволяват моделиране и изследване на напрегнатото и деформирано състояние на възлите с помощта на метод на крайните елементи (МКЕ) с отчитане на физичната и геометричната нелинейност, предлагайки широк набор от крайни елементи. Вторият 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* (наречен *IDEA StatiCa Connection*) [2] също е основан на МКЕ. 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. Като недостатъци на програмата могат да се посочат липсата на удобен инструмент за оптимизиране на гъстотата на мрежата от крайни елементи (съгъстяване в проблематични зони) и невъзможността за прецизно дефиниране на действителната работна диаграма на стоманата. В програмата *IDEA StatiCa* също така са въведени редица опростяващи предпоставки (вж. т. 5), 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 фермови К-възли с междина с елементи от правоъгълни и квадратни кухи профили 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 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 му първа част с помощта на МКЕ е изследван К-възъл с междина с елементи от квадратни кухи профили (SHS), като са използвани две компютърни програми – *ANSYS* и *IDEA StatiCa*. Възълът, означен в [6] като „възъл 9“, е експериментално изследван в работата на *Philiastides* [6] като част от фермова конструкция. Този възел се характеризира с относително по-малка ширина на диагоналите ( $b_i/b_o = 0,4$ ) и с междина, попадаща в границите на валидност на [3], отнасящи се за К-възли. Резултатите от компютърните симулации с двете програми са съпоставени със съществуващите експериментални резултати. Целта е да се провери достоверността на числените симулации на възела, като се идентифицират факторите, влияещи върху точността на решението. Анализирани са и носещите способности на възела, получени на базата на съществуващи формули за ръчното ѝ изчисляване.

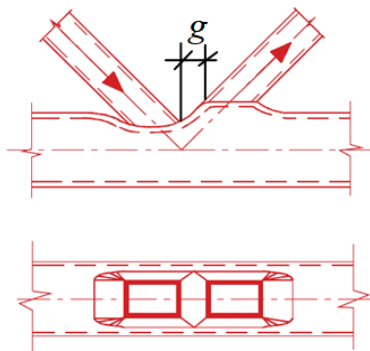
## **2. Кратък обзор на теоретичните и експерименталните изследвания на фермови RHS и SHS К-възли с междина**

От 70-те години на миналия век под егидата на международната организация *CIDECT* (*Comité International pour le Développement et l'Etude de la Construction*

*Tubulaire*) се провеждат експериментални изследвания на ферми и изолирани заварени фермови възли с елементи от кухи профили, в това число К-възли на елементи с правоъгълно и квадратно напречно сечение (RHS и SHS). При по-голямата част от изследваните възли диагоналите са заварени към поясния елемент с помощта на ъглови заваръчни шевове (или комбинация от ъглови шевове и такива с частично проваряване).

Формулата за определяне на носещата способност на RHS К-възли с междина, залегнала в настоящата версия на европейския стандарт EN 1993-1-8 [3], е базирана на първото издание на ръководството на организацията CIDECT [7]. Кратък обзор на развитието на нормативната база за проектиране на стоманени фермови възли на елементи от кухи профили е представен в [8].

Съгласно [7] фермовите К-възли се дефинират като възли, при които проекциите на осовите усилия в диагоналите, перпендикулярни на оста на пояса, се самоуравновесяват взаимно (няма външно допълнително натоварване във възела). Когато отношението на ширината на RHS диагоналите и ширината на пояса  $b/b_o < 0,6$  (такъв е и изследваният в настоящата статия възел) обикновено меродавната форма на разрушаване на фермовите К-възли с междина е пластифицирането на стената (пояса) на поясния елемент, към която са заварени диагоналите (фиг. 1). Споменатата форма на разрушаване е дуктилна – след първоначалното си провлачане възелът навлиза в стадий на уякчаване, при което носещата му способност се повишава, но с цената на увеличаване на хлътването/издуването на пояса на поясния елемент. Физическото разрушаване на К-възела с междина (най-често образуване на пукнатина в пояса или заваръчния шев в зоната на междината, в близост до опънатия диагонал) може да настъпи при натоварване, което е значително по-голямо от натоварването при провлачане.



**Фиг. 1. Пластифициране на пояса на поясния елемент на осово натоварен RHS К-възел с междина  $g$  – теоретичен модел с линии на пластифициране [3]**

С увеличаване на ширината на диагонала ( $b/b_o = 0,6 - 0,8$ ) пластифицирането на пояса на поясния елемент е възможно да се съчетава с продънване (откъсване) на пояса или откъсване на опънатия диагонал в зоната на междината. Последните две форми на разрушаване са възможни и при по-тесни диагонали, в случай че междината на възела е значително по-малка от минималната междина  $g_{min} = 0,5(1 - \beta)b_o$ , изисквана от EN 1993-1-8 с оглед намаляване на концентрацията на напрежения ( $\beta$  е отношението на средноаритметичния размер на напречното сечение на диагоналите и ширината на пояса). Срязването на сечението на поясния елемент е възможна форма на разрушаване при К-възли с междина с много широки диагонали ( $b/b_o$  близо до 1), както и когато височината на RHS поясния елемент е много по-малка от ширината му. С намаляване на

дебелината на напречните сечения и увеличаване на големината на натисковите осови сили в елементите се засилва влиянието на местната загуба на устойчивост върху поведението на възела. Когато междината превишава  $3g_{\min}$  в [3] се изисква при определяне на носещата способност К-възелът да се изследва допълнително и като два самостоятелни Y-възела, т.е. при игнориране на взаимодействието между диагоналите, което редуцира изчислителната му носеща способност.

В настоящия си вид базираната на експериментални изследвания полуемпирична формула на EN 1993-1-8 за проверка на провлачането на пояса на пояския елемент на фермови RHS К-възли не отчита в явен вид наличието на междина. В работата на *Davies et al.* [9] на базата на теоретичен модел с линии на пластифициране (без отчитане на мембранните ефекти и уякчаването на стоманата след провлачане) е показано, че над определена критична стойност на междината  $g_{crit}$  влиянието на последната върху носещата способност при провлачане на възела е пренебрежимо малко. Критичната стойност на междината зависи от отношението на ширините на напречните сечения на диагонала и пояса. Според *Wardenier* [10] влиянието на междината върху носещата способност при споменатата форма на разрушаване може да се окачестви като слабо поради взаимодействието между различните форми на разрушаване на възела. Теоретичният модел с линии на пластифициране показва, че с намаляване на междината носещата способност на възела се увеличава, но е лимитирана от носещата способност на срязване на пояса на пояския елемент в зоната на междината. С увеличаване на междината се засилва влиянието на ефектите, породени от мембранното действие на пояса на пояския елемент – при хлътването или издуването му в него възникват опънни напрежения от работата му по деформирана схема, което води до известно повишаване на носещата способност, определена на базата на модел с линии на пластифициране от огъване. Важно е да се подчертае, че по времето, когато са изказани горните твърдения от [9, 10], все още не е възприет деформационен критерий за достигане на крайно гранично състояние (КГС).

За да се ограничи хлътването на пояса, в актуалното второ издание на ръководството на *CIDECT* [11] се предписва деформационен критерий за достигане на КГС, като носещата способност на възела се приема по-малката от две стойности: 1) максималната сила в диагонал, която възелът може да поеме и 2) силата в диагонал, при която се достига хлътване на пояса на пояския елемент, равно на 3 % от ширината на последния, т.е.  $0,03b_0$ . Деформационният критерий е препоръчан в работата на *Lu et al.* [12].

