

**Универзитет у Београду  
Машински факултет**

**Драги П. Стаменковић**

**Процена преосталог века  
структуралних елемената са  
иницијалним оштећењима под  
дејством спектра термомеханичких  
оптерећења**

**докторска дисертација**

**Београд, 2012.**

**UNIVERSITY OF BELGRADE  
FACULTY OF MECHANICAL ENGINEERING**

**Dragi P. Stamenković**

**THE ASSESSMENT OF RESIDUAL LIFE  
OF STRUCTURAL ELEMENTS WITH AN  
INITIAL DAMAGE UNDER THERMO-  
MECHANICAL LOADING SPECTRUM**

**Doctorial Dissertation**

**Belgrade, 2012.**

## ПОДАЦИ О МЕНТОРУ И ЧЛАНОВИМА КОМИСИЈЕ

**Ментор:** **др Слободан Ступар, редовни професор**  
Универзитет у Београду, Машински факултет

**Чланови Комисије:**

- 1. др Александар Симоновић, доцент**  
Универзитет у Београду, Машински факултет
- 2. др Стеван Максимовић, научни саветник**  
Војнотехнички институт у Београду

Датум одбране: \_\_\_\_\_ 2012.

*Гордани, Милици и Петру*

## Предговор

Овај рад је настао после вишегодишњег испитивања на Машинском факултета универзитета у Београду и Војнотехничком институту у Жаркову.

Хтео бих да се захвалим свима који су учествовали у изради ове дисертације и без чије искрене помоћи не би могла бити завршена. Прво, хтео бих да се захвалим проф. др Слободану Ступару и проф. др Стевану Максимовићу који су успели да ме уведу у ову област истраживања и пружи могућност за моја даља усавршавања. Такође, хтео бих да се захвалим проф. др Стевану Максимовићу на његовој великодушности и напору у вођењу кроз ову област истраживања и приближавање методе коначних елемената, механике лома и процене преосталог века. Хтео бих да изразим искрену захвалност ментору овог рада проф. др Слободану Ступару који је допринео да ова дисертација добије коначан облик. Уједно се захваљујем на сарадњи члану комисије доц. др Александру Симоновићу.

Београд, 05.10.2012.

Драги П. Стаменковић

## САДРЖАЈ

<b>1.</b>	<b>УВОДНА РАЗМАТРАЊА</b>	<b>1</b>
1.1	УВОД	1
1.2	ПРЕГЛЕД ДОСАДАШЊИХ ИСТРАЖИВАЊА	4
1.3	ПРЕДМЕТ И ЦИЉ ИСТРАЖИВАЊА	5
<b>2.</b>	<b>ОДРЕЂИВАЊЕ ПАРАМЕТАРА МЕХАНИКЕ ЛОМА КОД СТРУКТУРА ПОД ДЕЈСТВОМ ТЕРМИЧКОГ ОПТЕРЕЂЕЊА</b>	<b>8</b>
2.1	ТЕРМИЧКИ НАПОНИ	8
2.2	ОДРЕЂИВАЊЕ ФАКТОРА ИНТЕЗИТЕТА НАПОНА НА ОСНОВУ РЕЗУЛТАТА ДОБИЈЕНИХ МЕТОДОМ КОНАЧНИХ ЕЛЕМЕНАТА	9
2.3	НУМЕРИЧКИ ПРИМЕРИ	12
2.3.1	ПОЉЕ ОПЛАТЕ ИЗЛОЖЕНЕ ТЕРМИЧКИМ ОПТЕРЕЂЕЊИМА	12
2.3.2	ОДРЕЂИВАЊЕ ФАКТОРА ИНТЕЗИТЕТА НАПОНА НА МЕСТУ СПОЈА ДВА СТРУКТУРАЛНА ЕЛЕМЕНТА СА РАЗЛИЧИТИМ ТЕРМОМЕХАНИЧКИМ КАРАКТЕРИСТИКАМА МАТЕРИЈАЛА	17
2.4	ЗАКЉУЧАК	23
<b>3.</b>	<b>АНАЛИЗА ЧВРСТОЋЕ РОТОРА ТУРБИНЕ СА АСПЕКТА МЕХАНИКЕ ЛОМА</b>	<b>24</b>
3.1	АНАЛИЗА ЧВРСТОЋЕ СА АСПЕКТА МЕХАНИКЕ ЛОМА	24
3.2	ПРИМЕНА МКЕ ЗА АНАЛИЗУ НАПОНСКОГ СТАЊА И ФАКТОРА ИНТЕЗИТЕТА НАПОНА	26
3.3	НУМЕРИЧКА АНАЛИЗА РОТОРА ТУРБИНЕ	27
3.4	ЗАКЉУЧАК	32
<b>4.</b>	<b>ОДРЕЂИВАЊЕ ПАРАМЕТАРА МЕХАНИКЕ ЛОМА КОД СТРУКТУРА СА ПОВРШИНСКОМ НАПРСЛИНОМ</b>	<b>33</b>
4.1	ПОВРШИНСКА НАПРСЛИНА	35
4.2	ОДРЕЂИВАЊЕ ФАКТОРА ИНТЕЗИТЕТА НАПОНА КОД ПОВРШИНСКИХ НАПРСЛИНА ЗА МОД I	38
4.3	ОДРЕЂИВАЊЕ ФАКТОРА ИНТЕЗИТЕТА НАПОНА КОД ПОВРШИНСКИХ НАПРСЛИНА ПОД ДЕЈСТВОМ ТЕРМОМЕХАНИЧКОГ ОПТЕРЕЂЕЊА	44
4.3.1	МЕХАНИЧКО ОПТЕРЕЂЕЊЕ НА ЗАТЕЗАЊЕ	44
4.3.2	ТЕРМИЧКО ОПТЕРЕЂЕЊЕ	48
4.4	ЗАКЉУЧАК	52
<b>5.</b>	<b>НУМЕРИЧКЕ МЕТОДЕ И СИМУЛАЦИЈЕ ПРОЦЕСА ЗАВАРИВАЊА ЕЛЕМЕНАТА КОНСТРУКЦИЈА</b>	<b>53</b>