Съгласно ръководството на *CIDECT* [11] критерият за достигане на експлоатационно гранично състояние на възела се препоръчва да бъде хлътване на пояса, равно на 1 % от ширината му на базата на предложението на *Mouty* [13]. В работата на *Packer et al.* [14] се изказва твърдението, че носещата способност при провлачане на RHS К-възел с междина, определена на базата на теоретичен модел с линии на пластифициране, е близка до силата в натиснатия диагонал, причиняваща споменатото хлътване.

В ръководството на *CIDECT* [11] също се отбелязва, че част от заложените в него предписания за определяне на носещата способност на RHS възли се основават на експерименти, извършени през 70-те години на миналия век, преди въвеждането на деформационния критерий за достигане на КГС. По тази причина според [11] при използването на определени формули за носещата способност хлътването на пояса на пояския елемент е възможно да надхвърли препоръчителната гранична стойност от  $0,03b_0$  (като не се уточнява за кои точно формули може да се очаква това). Въпреки това според [11] „съществуващите предписания за проектиране се оказват задоволителни за практически цели“, което вероятно се дължи на обстоятелството, че действителната граница на провлачане на кухите профили обикновено е по-висока от номиналната.

В работите на *Fleischer* и *Fleischer et al.* [15, 16] на базата на резултати от параметрично числено моделиране по МКЕ на RHS К-възли с междина е направен извод, че формулата на EN 1993-1-8 е възможно да предсказва по-висока носеща способност на възлите при пластифициране на пояса на пояския елемент в сравнение с действителната носеща способност, съответстваща на хлътване на пояса  $0,03b_o$ . Възлите, изследвани числено в [15, 16], са с относително по-тънкостенни напречни сечения на пояса, попадащи в по-голямата си част извън геометричните граници на валидност на *CIDECT* и EN 1993-1-8, като отношението на ширината и дебелината на пояския елемент  $b_o/t_o$  е в диапазона 30 – 50. На базата на параметричното изследване с МКЕ *Fleischer* установява, че носещата способност при пластифициране на пояса на пояския елемент намалява с увеличаване на междината. Направено е предложение носещата способност при пластифициране на пояса на пояския елемент съгласно EN 1993-1-8 да се редуцира с допълнителен коефициент в зависимост от междината на възела, което обаче не се очаква да бъде взето предвид в бъдещата редакция [17] на стандарта.

В работата на *Fleischer* [15] също експериментално са изследвани RHS К-възли с относително малка междина, която превишава  $4t_o$ , но е по-малка от минималната междина за К-възли  $g_{\min} = 0,5(1 - \beta)b_o$ , изисквана от EN 1993-1-8 с оглед на намаляването на концентрацията на напрежения. При част от тях се наблюдава изкорубване на страничните стени на пояса, продънване на пояса или откъсване на опънатия диагонал.

Руските норми СП 16.13330-2011 [18] отчитат в явен вид наличието на междина при определянето на носещата способност при различните форми на разрушаване на фермовите RHS К-възли. Те са основани на по-ранни руски препоръки за проектиране на конструкции от студеноформувани кухи профили [19]. Липсват изследвания, които да обвързват носещата способност по руските норми с деформационните критерии, препоръчвани в ръководството на *CIDECT* [11].

На базата на числено изследване по МКЕ с програмата *ANSYS* [1] на стоманени RHS X-възли без осова сила в пояса *Kožich et al.* [20] препоръчват като алтернативен критерий за настъпване на КГС да се приеме достигането на максимална главна относителна деформация в пояса, равна на 5 % – условието е препоръчително да се провери на разстояние  $0,5t_o$  от ръб на заваръчните шевове или стена на профила ( $t_o$  е дебелината на пояса). В [20] е показано, че този критерий и критерият на *CIDECT* за хлътване на пояса  $0,03b_o$  дават сходен резултат по отношение на носещата способност на изследваните в [20] X-възли. В споменатото изследване са използвани обемни крайни елементи, като е отчетена действителната геометрия на заваръчните шевове.

В програмата *IDEA StatiCa* [2] са заложили за автоматична проверка деформационни критерии за достигане на КГС независимо от типа на тръбния фермов възел, като потребителят има възможност да променя граничните стойности на хлътването на пояса на пояския елемент и еквивалентната пластична относителна деформация. Вторият критерий се проверява по отношение на максималната стойност на деформацията, тъй като в *IDEA StatiCa* няма възможност за прецизното ѝ отчитане на определено разстояние от ръб на заваръчен шев или стена на профил.

Стойностите на пластичните относителни деформации, получени в резултат на численото моделиране, зависят от вида на използваните крайни елементи (черупкови или обемни), формулировката им, гъстотата на мрежата от крайни елементи, както и от действителното уякчаване на стоманата. Критерият е условен, тъй като е трудно да се установят реалните максимални стойности на относителните пластични деформации в околошевните зони на възлите на базата на експериментални резултати. Важно е да се отбележи, че в оригиналния си вид критерият за достигане на гранична пластична относителна деформация от 5 % е изведен въз основа на модели с обемни крайни елементи, при които се отчита действителното уякчаване на стоманата след провлачане,

а програмата *IDEA StatiCa* разполага само с черупкови крайни елементи, като материалът е с незначително уякчаване.

В България експериментално са изпитвани ферми с реални размери с елементи от RHS профили и К-възли с междина; експериментално са изследвани и изолирани RHS К-възли с междина [21]. Направен е извод, че формулата на *CIDECT* [7] предсказва най-добре носещата способност на възлите в КГС, но не става ясно дали става дума за носещата способност при физическото разрушаване на възела или при достигане на граничното хлътване на пояса.

През последните години обект на изследване са RHS К-възлите с междина, изпълнени от стомани с граница на провлачане, по-висока от 355 MPa [22 – 25]. На базата на числени симулации на RHS К-възли с междина *Liu & Wardenier* [22] правят извод, че е необходим редуциращ коефициент за определяне на носещата способност на възлите от стомана S460, в случай че се ползва формулата от по-ранното издание на ръководството на *CIDECT* [7]. По тази причина във второто издание на споменатото ръководство [11] се предписва редукция с 10 % на носещата способност на възли от споменатия клас стомана, в допълнение на изискването в изчисленията границата на провлачане  $f_y$  да не се приема по-голяма от 80 % от якостта на опън  $f_u$ .

В [23] на базата на експериментално изследване на RHS К-възли с междина е направен извод, че формулите от второто издание на ръководството на *CIDECT* [11] са достатъчно надеждни в предсказването на носещите способности при дуктилните форми на разрушаване на възлите (например пластифициране на пояса на пояския елемент) от австралийска стомана C450, без да има необходимост от използване на допълнителен редуциращ коефициент. За един от експерименталните образци обаче, означен като възел K2, характеризиращ се с относително по-малка ширина на диагоналите ( $b_i/b_o = 0,4$ ) и относително по-голяма междина ( $g/b_o = 0,42$ ), се оказва, че носещата способност при пластифициране на пояса на пояския елемент съгласно *CIDECT* [11] превишава с около 20 % силата в натиснатия диагонал, при която настъпва хлътване на пояса на пояския елемент в размер на 3 % от ширината му, даже и когато във формулата се прилага 10-процентна редукция на носещата способност. Тънкостенността на напречното сечение на пояския елемент на този образец, както и на много от образците от [23], попада извън границите на валидност на *CIDECT* и EN 1993-1-8.