<b>5.1</b>	<b>ТЕОРЕТСКЕ ПОСТАВКЕ</b>	<b>54</b>
<b>5.1.1</b>	<b>ТЕРМИЧКИ МОДЕЛ</b>	<b>54</b>
<b>5.1.2</b>	<b>МЕХАНИЧКИ МОДЕЛ</b>	<b>55</b>
<b>5.2</b>	<b>СУЧЕОНО ЗАВАРЕНЕ ПЛОЧЕ – 3Д ЕЛЕМЕНТИ</b>	<b>57</b>
<b>5.3</b>	<b>ЗАКЉУЧАК</b>	<b>62</b>
<b>5.4</b>	<b>СУЧЕОНО ЗАВАРЕНЕ ПЛОЧЕ – 3Д ЕЛЕМЕНТИ И ЕЛЕМЕНТИ ТИПА ЉУСКИ</b>	<b>62</b>
<b>5.5</b>	<b>МОДЕЛ 3Д ЕЛЕМЕНТИ И ЉУСКЕ</b>	<b>64</b>
<b>5.6</b>	<b>ПУН 3Д МОДЕЛ</b>	<b>66</b>
<b>5.7</b>	<b>ЗАКЉУЧАК</b>	<b>68</b>
<b>5.8</b>	<b>СУЧЕОНО ЗАВАРЕНЕ ЦЕВИ</b>	<b>70</b>
<b>5.9</b>	<b>РЕЗУЛТАТИ</b>	<b>72</b>
<b>5.10</b>	<b>ЗАКЉУЧАК</b>	<b>73</b>
<b>6.</b>	<b>ОДРЕЂИВАЊЕ БРЗИНЕ ШИРЕЊА НАПРСЛИНЕ НА ЗАМОР ПОД ДЕЈСТВОМ ЗАОСТАЛИХ НАПОНА УСЛЕД ПРОЦЕСА ЗАВАРИВАЊА</b>	<b>75</b>
<b>6.1</b>	<b>ПОРЕЂЕЊЕ ЕКСПЕРИМЕНТАЛНИХ И НУМЕРИЧКИХ ВРЕДНОСТИ ЗАОСТАЛИХ НАПОНА</b>	<b>77</b>
<b>6.2</b>	<b>АНАЛИЗА ШИРЕЊА НАПРСЛИНЕ КОД СУЧЕОНО ЗАВАРЕНИХ СПОЈЕВА ПРИМЕНОМ МЕТОДЕ КОНАЧНИХ ЕЛЕМЕНАТА</b>	<b>84</b>
<b>6.3</b>	<b>УТИЦАЈ ПОЉА ЗАОСТАЛИХ НАПОНА НА БРЗИНУ ШИРЕЊА НАПРСЛИНЕ</b>	<b>84</b>
<b>6.4</b>	<b>ОДРЕЂИВАЊЕ БРЗИНЕ ШИРЕЊА НАПРСЛИНЕ У СУЧЕОНО ЗАВАРЕНИМ СПОЈЕВИМА ПОД ДЕЈСТВОМ ОПТЕРЕЂЕЊА ЗА МОД I</b>	<b>86</b>
<b>6.5</b>	<b>ПРОЦЕНА ВЕКА ЗАВАРЕНИХ КОНСТРУКЦИЈА</b>	<b>90</b>
<b>6.6</b>	<b>НУМЕРИЧКА ВЕРИФИКАЦИЈА</b>	<b>91</b>
<b>6.7</b>	<b>ЗАКЉУЧАК</b>	<b>93</b>
<b>7.</b>	<b>ЗАКЉУЧАК</b>	<b>94</b>
<b>7.1</b>	<b>РЕЗУЛТАТИ ИСТРАЖИВАЊА</b>	<b>94</b>
<b>7.2</b>	<b>ДОПРИНОС НАУЧНОЈ МИСЛИ И ИНЖЕЊЕРСКОЈ ПРАКСИ</b>	<b>96</b>
	<b>ЛИТЕРАТУРА</b>	<b>100</b>
	<b>БИОГРАФИЈА</b>	<b>108</b>

## **Процена преосталог века код структуралних елемената са иницијалним оштећењима под дејством спектра термомеханичких оптерећења**

### **РЕЗИМЕ**

Предмет истраживања у докторској дисертацији је процена преосталог века структура са иницијалним оштећењима под дејством спектра термомеханичких оптерећења. Прво су проучаване структуре са иницијалним оштећењима само под дејством термичког оптерећења, и за задате граничне услове одређивани су параметри механике лома. За поуздану процедуру одређивања параметара механике лома где се превасходно мисли на фактор интезитета напона коришћене су нумеричке методе и теоретске поставке линеарно еластичне механике лома.

Структуре које су проучаване се углавном односе на делове ваздухоплова који су од виталног значаја за њихов исправан и поуздан рад. Анализирани су делови поља оплате са геометријским дисконтинуетима и иницијалним оштећењима под дејством термичког оптерећења. Такође су анализирани делови погонских група код ваздухоплова. Посебно је проучаван део лопатица код млазних мотора којима је на самом крају нанет слој термичке заштите због високих радних температура. Детаљна анализа структуре у граничном слоју између основног слоја лопатице и термичке заштите, када долази до појаве напрслина може имати значаја у самој фази пројектовања као и у току експлоатације погонских група код ваздухоплова. Још једном делу структуре погонских група код ваздухоплова посвећена је посебна пажња у анализи са аспекта механике лома у оквиру докторске дисертације. Делови везе диска ротора и корена лопатице турбине представљају најоптерећеније делове структуре.

У даљим истраживањима у оквиру докторске дисертације, детаљно је анализиран структурални елемент са површинском напрслином изложен механичким и термичким оптерећењима. За рачуниту геометрију површинске напрслине и различите нивое механичког оптерећења и температурних градијената, израчунате су вредности фактора интезитета напона. Одређивање функционалне зависност фактора интезитета напона у односу на положај врха напрслине за различите геометрије облика напрслине, представља значајна сазнања о понашању таквих структура са аспекта механике лома.

Такође, код ваздухопловних конструкција сусрећемо се са деловима структура који су спојени заваривањем. Као последица процеса заваривања јављају се заостали напони који могу неповољно утицати на понашање структуре под дејством динамичког оптерећења и стога је у оквиру докторске дисертације посвећена посебна пажња одређивању заосталих напона применом методе коначних елемената. Прецизно одређена расподела заосталих напона као и њихов интезитет могу значајно смањити преостали век структуре са аспекта замора материјала.

**Кључне речи:** термо-механичка оптерећења, напрслина, фактор интезитета напона, метода коначних елемената, преостали век

**Научна област:** Машинство

**Ужа научна област:** Ваздухопловство

**УДК:** 629.7.02:620.172/.178:519.6(043.3)



# **The assessment of residual life of structural elements with an initial damage under thermo-mechanical loading spectrum**

## **ABSTRACT**

The subject of doctoral dissertation is research into the residual life of structures with initial damages under the influence of the spectrum of thermo-mechanical loads. First, the structures with initial damages under the influence of thermal load only were studied, and for given boundary conditions the parameters of fracture mechanics were determined. For a reliable procedure of determining fracture mechanics parameters, which primarily refers to the stress intensity factor, numerical methods and theoretical approaches of linear elastic fracture mechanics were used.

The structures that were studied are mainly related to aircraft parts that are vital for their proper and safe operation. The parts of the plate with geometric discontinuities and initial damages under the influence of thermal load were analyzed. The components of power engine of aircraft were also analyzed. In particular, a part of the blades in jet engines was researched, at the end of which the layer of thermal protection was applied due to high operating temperatures. The detailed analysis of structures in the boundary layer between the basic blade and thermal protection when cracks appear can be very important in the design phase and during the operation of aircraft power engines. In this doctoral dissertation special attention was devoted to one more part of the power engine structure of aircraft, in the analysis in terms of fracture mechanics. The parts of the connection between the turbine rotor and the turbine blade root are the most overload parts of the structure

In the further research in this doctoral dissertation, structural element with a surface crack subjected to mechanical and thermal loads was analyzed. For various geometry of surface crack and different levels of mechanical loads and temperature gradients, the values of stress intensity factor were calculated. Determination of the functional dependence of the stress intensity factors in relation to the position of crack tip for different types of crack geometry represents significant knowledge about the behavior of such structures in terms of fracture mechanics.

Also, the aircraft constructions encounter with parts of structures that are connected by welding. As the result of welding processes, the residual stresses that can adversely affect the behavior of structure under dynamic loading occur, and therefore, in this doctoral dissertation special attention is devoted to the determination of residual stresses using finite element method. Precisely determined distribution of residual stresses, as well as their intensity can significantly reduce the residual life of structures from the aspects of fatigue life of material.

**Key words:** thermo-mechanical loads, crack, stress intensity factors, finite element method, residual life

**Scientific discipline:** Mechanical engineering

**Scientific subdiscipline:** Aircraft Engineering

**UDK:** 629.7.02:620.172/.178:519.6(043.3)

## НОМЕНКЛАТУРА:

$J$	- J-интеграл
$J_C$	- критична вредност J- интеграла
$J^*$	- модификовани J-интеграл
$K_I$	- фактор интезитета напона мод I
$K_{II}$	- фактор интезитета напона мод II
$K_{III}$	- фактор интезитета напона мод III
$K_{JC}$	- ломна жилавост материјала
$(K_I)_M$	- фактор интезитета напона од механичког оптерећења
$(K_I)_T$	- фактор интезитета напона од термичког оптерећења
$K_{IN}$	- нормализована вредност фактора интезитета напона
$K_{eff}$	- ефективан фактор интезитета напона
$K_{meh}$	- фактор интезитета напона услед механичког оптерећења
$K_{rez}$	- Фактор интезитета напона услед заосталих напона
$G$	- количина ослобођене енергије
$W$	- густина енергије деформације
$W^*$	- модификована густина енергије деформације
$\Gamma$	- контура око врха напрслине
$\sigma_{ij}$	- тензор напона
$\varepsilon_{ii}$	- тензор деформација
$x_1$	- координата у “ x “ правцу
$x_2$	- координата у “ y “ правцу
$x_3$	- координата у “ z “ правцу
$u_i$	- померања у “ x “ правцу
$n_j$	- вектор нормале на контури око врха напрслине
$A_O$	- површина коју ограничава било која контура око врха напрслине
$dS$	- диференцијал контуре око врха напрслине
$dA$	- диференцијал површине између контуре и врха напрслине
$E$	- Young-ов модуо еластичности
$\nu$	- Poisson-ов коефицијент
$\alpha$	- коефицијент термичког ширења
$k$	- коефицијент провођења топлоте
$k_x$	- коефицијент провођења топлоте у “ x “ правцу
$k_y$	- коефицијент провођења топлоте у “ y “ правцу
$k_z$	- коефицијент провођења топлоте у “ z “ правцу
$\theta$	- температура
$\mu$	- Lame-ова константа
$\lambda$	- Lame-ова константа
$a$	- дужина напрслине
$a_0$	- почетна дужина напрслине
$a_C$	- критична дужина напрслине
$c$	- дужина површинске полуептичне напрслине
$n$	- брзина ротације
$\zeta$	- контура дуж врха напрслине
$b$	- ширина плоче
$h$	- дужина плоче

$t$	- дебљина плоче
$S_t$	- оптерећење на затезање
$S_b$	- оптерећење на савијање
$N$	- број циклуса
$C$	- константа материјала
$m$	- константа материјала
$Q$	- фактор облика
$\phi$	- угаони положај врха напрслине у односу на слободну површину
$\psi$	- угао између фронта напрслине и слободне површине
$r$	- растојање места иза врха напрслине и нормално на врх напрслине
$C$	- специфична топлота
$Q$	- генерисана топлота
$\rho$	- густина
$T$	- тренутна температура
$t$	- време
$N_x$	- скаларни производ вектора нормале на контури у “ $x$ ” правцу
$N_y$	- скаларни производ вектора нормале на контури у “ $y$ ” правцу
$N_z$	- скаларни производ вектора нормале на контури у “ $z$ ” правцу
$h_c$	- коефицијент преношења топлоте
$h_r$	- коефицијент радијације на спољњој површини тела
$q_s$	- топлотни флукс на контури
$T_r$	- температура тела које је извор радијације
$\sigma$	- Steffan-Boltzman константа
$F$	- фактор конфигурације околине
$q$	- количина унете топлоте у процесу заваривања
$\eta$	- ефикасност процеса заваривања
$U$	- напон струје
$I$	- јачина струје
$V_H$	- запремина коначног елемента у тренутку заваривања
$v$	- брзина заваривања
$[D^e]$	- матрица крутости материјала у области еластичних деформација матрица
$[D^p]$	- матрица крутости материјала у области пластичних деформација
$[C^{th}]$	- термичка матрица крутости
$d\varepsilon$	- прираштај деформација
$dT$	- температурни инкремент
$E_{ff}$	- ефикасност уноса топлоте у току процеса заваривања
$\beta$	- централни угао
$\sigma_f$	- коефицијент заморне чврстоће
$N_f$	- број циклуса до иницијалне напрслине
$b$	- експонент заморне чврстоће
$\varepsilon_f$	- коефицијент заморне дуктилности
$c$	- експонент заморне дуктилности

# 1. УВОДНА РАЗМАТРАЊА

## 1.1 УВОД

Процена преосталог века има веома важну улогу у процесу пројектовања као и у току експлатације структуралних елемената. У процени преосталог века важну улогу могу имати локални параметри оптерећења и геометрија елемената. Такође, локално поље напона и деформација може имати веома важну улогу у процени преосталог века. До појаве лома елемената разликујемо раличите фазе почев од појаве напрлина, ширења напрлине и на крају лома структура. Стога ове чињенице морамо узети у обзир како бисмо правилно проценили преостали век структура. У пракси се често сусрећемо са завареним конструкцијама које представљају један од најчешћих облика спајања два и више елемената. С обзиром на то да је процес заваривања сам по себи веома комплексан и укључује механичке, термичке и металуршке феномене, коначне карактеристике материјала у завареном споју се разликују од основног материјала. Ове чињенице су битне приликом прављења модела коначних елемената као и процене преосталог века структура.

Циљ докторске дисертације је да истражи утицај главних параметара на процену преосталог века струкутра које су изложене дејсвту термомеханичких оптерећења. Такође, у оквиру докторске дисертације посвећена је посебна пажња изради адекватног модела коначних елемената како би се правилно проценио преостали век заварених конструкција [1].

У поглављу 2. изнете су основне теоретске поставке параметара механике лома структура које су изложене термомеханичком оптерећењу. Представљени су основни извори појаве термичких напона као и њихов утицај на понашање структура са иницијалним оштећењима (напрлине). Описан је модификован  $J^*$ -интеграл и његов значај у нелинерној механици лома. Увођењем модификованог  $J$ -интеграла сачувана је независност интеграла од путање око врха напрлине. Као пример, анализирано је поље оплате са иницијалном напрслином под дејством термичког оптерећења. Посматрано је поље оплате са различитим пречницима отвора. Након спроведене анализе методом коначних елемената одређене су вредности фактора интезитета у зависности од пречника отвора. Дата је анализа утицаја величине отвора на вредност фактора интезитета напона при истом

термичком оптерећењем. Такође је анализирана нехомогена структура са различитим термомеханичким карактеристикама материјала. Као пример узет је сегмент структуре лопатице турбине. Претпостављено је постојање напрслине које се налази на споју два материјала. За дате термомеханичке карактеристике материјала спроведена је анализа и одређена вредност фактора интезитета напона. Вредност фактора интезитета напона која је добијена у анализи поређена је са вредностима које су добили други аутори у својим радовима.