В черновата на бъдещо издание на стандарта EN 1993-1-8 [17] се разглеждат тръбни възли от стомана с граница на провлачане до 700 MPa включително, като се предвижда редукция на носещата способност на възела в зависимост от номиналната граница на провлачане, в случай че последната е по-висока от 355 MPa.

Към днешна дата EN 1993-1-8 [3] не допуска К-възли с междина, по-малка от сумата от дебелините на стените на двата диагонала  $t_1 + t_2$ . В работата на *Xiao-Ding & Packer* [26] на базата на ограничен брой експерименти, в комбинация с параметрично изследване по МКЕ с обемни крайни елементи, е показано, че RHS К-възлите с нулева или незначителна междина също е възможно да бъдат използвани в практиката, при положение че заваръчните шевове на диагоналите в зоната на междината са изпълнени качествено като шевове с пълен провар, а при определянето на носещата способност на възлите се отчете коректно рискът от срязване (продънване) на пояса в зоната на междината. За целта е предложена аналитична методика за определяне на носещата способност и граници на валидност за приложението ѝ. Установено е, че RHS К-възлите с нулева или незначителна междина се характеризират с по-голяма носеща способност, но и с намалена дуктилност, като се отбелязва, че изследванията на такива възли е необходимо да продължат.

### 3. Верификация на моделирането на RHS К-възли с междина с програмата *IDEA StatiCa*

На сайта на програмата *IDEA StatiCa* са представени примери за изчисляване на фермови RHS възли, служещи за верификация на програмния продукт. Сред тях са и шест примера на равнинни симетрични стоманени К-възли с междина с елементи от квадратни кухи профили (SHS) [27], като за моделирането им са използвани черупкови крайни елементи с четири възела, налични в споменатата програма. При всички тях ъгълът между диагоналите и пояския елемент е  $45^\circ$ , а стоманата е S275. Дебелината на пояса е не по-голяма от тази на диагоналите, така че да се провокира разрушаване именно в пояса. Ширината на напречното сечение на пояса е 200 mm, а отношението на размерите на напречните сечения на диагонала и пояса варира в границите  $\beta = 0,7 - 0,8$ . Възлите са без ексцентрицитет. Не е докладвана междина на възлите, но лесно може да се установи, че поради голямата ширина на диагоналите и липсата на ексцентрицитет междината е почти нулева (диагоналите с  $\beta = 0,7$  на практика се допират, а диагоналите с  $\beta = 0,8$  са с незначително застъпване). Вероятно по тази причина заваръчните шевове между диагоналите и пояса са условно приети за „шевове с пълн провар“, което не позволява да бъде проверена способността на софтуера да отчита благоприятното влияние на геометрията на ъгловите шевове върху носимоспособността на възлите. Поради относително голямата ширина на диагоналите и относително малката междина е трудно е да бъде прецизно идентифицирана по вид наблюдаваната форма на разрушаване въз основа на резултатите по МКЕ, но в [27] тя се определя като „разрушаване на пояса на пояския елемент“. Получено е сравнително добро сходство между носещите способности, получени с *IDEA StatiCa* и тези, получени с друг софтуер по МКЕ (чието име не се споменава) на базата на деформационните критерии, като разликата не превишава 9,5 %. В компютърните модели не са отчитани геометрични несъвършенства на възлите.

Резултатите от компютърните модели на К-възли, представени от създателите на *IDEA StatiCa* [27], не са съпоставени с експериментални резултати. Това прави представената верификация до известна степен условна, тъй като при незначителна или липсваща междина разрушаването на възел с дебелина на пояса, не по-голяма от тази на диагоналите, обикновено е в резултат на продънване/откъсване на пояса, а тази форма на разрушаване не е възможно да бъде предсказана коректно с помощта на черупковите крайни елементи, налични в *IDEA StatiCa*. Нещо повече, в този случай е възможно продънването да се случи при хлътване на пояса, по-малко от 3 % от ширината му [15]. Също така RHS К-възлите с незначителна или липсваща междина, както и тези с незначително припокриване на диагоналите, попадат извън границите на валидност на EN 1993-1-8, като експерименталните изследвания на такива възли са сравнително малко [26].

В работата си *Nybacka* [4] сравнява носещите способности на SHS К-възли с междина, получени от *IDEA StatiCa* с тези, получени по формулата на американските норми за проектиране на стоманени конструкции [28], която е сходна с формулата на *CIDECT* [11]. Направен е извод, че *IDEA StatiCa* дава значително по-консервативни стойности на носещата способност в сравнение с нормите [28], като в част от случаите причина за това е неизпълнение на възприетия в *IDEA StatiCa* критерий за достигане на еквивалентна пластична относителна деформация от 5 %.

На базата на гореизложеното считам, че моделирането на RHS/SHS К-възли с междина с програмата *IDEA StatiCa* е необходимо да получи една по-солидна верификация, основана на експериментални резултати.

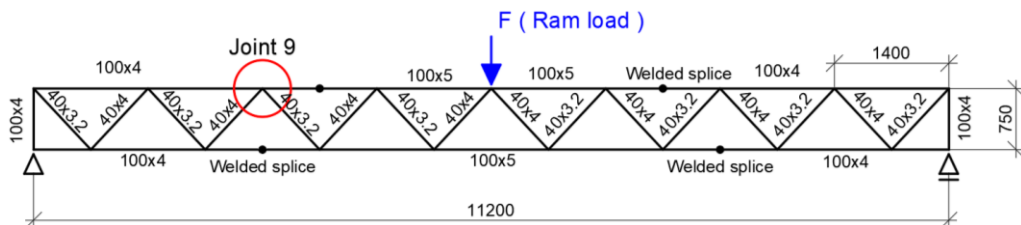
#### 4. Описание на съществуващото експериментално изследване на ферма T1 и възел 9

Макар и проведено в края на 80-те години на миналия век, експерименталното изследване на ферми с квадратни кухи профили в работата на *Philiastides* [6] е едно от малкото публично достъпни и подробно документирани изследвания в разглежданата област. Това го прави особено подходящо за допълнителни анализи с помощта на съвременните софтуери за нелинейно числено моделиране на строителни конструкции.

В [6] възелът, означен като „възел 9“, е експериментално изследван не като изолиран възел, а като вътрешен възел от натиснатия горен пояс на ферма с К-възли с междина, означена в [6] с „Truss T1“, чиито елементи са от студеноформувани квадратни кухи профили (SHS) от стомана S275. Фермата е просто подпряна в двата си края, като е натоварена с вертикална концентрирана сила (*ram load*) в средата на горния пояс – вж. фиг. 2. Опънатите диагонали на фермата са със сечение SHS40x3,2, натиснатите диагонали са със сечение SHS40x4, опорните вертикали са със сечение SHS100x4. За поясните елементи на фермата са използвани сечения SHS100x4 (в близост до опорите) и SHS100x5 (в средната част на фермата). Прътите от решетката са центрично включени във възлите, при което междината на вътрешните възли е около 39 mm, като тя е по-голяма от необходимата минимална междина съгласно EN 1993-1-8. Диагоналите са заварени към поясните елементи с ъглови заваръчни шевове с катет 5 mm; изключение правят стените на диагоналите от страната на междината, които са заварени към поясните елементи с „челни“ заваръчни шевове с минимална проекция на шева извън габарита на напречното сечение на диагонала. Възел 9 се оказва „най-слабият“ възел от изследваната ферма, тъй като поясът в зоната на възела е с дебелина 4 mm, а натискът в горния пояс на фермата допринася за по-ранното изчерпване на носещата му способност.

Експлоатационното гранично състояние на възел 9 се достига при сила върху фермата  $F = 65 \text{ kN}$ , при което хлътването на хоризонталната стена на пояса на поясния елемент е  $0,01b_0$  – вж. фиг. 3. При това силите в диагоналите на възел 9 са около 45 kN, като при тази тяхна стойност започва по-ясно изразеното му пластифициране. С увеличаване на натоварването започва да се проявява асиметрия в поведението на възела, като силата в опънатия диагонал започва да нараства леко спрямо тази в натиснатия, а хлътването на хоризонталната стена на поясния елемент над натиснатия диагонал е по-силно изразено, отколкото издуването ѝ над опънатия диагонал, вж. фиг. 3.

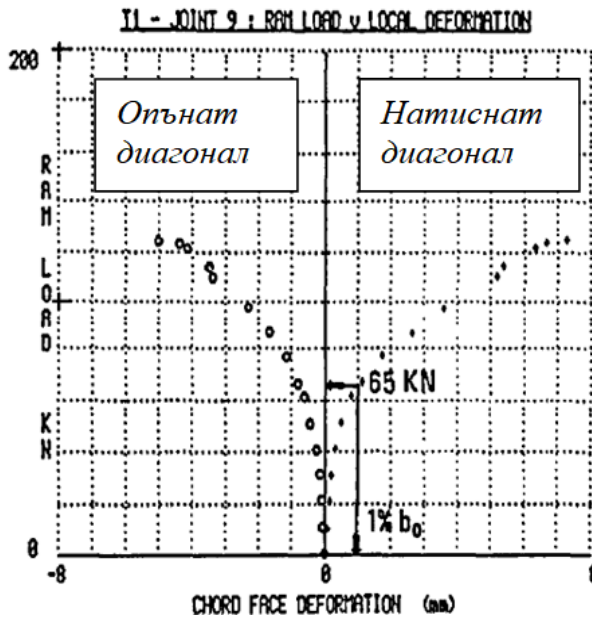
При сила върху фермата около  $F = 93 \text{ kN}$  се наблюдава хлътване от  $0,03b_0$  на пояса на поясния елемент над натиснатия диагонал на възел 9 (фиг. 3), при което силата в този диагонал е около 61 kN.



Фиг. 2. Схема на експерименталната постановка на ферма T1 [6]

Наблюдаваната при експеримента форма на разрушаване на възел 9 е пластифицирането от огъване на пояса на поясния елемент, към който са заварени

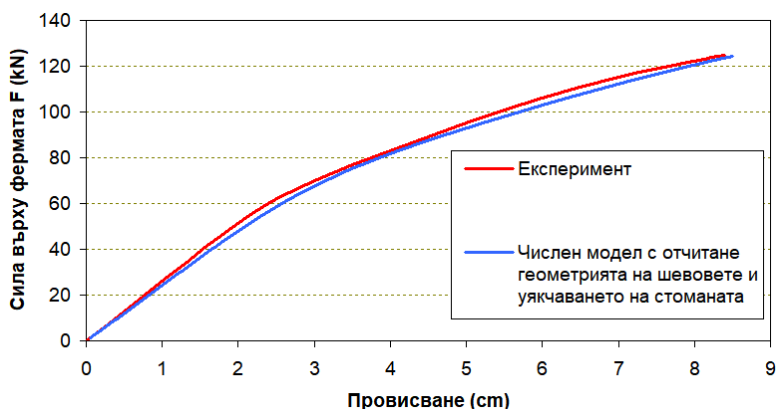
диагоналите. Заедно с това се наблюдава деформиране и на останалите три стени на пояския елемент, най-силно изразено като хлътване на страничните стени в зоната на опънатия диагонал. Експериментът е прекратен при сила върху фермата  $F = 125 \text{ kN}$ , при която се наблюдава начало на плато в зависимостта „натоварване върху фермата – хлътване на пояса на пояския елемент“ (фиг. 3). При това измерената сила в натиснатия диагонал е около  $76 \text{ kN}$ , като хлътването на пояса на пояския елемент е около  $0,07b_0$ , докато силата в опънатия диагонал е около  $80 \text{ kN}$ , като издуването на хоризонталната стена на пояса на пояския елемент е около  $0,05b_0$ . Не са наблюдавани пукнатини в основния метал и в заваръчните шевове на диагоналите.



Фиг. 3. Експериментална зависимост [6] между концентрираното натоварване върху фермата (*ram load*, kN) и хлътването/издуването (*chord face deformation*, mm) на пояса на натиснатия поясен елемент на фермата в зоната на възел 9

Пластифицирането на възел 9 води до силно намаляване на коравината на ферма T1 и увеличаване на провисванията ѝ. Това може да се предскаже с висока точност с помощта на компютърен модел на фермата, разработен от автора на настоящата статия с програмата ANSYS (фиг. 4). В зоните на възлите на модела са използвани черупкови крайни елементи SHELL181, което позволява да се симулира податливостта на възлите и сложната им форма на разрушаване, а извън тях – гредови крайни елементи BEAM 188, с което се повишава значително скоростта на решението. Подобен подход за цялостен анализ на тръбни ферми е приложен и в работата на Kisoensingh [24], където е използвана програмата ABAQUS [29].

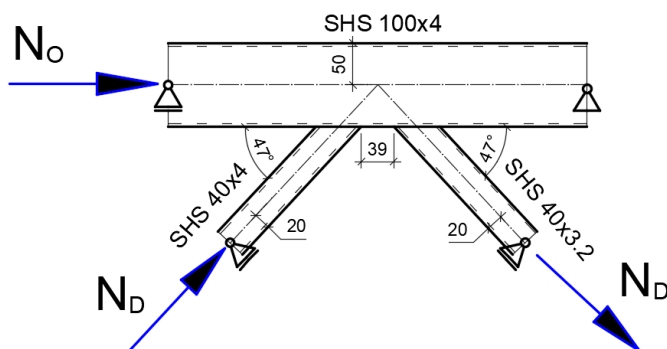
Фиг. 4 показва, че програмата ANSYS е надежден инструмент за предсказване на носещата способност на възел 9 и на фермата като цяло. Следователно моделирането с ANSYS на изследвания възел като изолиран може да се използва като отправна точка за верификацията на модела на изолирания възел в IDEA StatiCa.



Фиг. 4. Провисване на ферма T1 като функция на приложената върху нея сила – експериментални резултати [6] и резултати от нелинеен анализ с програмата ANSYS

## 5. Основни предпоставки на численото моделиране на възел 9 като изолиран възел

Възприетият в настоящата работа условен статически модел на възел 9 като изолиран възел е показан на фиг. 5.