У даљим анализама посматрани су делови турбина са аспекта механике лома (поглавље 3.). Обзиром да су делови турбина изложени термичким и механичким оптерећењима, оштећења у виду напрстина јављају се на најоптерећенијим местима као на пример на веза ротора турбине и лопатице. Значајан је утицај центрифугалних сила као последица окретања лопатица великом брзином. Такође, у анализама је узето да карактеристике материјала зависе од температуре. Циљ истраживања је да се прикаже коректна процедура за одређивање параметара механике лома тј. фактор интезитета напона. Након спроведених анализа добијени су аналитички изрази за одређивање фактора интезитета напона у функцији дужине напрслине и различитог нивоа оптерећења. Спроведена истраживања нам омогућавају да добијемо високе перформансе турбина. Уједно је могуће успоставити процедуре за одржавање и набавку резервних делова и тиме продужити радни век турбина.

Такође, у оквиру докторске дисертације у поглављу 4., анализирана је процена преосталог века код посуда под притиском и цевима. Појаве напрстина код поменутих елемената могу бити последица грешака у току процеса производње, замора или корозије у току експлоатације. За адекватну анализу коришћени су већ постојећи стандарди ASME XI и BSI PD6493. Као пример, у нашим анализама коришћена је равна плоча са површинском напрслином за различите геометрије напрслине и плоче и нивое термичког и механичког оптерећења. Добијене вредности фактора интезитета напона приказане су у нормализованој форми. Спроведена истраживања нам омогућавају да правилно утврдимо комплексно понашање структура са површинским напрслинама.

У даљим истраживањима у оквиру докторске дисертације детаљно је приказан поступак одређивања заосталих напона код сучеоно заварених структура

применом методе коначних елемената. У поглављу 5. описан је поступак израчунавања заосталих напона код модела две сучеоно заварене плоче и две сучеоно заварене цеви. Такође, у изради модела коначних елемената код сучеоно заварених плоча коришћени су 3Д елементи и комбинација 3Д елемената и љуски. Како би се адекватно симулирао процес заваривања тј. унос топлоте, кретање врха електроде и стварање депозита након процеса заваривања, коришћена је техника активације и деактивације коначних елемената (birth and dead). Резултати добијени у анализи методом коначних елемената и резултати добијени мерењем након спроведеног експеримента заваривања показују доста добра слагања. Такође, за исту геометрију плоча спроведена је анализа процеса заваривања код модела само са 3Д елементима и комбинација 3Д елемената и љуски. Вредности и расподела заосталих напона случаја дала је приближне вредности и расподелу заосталих напона у оба случаја. С обзиром да се у пракси често користе као делови конструкција сучеоно заварене плоче, приказан је поступак одређивања заосталих напона. Коришћена су два приступа у анализи тј. први случај када термомеханичке карактеристике материјала зависе од температуре и други случај када су оне константне осим напона на граници течења. Вредности заосталих напона које смо добили у анализи разликују се по величини и природи расподеле само у корену завареног споја.

У поглављу 6. анализиран је утицај заосталих напона код заварених конструкција на отпорност материјала на замор под дејством цикличних оптерећења. Представљена је процедура моделирања две сучеоно заварене плоче са централном напрслином. У анализи је узето да су термомеханичке карактеристике у функцији температуре и да се материјал понаша линеарно еластично идеално пластично. Вредности заосталих напона које су добијене експериментом и методом коначних елемената су приближне као и њихова расподела. Након спроведе анализе процеса заваривања две сучеоно заварене плоче, направљен је субмодел са централном напрслином и спроведена анализа како би се одредили фактори интензитета напона услед механичког оптерећења и заосталих напона услед процеса заваривања. Истраживања су показала да присуство заосталих напона код заварених структура знатно смањује преостали

век на замор. Успостављена је прорачунска процедура за процену века заварених спојева до појаве иницијалних оштећења

## **1.2 ПРЕГЛЕД ДОСАДАШЊИХ ИСТРАЖИВАЊА**

Значајна истраживања у претходном периоду су била усмерена на анализе чврстоће и процене века конструкција како у домену ваздухопловних конструкција тако и у другим гранама индустрије [1-3]. Увођење нумеричких метода у структуралну анализу конструкција а посебно сингуларних коначних елемената [3-6] омогућило је решавање различитих проблема са аспекта механике лома укључивши и анализе везивања код вишеслојних конструкција са ортотропним карактеристикама слојева [7-13]. Као основни параметар за анализе чврстоће конструкција са аспекта механике лома представља Фактор Интензитета Напона (ФИН) па је његово прецизно одређивање од виталног значаја за процену преосталог века конструкција [14-19]. Када се ради о елементима конструкција са иницијалним оштећењима у виду напрслина а под дејством термомеханичких оптерећења тада се јављају два независна утицаја а тиме практично и два фактора интензитета напона као последице механичког и термичког оптерећења [20-23]. Код сложених конструкција, односно 3-Д структуралних елемената иницијална оштећења су по правилу у облику површинских напрслина. За једноставније структуралне елементе, граничне услове и оптерећења развијени су и аналитички изрази за ФИН. То су најчешће структурални елементи у виду равне плоче/љуске са иницијалном површинском напрслином полу-елиптичног или другог једноставнијег облика оптерећени на затезање или савијање [24-36]. За овакве структуралне елементе са површинским прслинама различитих облика и аналитичким изразима за ФИН могу се једноставно укључити у постојеће софтверске пакете за процене преосталог века [37-39]. Други аспект термомеханичких проблема садржан је у процесу заваривања. Када се ради о завареним конструкцијама треба истаћи да то представља један од сложенијих проблема како за описивање процеса провођења топлоте тако и за његову нумеричку симулацију [40-47]. Један од примарних захтева код заварених спојева представља одређивање заосталих напона који се јављају код елемената конструкција који се заварују [48-53]. Управо један од битних елемената

истраживања је везан нумеричко одређивање заосталих напона у елементима заварених конструкција. Нумеричке методе за одређивање заосталих напона у елементима заварених конструкција су дате у референцама [54-64]. Сучеоно заварене плоче су чест случај у инжењерској пракси па је овој проблематици посвећена посебна пажња одређивању расподеле температурског поља за време кретања електроде (додатни материјал) тако и заосталих напона како са аспекта нумеричких симулација тако и са аспекта експерименталне верификације [65-72]. За познате параметре механике лома код заварених спојева може се извршити и процена преосталог века до ефективног лома. Процедуре за процене преосталог века заварених конструкција у присуству оштећења су дате у референцама [73-79]. Као што је напред поменуто при процени века елемената заварених конструкција битно је тачно одређивање ФИН који је садржан у различитим законима ширења напрслине. За ту сврху се поред конвенционалних и сингуларних коначних елемената користе и различити поступци попут Ј-интеграла за њихово одређивање. Више детаља о овим методама и поступцима укључивши и одређивање заосталих напона у завареним спојевима дато је у референцама [80-91].