Фиг. 5. Възприет статически модел на възел 9 като изолиран възел

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, като интеграционните точки могат да са повече – седем или девет. Със същия брой възли и степени на свобода, но с фиксиран брой интеграционни точки (пет) са и черупковите крайни елементи, използвани в IDEA StatiCa. В нея стоманените елементи, присъединяващи се във възела, се моделират по подразбиране със средната повърхнина на зададените от потребителя профили. По отношение на поясния елемент това е резонна предпоставка, но по отношение на диагоналите тази предпоставка е консервативна, тъй като при пластифицирането на пояса на поясния елемент пластичните линии в него се формират по-скоро до ръба на стените на диагоналите, а не при средната повърхнина на стените им.

В изчислителния модел на изолирания възел поясът надлъжно 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 подпрени 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 поясният елемент е транслационно подпрян в хоризонтално и вертикално направление. Другият, плъзгащ се по направление на оста на поясния елемент край, е натоварен с монотонно нарастваща осова сила. Така се отчита приблизително изменението на осовата сила в поясния елемент от двете страни на възела съгласно статическия модел на фермата T1 [6].

Един от основните недостатъци на моделирането на фермов възел като изолиран при отчитане само на осовите сили се състои в невъзможността прецизно да бъдат отчетени огъващите моменти в елементите на възела, особено тези в пояса, които неизбежно се появяват в резултат на работата му като част от фермата. Те се дължат на непрекъснатостта на пояса като част от фермата, а стойностите им се влияят от пластичните деформации във възлите и преразпределението на усилия във фермата. В резултат на експеримента на ферма T1 в [6] е направен извод, че огъващите моменти в натиснатия горен пояс опъват нишките от вътрешната му страна, т.е. разтоварват частично стената на натиснатия поясен елемент, към която се прикрепват диагоналите. По тази причина неотчитането на моментите в пояса в модела на възел 9 като изолиран не би трябвало да води до преувеличаване на носещата му способност.

Експерименталното изследване на ферма T1 показва, че с увеличаване на натоварването, поради по-голямото хлътване на пояса в зоната на натиснатия диагонал осовата сила в последния започва да намалява леко (с до 5 %) спрямо тази в опънатия диагонал (вж. т. 4), като при хлътване на пояса  $0,03b_0$  разликата в осовите сили в диагоналите на възел 9 е около 4 %. В модела на възела като изолиран осовите сили в диагоналите са равни по абсолютна стойност, което също е един малък недостатък на този модел.

В програмата ANSYS хлътването/издуването на пояса на поясния елемент тук е прието 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 поясния елемент и 2) вертикалното преместване на тежестната ос на поясния елемент.

В програмата IDEA StatiCa се работи с билинейна работна зависимост „напрежения-деформации“ на стоманата, като деформационният модул след провлачане е приет  $1/1000$  от модула на еластичност. За да има съпоставимост на резултатите, като първи вариант в програмата ANSYS също е работено с подобна работна зависимост на материала, която на практика игнорира до голяма степен уякчаването след провлачане, но осигурява сходимостта на решението. Границата на провлачане е прието да е равна на 320 МПа на базата на експерименталните данни в [6]. Тя е определена въз основа на пробни тела, изрязани от плоската част на профила между радиусите на закръгление. В допълнение, като втори вариант в програмата ANSYS са изготвени модели, отчитащи действителното уякчаване на стоманата след провлачане.

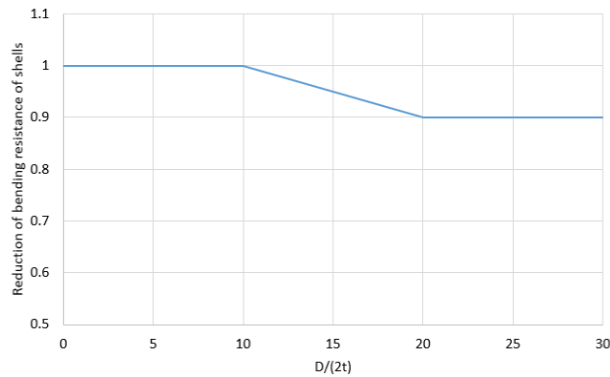
В модула за проектиране на стоманени възли на програмата IDEA StatiCa не е възможно да бъдат зададени еквивалентни геометрични несъвършенства на възлите. Те се отчитат индиректно чрез въвеждането на редукиционен коефициент за носещата способност на огъване на черупковите крайни елементи, който зависи от тънкостенността на кухия профил, означена в [30] с  $D/2t$ , където  $D$  и  $t$  са съответно максималният габаритен размер и дебелината на разглеждания профил (вж. фиг. 6). Създателите 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 9  $D/2t = 12,5$ , което води до редукиционен коефициент 0,975. С други думи, за изследвания възел редукицията 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 редукицията на носещата способност на огъване на крайните елементи, предвидена в *IDEA StatiCa*.

Очакваната форма на разрушаване на възела е симетрична спрямо вертикалната равнина, преминаваща през средата на ширината на пояса. 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.

Известно е, че наличието на ъглови заваръчни шевове между диагоналите и пояса води до повишаване на коравината и носещата способност на стоманените възли на елементи с кухи профили [31], тъй като с тяхна помощ се увеличава дължината на теоретичния контактен периметър, чрез който диагоналът предава силата си на пояса. В този случай пластичните линии в пояса на поясния елемент се формират близо до ръба на заваръчните шевове, а не до стената на диагонала.

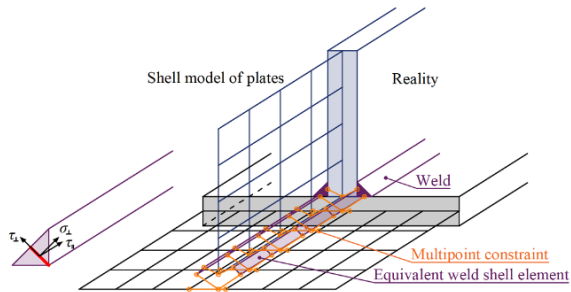
За да се предскаже с по-висока точност поведението на възела, е необходимо геометрията на ъгловите заваръчни шевове да бъде отчетена в числения модел. Безспорно е, че е най-коректно ъгловите заваръчни шевове да бъдат моделирани с обемни крайни елементи, но това изисква по-голям ресурс за провеждането на числения анализ. По тази причина за практически цели най-често геометрията на контура на ъгловите заваръчни шевове се отчита в числения модел с помощта на черупкови крайни елементи с дебелина, условно прието да е равна на дебелината на ъгловия шев [31].



**Фиг. 6.** Редукиционен коефициент за носещата способност на огъване на черупковите крайни елементи в *IDEA StatiCa* [30]

В програмата *IDEA StatiCa* ъгловите заваръчни шевове се моделират с помощта на черупкови крайни елементи с еласто-пластично поведение – фиг. 7. Те се свързват с помощта на ограничения от типа *multipoint constraint* към възлите на диагоналите и възлите на поясния елемент в зоната на контактният периметър [30]. По този начин е възможно да се свързват мрежи от крайни елементи с различна гъстота в диагоналите и пояса, 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*. Не се дават ясни препоръки относно допустимите пластични деформации в ъгловите заваръчни шевове.



Фиг. 7. Схема на моделиране на ъгловите заваръчни шевове в *IDEA StatiCa* [30]

Специфичният метод на моделиране на ъгловите заваръчни шевове в *IDEA StatiCa* се използва от програмата основно за проверката на носещата им способност съгласно методиките на различни национални норми, при което се отчита действителната ориентация на шева спрямо направлението на приложеното върху него натоварване (*directional method*). Според *Nybasca* [4] *IDEA StatiCa* дава занижена носеща способност на ъгловите шевове на диагоналите на К-възли в сравнение с методиката на американските норми [28].

В настоящата работа не се изследва напрегнатото състояние на заваръчните шевове (което е трудно да бъде прецизно отчетено с помощта на черупкови крайни елементи), а се изследва доколко програмата *IDEA StatiCa* е в състояние да симулира повишаването на коравината и носещата способност на възела в резултат на наличието на ъгловите заваръчни шевове.

В програмата *ANSYS* геометрията на заваръчните шевове може да се отчете както с обемни, така и с черупкови крайни елементи – избран е вторият подход. 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 да се използват ограничения от типа *multipoint constraint* между възлите на крайните елементи на шевове и тези на кухите профили. Считам, че възприетият тук подход за моделиране на заваръчните шевове с черупкови крайни елементи в програмата *ANSYS* не бива да се използва за проверката 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 пълнен провар“ се има предвид модел, в който геометрията на ъгловите заваръчни шевове не е отчетена.

В програмата *ANSYS* средната повърхнина на *shell* елементите на диагоналите е построена по външния ръб на профилите, с което при липса на ъглови заваръчни шевове се провокира образуването на линии на пластифициране в пояса на поясния елемент при ръбовете на външните стени на диагонала, каквато е теоретичната постановка на нормите [3]. В програмата *IDEA StatiCa* профилите на диагоналите са въведени по два начина. Първи начин – със стандартни профили SHS 40x40, при което *shell* елементите

се построяват автоматично по геометрията на средната им повърхнина (това е опцията по подразбиране). Втори начин – с фиктивни размери SHS 44x44x4 и SHS 43,2x43,2x3,2 съответно за натиснатия и опънатия диагонал, при което средната повърхнина на *shell* елементите се построява автоматично по външния ръб на профилите на диагоналите, както е направено в програмата ANSYS.

Решението и в двете програми се извършва с отчитане на геометричната нелинейност (*large displacements*).

## 6. Резултати от численото моделиране на възел 9 като изолиран

В табл. 1 са дадени носещите способности на възел 9, получени с двете компютърни програми на базата на двата изследвани деформационни критерия за достигане на КГС – хлътване на пояса на пояския елемент  $0,03b_o$  и достигане на еквивалентна пластична относителна деформация в него  $\epsilon_{pl,eq} = 0,05$ . Те са съпоставени с носещите способности, получени в резултат на експеримента в [6]. Максималните стойности на  $\epsilon_{pl,eq}$  в пояса на пояския елемент от числения модел се регистрират в зоната на междината в близост до челните стени на диагоналите. От табл. 1 е видно, че закоравяващият ефект от наличието на ъгловите заваръчни шевове на диагоналите на К-възела не е възможно да бъде отчетен коректно в програмата *IDEA StatiCa* с възприетия в нея метод за моделиране чрез вътрешни ограничения (*constraints*). Озадачаващо е, че въвеждането на ъглови шевове с реалната им дебелина и якост в споменатата програма води до леко намаляване вместо до повишаване на носещата способност на възела въз основа на деформационните критерии. По тази причина е препоръчително в *IDEA StatiCa* заваръчните шевове да се моделират като такива с „пълен провар“.

Таблица 1. Носеща способност на възел 9 по отношение натиснатия диагонал (kN)

Критерий за достигане на КГС	Модел: <i>IDEA StatiCa</i>			Модел: ANSYS <sup>3</sup>		Експеримент
	Ъглови шевове	„Шевове с пълен провар“		Ъглови шевове	„Шевове с пълен провар“	
Еквивал. пласт. деформация 5 %	45 <sup>1</sup>	47 <sup>1</sup>	49 <sup>2</sup>	56 (58) <sup>4</sup>	47 (50) <sup>4</sup>	няма данни
Хлътване на пояса $0,03b_o$	45 <sup>1</sup>	49 <sup>1</sup>	50 <sup>2</sup>	57 (61) <sup>4</sup>	47 (50) <sup>4</sup>	61
Край на експеримента	–	–	–	–	–	76

Забележки:

1. Стойностите са определени при зададена от потребителя реална ширина на профилите на диагоналите 40 mm, при което *shell* елементите се построяват по геометрията на средната им повърхнина, водеща до изчислителна ширина на натиснатия диагонал 36 mm (36,8 mm на опънатия диагонал).

2. Стойностите са определени при зададена от потребителя фиктивна ширина на диагоналите 44 mm и 43,2 mm, при което средната повърхнина на *shell* елементите се построява по габаритния размер на диагоналите 40 mm.

3. В ANSYS *shell* елементите са построени по габаритните размери на диагоналите.

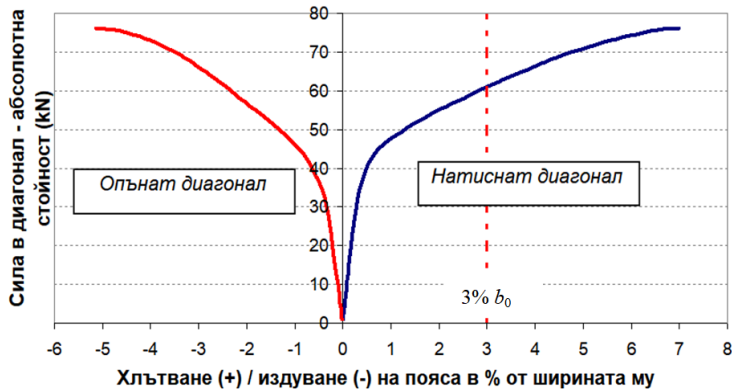
4. Стойностите в скоби са определени при отчитане на уякчаването на материала след провлачане.

При равни други условия (неотчитане на геометрията на ъгловите заваръчни шевове и уякчаването след провлачане на стоманата) двете компютърни програми дават сходен резултат по отношение на носещата способност на възела. В този случай

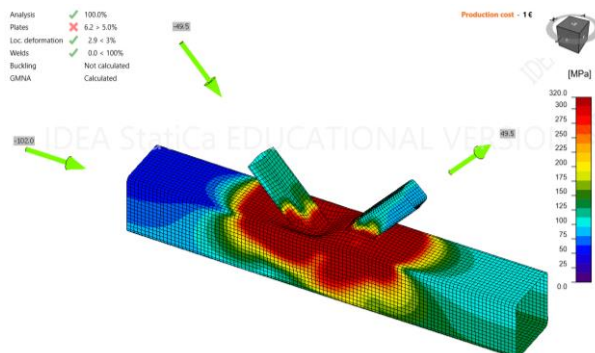
построяването на средната повърхнина на черупковите крайни елементи по геометрията на габаритните размери на диагоналите води до леко увеличаване на изчислената носеща способност, но тя остава с около 20 % по-малка от експериментално установената при хлътване на пояса на пояския елемент  $0,03b_0$ .

От моделирането с ANSYS е видно, че за възел 9 отчитането на геометрията на заваръчните шевове има по-голям принос за увеличаване на носещата способност на възела в сравнение с отчитането на уякчаването на стоманата след провлачане. Това се дължи на относително по-малката ширина на диагоналите, водеща до относително по-големи хлътвания на пояса на пояския елемент, което ограничава приноса на уякчаването на стоманата след провлачане към носещата способност на възела, дефинирана на базата на деформационните критерии.