### **1.3 ПРЕДМЕТ И ЦИЉ ИСТРАЖИВАЊА**

Предмет докторске дисертације је проучавање постојећих и успостављање одговарајућих целовитих прорачунских процедура за процену преосталог века појединих структуралних елемената ваздухоплова изложених термомеханичким оптерећењима код којих су напрслине настале током експлоатације уз посебан осврт на структуралне елементе са уведеним иницијалним оштећењима у критичним позицијама са аспекта замора и механике лома.

Циљ истраживања је успостављање поузданог и ефикасног нумеричког приступа за прорачунске анализе чврстоће, елемената конструкција ваздухоплова са иницијалним оштећењима у виду напрслина, под дејством термомеханичких оптерећења промењивог карактера. Са друге стране, практични циљеви рада су:

- Нумерички приступ моделовања и одређивања параметара механике лома под дејством спектра термомеханичких оптерећења,
- Успостављање адекватне нумеричке процедуре за одређивање параметара



механике лома код структуралних елемената ваздухоплова са различитим геометријским дисконтинуитетима и иницијалним напрслинама у зонама концентрације напона под дејством спектра термомеханичких оптерећења,

- Одређивањем фактора интензитета напона (ФИН) као основног параметра механике лома за различите инкременте дужина напрслине од иницијалне до критичне дужине (када се јавља лом) омогућила би се процена преосталог века елемената конструкција под дејством термомеханичких оптерећења.

Основне хипотезе од којих се пошло у истраживању у оквиру докторске дисертације су:

- Понашање материјала структуралних елемената је еластично/еласто-пластично,
- Материјал је изотропан,
- Зоне у структуралним елементима са највећим фактором концентрације напона су зоне потенцијалних оштећења у којима се претпостављају иницијалне напрслине,
- Оптерећења су детерминистичка,
- Структурални елементи турбина код авионских мотора, нападне ивице крила код суперсоничних авиона и елементи хиперсоничних летелица су изложени механичким и термичким оптерећењима,
- Иницијална оштећења у критичним зонама одговарајућих структуралних елемената су претпостављена у виду одговарајућих напрслина,
- Критичне зоне структуралних елемената са аспекта механике лома су дефинисана места концентрације напона под дејством одговарајућих термомеханичких оптерећења,
- При одређивању параметара механике лома у структуралним елементима са иницијалним оштећењима и под дејством термомеханичких оптерећења утицај ефеката пузања материјала је занемарен,
- Као критеријум лома структуралних елемената са иницијалним оштећењима у виду напрслина је узет фактор интензитета напона када, за одређену величину напрслине, достигне своју критичну вредност.

Основне методе које су примењене у изради докторске дисертације су:

- Аналитичко/емпиријске методе за одређивање параметара механике лома
- Нумеричке методе, засноване на напредним техникама методе коначних елемената, за моделовање оштећења у виду напрлина под дејством термомеханичких оптерећења,
- Експерименталне методе за одређивање критичних параметара механике лома под дејством термомеханичких оптерећења,
- Методе секвенцијалне спрегнуте термомеханичке анализе која узима у обзир функционалну зависност термомеханичких карактеристика материјала и пластичност материјала од температуре,
- Експериментално мерење заосталих напона након дејства термомеханичких оптерећења и поређење са резултатима добијених методом коначних елемената.

## **2. ОДРЕЂИВАЊЕ ПАРАМЕТАРА МЕХАНИКЕ ЛОМА КОД СТРУКТУРА ПОД ДЕЈСТВОМ ТЕРМИЧКОГ ОПТЕРЕЋЕЊА**

Постојање напрслина и дефеката у многим структурама и компонентама могу довести до катастрофалних последица. Стога је у области инжењерства установљена посебна област, механика лома, како би се боље разумела проблематика настајања и ширења напрслина.

Природа ширења напрслина један је од главних проблема у различитим гранама индустрије. Индустрија ваздухопловства, гасне турбине, посуде под притиском и цевоводи су примери где ширење напрслине може довести до катастрофалних последица и губитка људских живота.

Механика лома управо проучава законе по којима се напрслина и остали дефекти у структурама шире под дејством датог оптерећења. То наравно захтева поређење аналитичких израза за ширење напрслине и лома са експерименталним резултатима. Аналитички изрази који описују ширење напрслине се састоје у одређивању параметара механике лома као што је фактор интензитета напона, који се користи за одређивање брзине ширења напрслине. Концепт механике лома у области линеарних деформација, који се заснива на ломној жилавости материјала за раванско стање деформација,  $K_{IC}$ , већ се користи у инжењерској пракси. Употреба J-интеграла и његове критичне вредности  $J_C$ , као критеријум лома је такође развијен за област еласто-пластичних и пластичних деформација [2,5].

Механичко оптерећење није једино оптерећење које се посматра у процесу пројектовања структура и компоненти. Такође, спољашњи утицаји као што је температура или интензивна изложеност радијацији могу довести до бржег лома материјала.

### **2.1 ТЕРМИЧКИ НАПОНИ**

Иако су термички напони присутни одавно у пракси, тек почетком тридесетих година прошлог века постају предмет детаљнијих истраживања. Данас многе структуре са високим перформансама и прецизни инструменти омогућавају нам да утицај термичких напона посматрамо као један од битних фактора у пројектовању структура. Утицај температуре на структуру можемо груписати у три главне категорије:

1. Промена механичких карактеристика материјала (модуо еластичности, ломна живавост и напон на граници течења),
2. Феномен пузања, као и време до кога структура може да издржи оптерећење,
3. Појава напона услед температурних промена.

Утицај повишених температура у процесу експлатације код погонских агрегата, пећи, као и у постројењима хемијске индустрије могу довести до бројних нежељених проблема. Те проблеме, укључујући и интеракцију пузање – замор, замор услед термичких оптерећења и ширење напрслине услед пузања можемо означити као предмет аналитичких и експерименталних истраживања.

Следећа проблематика је утицај термичких напона на процес ширења напрслина. У току процеса рада гасних турбина, термички напони могу бити високи или чак већи и од напона услед центрифугалних сила. Лоши услови као и истовремено дејство термичких, центрифугалних и напона на савијање на повишеним температурама могу довести до појаве локалне концентрације напона која за последицу има лом лопатике турбине и ротора диска. Тада утицај термичких напона не можемо занемарити.

## **2.2 ОДРЕЂИВАЊЕ ФАКТОРА ИНТЕНЗИТЕТА НАПОНА НА ОСНОВУ РЕЗУЛТАТА ДОБИЈЕНИХ МЕТОДОМ КОНАЧНИХ ЕЛЕМЕНАТА**

У механици лома, у области линеарно-еластичних деформација, напони, деформације и поље померања у врху напрслине одређују се на основу фактора интензитета напона. Такође, основ за коришћење методе коначних елемената у области линеарно еластичне механике лома је прецизно одређивање фактора интензитета напона на основу резултата добијених у анализи коначним елементима. Велики број различитих техника за добијање фактора интензитета напона постоји у литератури. У оквиру овог поглавља коришћен је J-интеграл приступ.