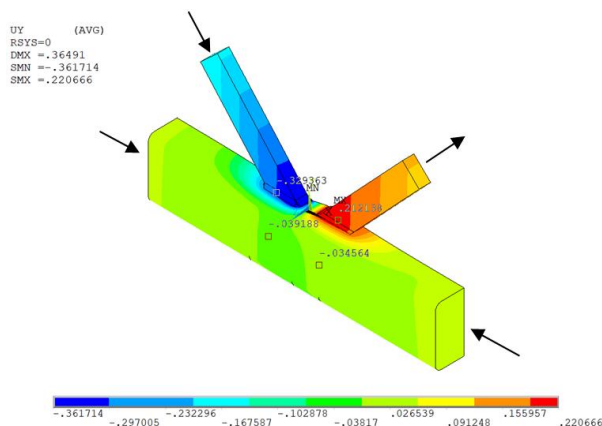
Отчитането на геометрията на ъгловите заваръчни шевове в комбинация с уякчаването на материала след провлачане в програмата ANSYS спомага за сравнително точното предсказване на експериментално потвърдената носеща способност на възела от около 61 kN, съответстваща на препоръчителния критерий за хлътване на пояса  $0,03b_0$ . С такъв числен модел се предсказва добре и изменението в процеса на натоварване на хлътването/издуването на пояса на пояския елемент при натиснатия/опънатия диагонал – фиг. 8.



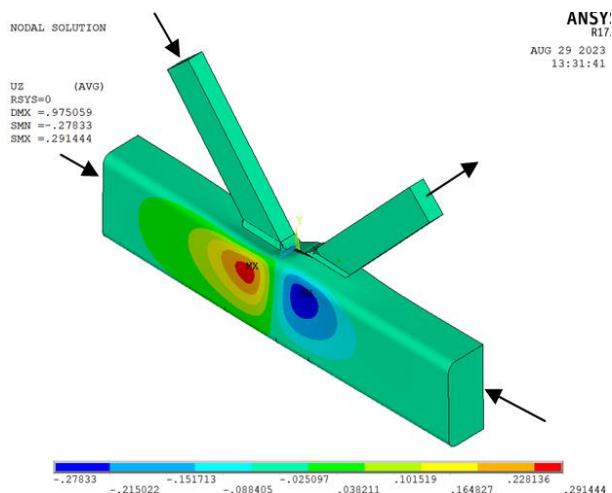
Фиг. 8. Зависимост между силите в диагоналите и хлътването/издуването на пояса на пояския елемент (модел в ANSYS с ъгли заваръчни шевове и уякчаване на стоманата)



Фиг. 9. Модел в IDEA StatiCa – вариант със „заваръчни шевове с пълнен провар“ и диагонали, моделирани със средната си повърхнина: еквивалентни напрежения по von Mises при сила в диагонала 49 kN, хлътване на пояса (local deformation)  $0,03b_0$



**Фиг. 10. Модел в ANSYS – вариант с уякчаване на стоманата и с ъглови заваръчни шевове. Вертикални премествания UY (cm) при сила в диагонала 61 kN, хлътване на пояса  $0,03b_0$**



**Фиг. 11. Хлътване/издуване (cm) на страничната стена на пояския елемент на възел 9 при сила в диагонала около 76 kN (модел в ANSYS)**

На фиг. 9 – 11 са дадени характерни резултати, получени от моделирането с двете компютърни програми, като възелът е изобразен в обрнато положение, за да се визуализират по-добре деформациите на хоризонталната стена на пояса, към която се прикрепват диагоналите.

При осова сила в диагонал около 73 – 76 kN (в зависимост от това до каква степен се отчита реалното уякчаване на стоманата след провлачане) се наблюдава загуба на сходимост на решението на числения модел. При това се наблюдава и по-силно изразена тенденция към загуба на местна устойчивост на страничните стени на пояса, съпътстваща деформирането на хоризонталната му стена. Моделът в ANSYS показва, че хлътването на страничната стена при опънатия диагонал и издуването на страничната стена при натиснатия диагонал достигат около  $0,03b_0$  (приблизително 3 mm) – фиг. 11. Любопитно е да се отбележи, че приблизително при такава сила в натиснатия диагонал е прекратен експериментът в [6], където е наблюдавана подобна комбинирана форма на разрушаване.

## 7. Носеща способност на възел 9, получена на базата на съществуващи формули за ръчното ѝ изчисляване

Възел 9 отговаря на границите на валидност за К-възли с междина, предписани в EN 1993-1-8 [3], като междината на възела е по-голяма от минималната междина  $g_{\min} = 0,5(1 - \beta)b_0$ , изисквана в [3] с оглед на по-равномерното предаване на усилието от диагонала върху поясната стена. За разглеждания възел  $g/g_{\min} = 1,26$ . Носещата способност на възела при пластифициране на пояса на поясния елемент съгласно EN 1993-1-8 е равна на 74 kN, ако в изчисленията се работи с действителната граница на провлачане (320 MPa) и се отчете неблагоприятното влияние на натисковата осова сила в пояса на фермата. При малко по-голяма сила в натиснатия диагонал е прекратено експерименталното изследване на ферма T1, като хлътването на пояса над натиснатия диагонал достига  $0,07b_0$  по експериментални данни, значително превишавайки препоръчителния критерий  $0,03b_0$ . До подобен извод се достига и въз основа на численото моделиране с програмата ANSYS, при което е отчетена геометрията на заваръчните шевове и уякчаването на материала (фиг. 8). В разглеждания случай EN 1993-1-8 предсказва по-скоро максималната възможна сила, която възелът може да поеме, а не силата, съответстваща на някой от възприетите деформационни критерии. Така определената носеща способност съгласно EN 1993-1-8 е с около 60 % по-голяма от носещата способност, определена с *IDEA StatiCa* за хлътване  $0,03b_0$  при действителната граница на провлачане и „отчитане“ в модела на ъгловите заваръчни шевове.

Носещата способност на възел 9, получена по руските норми [18] на базата на действителната граница на провлачане, е 46 kN – тя е близка до носещата способност, получена с двете компютърни програми, при условие че не се отчита действителната геометрия на ъгловите заваръчни шевове. Формулата, предложена от *Davies et al.* [9], основана на теоретичен модел с линии на пластифициране от огъване (без отчитане на мембранните ефекти) и отчитаща стойността на междината, предсказва носеща способност при провлачане 42 kN. От експерименталните данни в [6] и численото моделиране на възела с отчитане на ъгловите заваръчни шевове е видно, че тази носеща способност (както и носещата способност по руските норми) отговаря по-скоро на критерия за достигане на експлоатационно гранично състояние – хлътване на пояса  $0,01b_0$ . Любопитно е, че носещата способност от 49 – 50 kN, получена с *IDEA StatiCa* в случая на заваръчни шевове с пълнен провар, е на практика идентична с носещата способност от 49 kN, която се получава по теоретичната формула на EN 1993-1-8 за определяне на носещата способност при пластифициране на пояса на поясния елемент на Y-възли, т.е. при игнориране на заваръчните шевове, уякчаването на стоманата, мембранните ефекти и взаимодействието между двата диагонала.