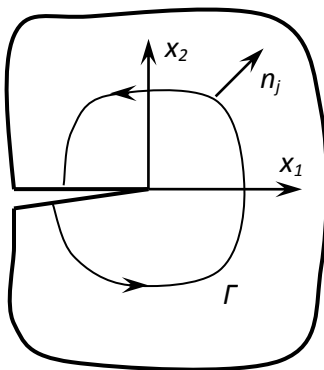
J-интеграл је познат параметар у нелинераној механици лома. Под претпоставком да се материјал понаша линеарно еластично, J-интеграл можемо посматрати као еквивалент количине ослобођене енергије,  $G$ . У основној формулацији, он повезује количину ослобођене енергије у дводимензионалном

телу у линијски интеграл. Користећи локални координатни систем, чији је почетак у врху напрслине, апсиса је тангентна на лице напрслине а ордината нормална на лице напрслине, J-интеграл је дефинисан следећим изразом:

$$J = \int_{\Gamma} \left( W dx_2 - \sigma_{ij} \frac{\partial u_i}{\partial x_1} n_j dS \right) \quad (2.1)$$

где је  $W$  густина енергије деформације,  $\Gamma$  произвољна контура која је узета око врха напрслине и која почиње на доњој ивици напрслине и у супротном смеру казаљки на сату завршава се на горњој ивици напрслине (видети сл. 2.1).

Међутим, J-интеграл је ограничен само на дводимензионална тела са спољашњим оптерећењем. J-интеграл је зависан од контуре за случајеве када су присутни заостали напони, напони услед инерцијалних и термичких оптерећења као и оптерећења дуж лица напрслине. Стога, J-интеграл не можемо користити за тродимензионалне структуре, нехомогене материјале у правцу ширења напрслине [6].



Сл.2.1 Илустрација карактеристичне затворене контуре око врха напрслине

У многим случајевима, фактор интензитета напона морамо одредити за структуре под дејством термичког оптерећења. Фактор интензитета напона за случај комбинованог механичког и техничког оптерећења дат је следећим изразом:

$$K_I = (K_I)_M + (K_I)_T \quad (2.2)$$

где су  $(K_I)_M$  и  $(K_I)_T$  фактори интензитета напона услед механичког и термичког оптерећења. J-интеграл који је познат као и Rice-ов интеграл, једначина (2.1) и један је од најбољих метода за анализу структура са оштећењима. Стога је J-интеграл модификован за случајеве који укључују еластопластичност или термичке напоне, задржавајући независноост од путање [9,12].

Blackburn [18] је предложио следећу форму J\*-интеграла за случај тродимензионалних проблема:

$$J^* = \lim_{r \rightarrow 0} \int_r \left( \frac{1}{2} \sigma_{ij} \frac{\partial u_i}{\partial x_j} dx_2 - \sigma_{ij} \frac{\partial u_i}{\partial x_1} n_j dS \right) \quad (2.3)$$

Интеграл (2.3) може бити трансформисан применом Green-ове теореме у следећу форму:

$$J^* = \int_{\Gamma} \left( W dx_2 - \sigma_{ij} \frac{\partial u_i}{\partial x_1} n_j dS \right) + \lim_{r \rightarrow 0} \int_{A_0} \left( W \frac{\partial u_i}{\partial x_1} - \frac{1}{2} \frac{\partial \sigma_{ij}}{\partial x_1} \frac{\partial u_i}{\partial x_1} - \frac{\partial}{\partial x_3} \left| \sigma_{i3} \frac{\partial u_i}{\partial x_1} \right| \right) dA \quad (2.4)$$

где је  $A_0$  површина коју ограничава било која контура око врха напрслине. Wilson и Ainsworth су предложили J-интеграл за дводимензионално поље еластичних материјала под термичким оптерећењем, који је представљен у једноставној форми:

$$J^* = \int_{\Gamma} \left( W^* dx_2 - \sigma_{ij} \frac{\partial u_i}{\partial x_1} n_j dS \right) + \frac{E\alpha}{1-2\nu} \int \varepsilon_{ii} \frac{\partial \theta}{\partial x_1} dA \quad (2.5)$$

$$W^* = W - \frac{E\alpha\theta}{2(1-2\nu)} \varepsilon_{ii} \quad (2.6)$$

$$\sigma_{ij} = \lambda \varepsilon_{ii} \delta_{ij} + 2\mu \varepsilon_{ij} - \frac{E\alpha}{1-2\nu} \theta \delta_{ij} \quad (2.7)$$

$$W = \frac{1}{2} \sigma_{ij} \varepsilon_{ij} \quad (2.8)$$

где су  $\mu$  и  $\lambda$  Ламе-ове константе,  $\theta$  температура и  $\alpha$  коефицијент термичког ширења. У физичком смислу, J-интеграл представља количину ослобођене енергије. За случај материјала који се понашају линеарно еластично под дејством

термичких оптерећења, израчунавање модификованог J-интеграла дато је следећим изразом:

$$J^* = (1 - \nu^2) K_I^2 / E \quad (2.9)$$

Примена метода коначних елемената заједно са модификованим J\*-интеграл приступом у термо еластичној механици лома, укључујући понашање структура са напрслинама, детаљно је приказано у референцама [16,17].

## 2.3 НУМЕРИЧКИ ПРИМЕРИ

У циљу верификације нумеричких модела како за провођење топлоте, расподеле температуре као и за одређивање фактора интензитета напона укључени су и одговарајући нумерички примери. За ту сврху су коришћени 2-Д структурални елементи са иницијалним оштећењима у виду напрслина.

### 2.3.1 ПОЉЕ ОПЛАТЕ ИЗЛОЖЕНЕ ТЕРМИЧКИМ ОПТЕРЕЋЕЊИМА

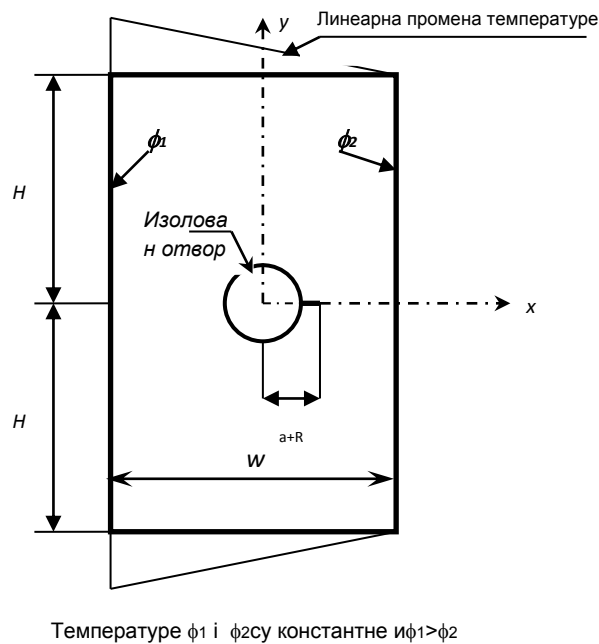
У овом примеру анализиран је утицај величине отвора у пољу оплате са напрслином и температурни градијент који има правац простирања дуж ширине оплате. Такође су анализирани и утицаји величине отвора на вредности фактора интензитета под дејством термичког оптерећења. Геометрија узорка (легура алуминијума) који смо користили у анализи приказана је на слици 2.2, док су термомеханичке карактеристике материјала приказане у табели 2.1.