## 8. Основни изводи

С помощта на компютърни симулации с програмите *IDEA StatiCa* и *ANSYS* е изследван стоманен осово натоварен фермов SHS К-възел, който е част от експериментално изследваната в [6] ферма T1. Възелът е с елементи от студеноформувани профили от стомана S275 с действителна граница на провлачане 320 MPa и удовлетворява геометричните граници на валидност на EN 1993-1-8 [3], отнасящи се за К-възли с междина. Диагоналите на възела са относително тесни, като ширината им е 40 % от тази на поясния елемент ( $b/b_0 = 0,4$ ). Като критерии за настъпване на крайно гранично състояние в числените модели са възприети: 1) хлътване

на пояса на възела в размер на 3 % от ширината му  $b_o$  [11] и 2) достигане на максимална еквивалентна относителна пластична деформация 5 %. Меродавната форма на разрушаване е пластифицирането от огъване на пояса на поясния елемент. Носещата способност на възела е определена и съгласно съществуващи нормативни предписания.

Носещата способност на изследвания възел, получена по формулата на EN 1993-1-8 [3] за RHS К-възли с междина на базата на действителната граница на провлачане, превишава с около 20 % експериментално получената носеща способност при хлътване на пояса  $0,03b_o$ . Това показва, че полуемпиричната формула на стандарта [3] е възможно да преувеличава носещата способност при 3-процентно хлътване на пояса на RHS К-възли с междина с относително по-тесни диагонали.

От друга страна полуемпиричната формула на руските норми [18] подценява носещата способност, като предсказва по-скоро носещата способност при началото на провлачане.

Програмата *IDEA StatiCa* подценява с около 25 – 30 % действителната носеща способност на разглеждания стоманен фермов SHS К-възел. Причината за това е в невъзможността за отчитане на благоприятното влияние на действителната геометрия на ъгловите заваръчни шевове и действителното уякчаване след провлачане на стоманата. Горното следва да се има предвид от практикуващите инженери, тъй като евентуално значително подценяване на носещата способност на тръбните възли в *IDEA StatiCa* може да доведе до заключение за промяна на конструктивното решение (включително усилване) на възела, без да има реална необходимост от това.

Отчитането на действителната геометрия на ъгловите заваръчни шевове и действителното уякчаване на стоманата след провлачане със софтуер с общо предназначение (в случая *ANSYS*) води до много точно предсказване на действителната носеща способност на изследвания SHS К-възел с междина при хлътване на пояса  $0,03b_o$ . Прецизното моделиране на възела с МКЕ води до по-реалистично предсказване на носещата му способност при хлътване на пояса в размер на 3 % от ширината му  $b_o$  в сравнение със съществуващите нормативни предписания [3, 18].

## 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. *Nybacka, J.* Comparative Study of AISC Specifications & Idea StatiCa, Degree of Program in Construction Engineering, Vaasa, 2018.
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. *Philiastides, A.* Fully overlapped rolled hollow section welded joints in trusses. PhD thesis, University of Nottingham, 1988.
7. *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, 1992.
8. *Zhao, X.-L., Wardenier, J., Packer, J. A., van der Vegte, G. J.* Current static design guidance for hollow-section joints. // Proceedings of the Institution of Civil Engineers Structures and Buildings 163, 2010.

9. *Davies, G., Poper, C. G.* Gap Joints With Tubular Members – A Yield Line Approach. // *Build. Sci.* Vol. 10, Pergamon Press, 1975.
10. *Wardenier, J.* Hollow section joints. Delft university press, 1982.
11. *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.
12. *Lu, L. H., de Winkel, G. D., Yu, Y., Wardenier, J.* Deformation limit for the ultimate strength of hollow section joints. Proceedings of the 6th. International Symposium on Tubular Structures, Melbourne, Australia, 1994.
13. *Mouty, J.* Behaviour of welded joints of square and rectangular tubular structures- a theoretical approach based on the method of yield lines. // *Int. Inst. Welding. Doc. XV-426-78*, 1978.
14. *Packer, J. A., Davies, G., Coutie, M. G.* Yield strength of gapped joints in rectangular hollow section trusses. // *Proc. Instn. Civ. Eng. Part 2*, 69, Dec., 1980.
15. *Fleischer, O.* Axial beanspruchte K-Knoten aus dünnwandigen Rechteckhohlprofilen. Dissertation, Karlsruher Institut für Technologie, 2014.
16. *Fleischer, O., Puthli, R., Ummerhofer, T., Wardenier, J.* Axially loaded K joints made of thin-walled rectangular hollow sections Tubular Structures XV, Taylor & Francis Group, London, 2015.
17. prEN 1993-1-8. Eurocode 3: Design of steel structures – Part 1-8: Design of joints, Draft, 2021.
18. SP 16.13330.2011. Steel structures.
19. Guidelines for the design of steel structures from cold formed welded hollow sections, (in Russian), 1978.
20. *Kožich, M., Jehlička, P., Kuřiková, M., Wald, F., Xiao-Ding, B., Packer, J. A., Kabeláč, J.* Strain Design Limit for Hollow Section Joints, Eurosteel – Sheffield, 2021.
21. *Dakov, D.* Steel tubular structures (in Bulgarian). Sofia, 2004.
22. *Liu, D. K., Wardenier, J.* Effect of the yield strength on the static strength of uniplanar K-joints in RHS (steel grades S460, S355 and S235). IIW Doc. XV-E-04-293, Delft University of Technology, Delft, the Netherlands, 2004.
23. *Yao, Z., Wilkinson, T.* Experimental investigation of the static capacity of grade C450 RHS K and N truss joints. Tubular structures XV, Taylor & Francis Group, London, 2015.
24. *Kisoensingh, P. S.* Secondary Bending Stresses in High-Strength Hollow Section Joints. Delft University of Technology, 2019.
25. *Xin, H., Veljkovic, M.* Evaluation of high strength steels fracture based on uniaxial stress-strain curves. // *Engineering Failure Analysis* 120, 2021.
26. *Xiao-Ding, B., Packer, J. A.* RHS-to RHS Zero-Gap K-connections. // *Journal of structural engineering*, ASCE, Vol. 148, № 6, 2022.
27. <https://www.ideastatica.com/support-center/rectangular-hollow-sections>, poseten na 12.12.2017.

28. ANSI/AISC 360-16. Specification for Structural Steel Buildings.
29. <https://www.3ds.com/products-services/simulia/products/abaqus>, poseten na 10.09.2023.
30. <https://www.ideastatica.com/support-center/general-theoretical-background>, poseten na 17.12.2023.
31. *Crockett, P.* Finite element analysis of welded tubular connections. PhD thesis, University of Nottingham, 1994.

## **A FINITE ELEMENT METHOD STUDY ON THE BEHAVIOUR OF AXIALLY LOADED STEEL TRUSS RHS AND SHS GAPPED K-JOINTS – PART 1**

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

*Keywords: steel SHS K-joints, numerical modelling*

### **ABSTRACT**

An experimentally tested steel axially loaded SHS gapped K-joint is numerically investigated using two computer programs – *ANSYS* and *IDEA StatiCa*. The load-bearing capacity of the joint obtained from the numerical simulations is compared with the results of the existing experimental study of the joint as part of a Warren truss, as well as with the load-bearing capacities obtained by existing codified formulas for manual calculation.

---

<sup>1</sup> 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](mailto:penelov_fce@uacg.bg)