Табела 2.1.

Материјал	Young-ов модул (GPa)	Poisson-ов коэффициент	Коефицијент термичког ширења (10 <sup>-5</sup> /°C)	Коефицијент провођења топлоте (W/m°C)
Алуминијум	68,9	0,33	2,36	167

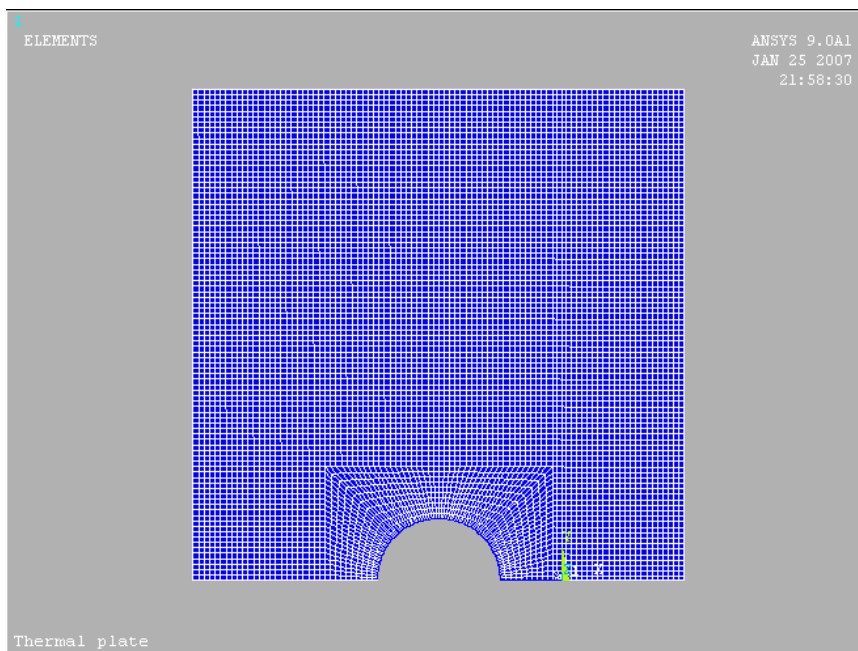
Приликом израде модела са различитим полупречницима отвора, узето је у обзир да су растојања од центра отвора до врха напрслине једнака и износе 0,25w.

Први модел који смо користили у анализи имао је исте вредности за полупречник отвора у пољу оплате и дужину напрслине,  $R = a = 0.125w$ . За други модел полупречник отвора је имао следећу вредност:  $R = 0.175w$ , док је дужина напрслине имала вредност  $a = 0.075w$ . Пошто су оптерећења и геометрија узорка симетрични у односу на  $x$ -осу (сл. 2.2), у анализи смо користили само горњу површину модела. Мрежа коначних елемената коришћена у анализи поља оплате са напрслином приказана је на слици 2.3.



Сл. 2.2 геометрија модела поља оплате са отвором и напрслином

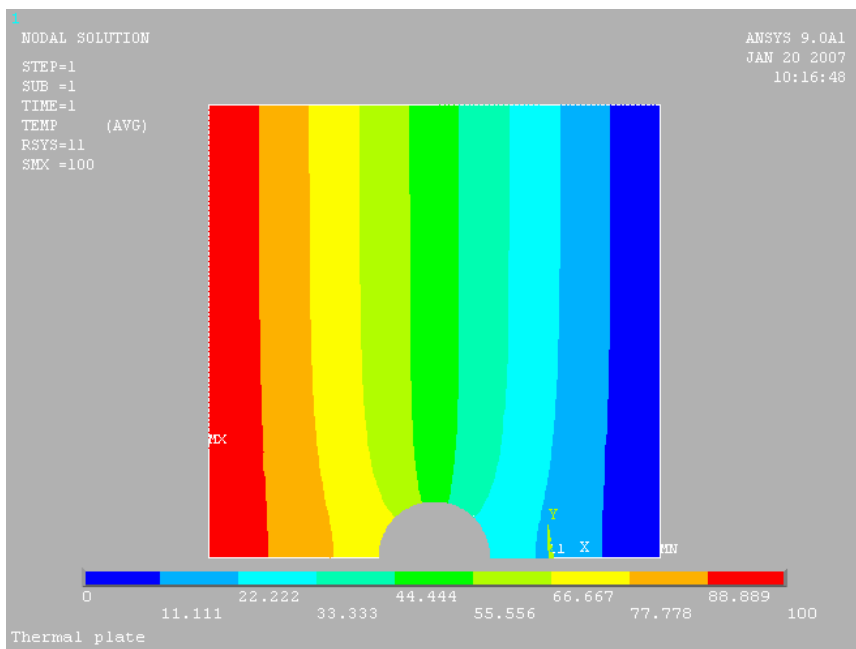




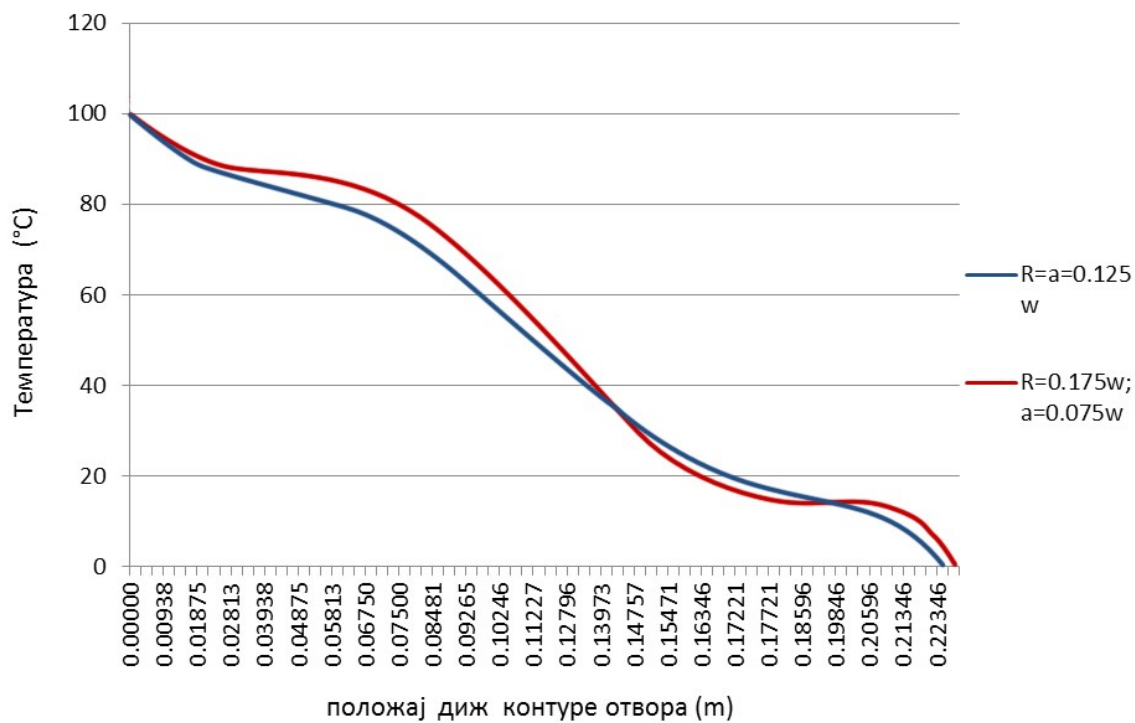
Сл. 2.3 мрежа коначних елемената, горња половина оплате

Да бисмо спровели адекватну и прецизну термичку анализу, а касније и механичку анализу, за мрежу коначних елемената користили смо дводимензионални елемент PLANE77. Елемент има осам чворова и само један степен слободе тј. температуру у сваком чвору. Сама промена температурног поља дуж страница елемента има квадратни облик.

Након спроведене термичке анализе за случај оплате где су полупречник отвора и дужина напрслине исти,  $R=a=0.125w$ , расподела температурног поља приказана је на слици 2.4. Иста анализа је спроведена и за други случај поља оплате тј. када је полупречник отвора  $R=0.175w$  и дужина напрслине  $a=0.075w$ . Расподела температуре дуж  $x$ -осе и контуре отвора за оба случаја поља оплате приказана је на слици 2.5. На дијаграму уочавамо да расподела температуре око отвора за оба случаја поља оплате има линеарну промену. Међутим, температурни градијент је већи за случај поља оплате са већим полупречником отвора (сл. 2.5).

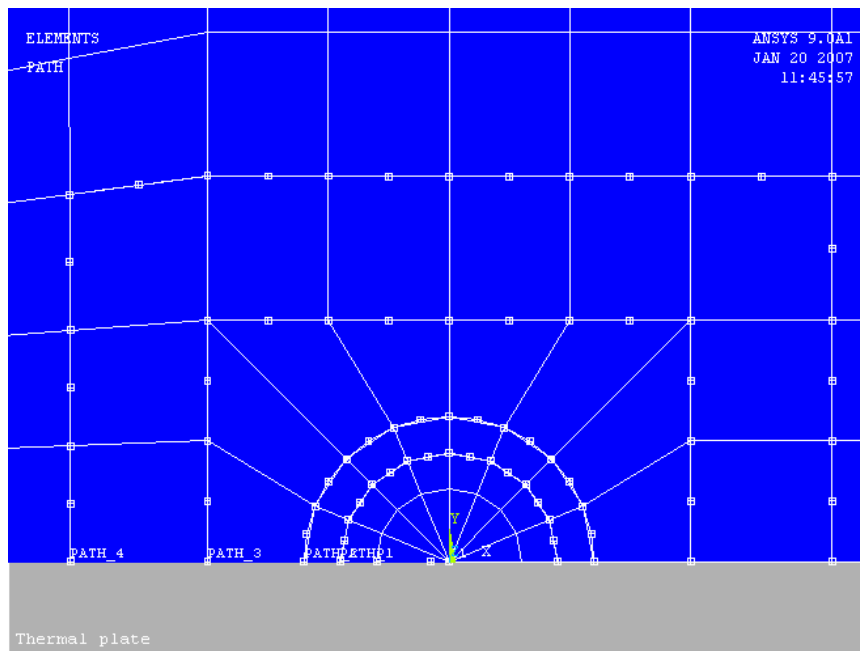


Сл. 2.4 расподела температурног поља



Сл. 2.5 температурни градијент дуж контуре отвора за случај  $R=a=0.125w$  и  $R=0.175w; a=0.075w$

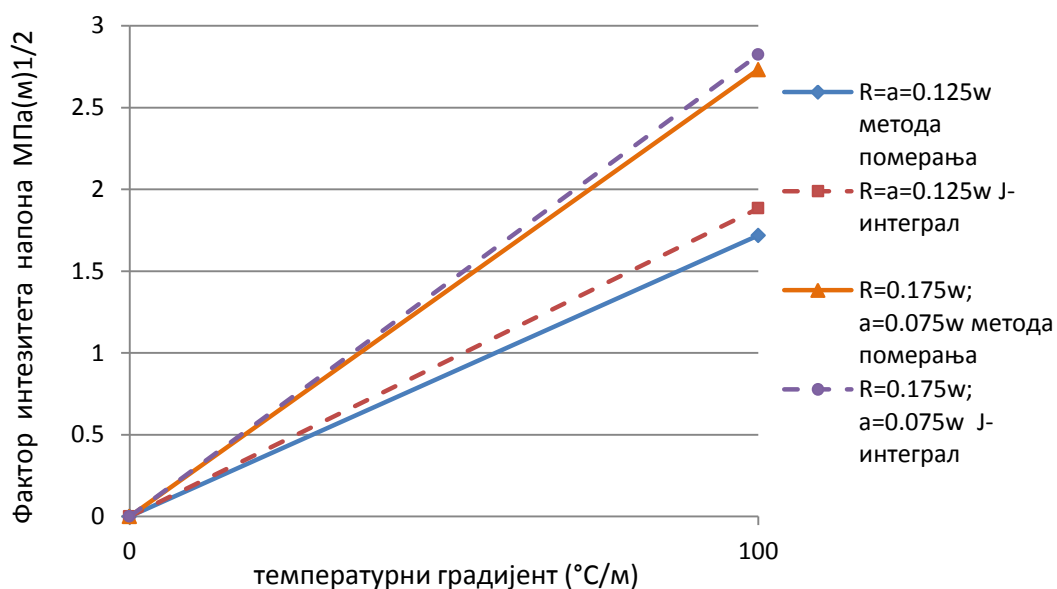
Добијене вредности температурног поља у термичкој анализи су узете као улазне величине за механичку анализу поља оплоте са напрслином. Након спроведене механичке анализе добијено је поље напона и померања. За прецизну анализу сингуларног поља напона и деформација у врху напрслине коришћено је шеснаест раванских четвороугаоних елемената са осам чворова. Да би мрежа око врха напрслине била правилна, четвороугаони елементи су трансформисани у троугаоне елементе са помереним средњим чворовима на трећину дужине ивице страница елемената, које полазе из врха напрслине (сл. 2.6). Остали елементи који су коришћени у анализи су квадратни елементи са осам чворова и раванским стањем деформација, PLANE82. Након извршене механичке анализе за добијене вредности померања и напона израчунате су вредности J-интеграл и фактор интензитета напона (ФИН).



Сл. 2.6 мрежа коначних елемената око врха напрслине, детаљнији приказ горње половине модела

На слици 2.7 приказане су вредности фактора интензитета напона у функцији температурног градијента за различите величине отвора. Вредности фактора интензитета напона су добијене на основу вредности J-интеграла, једначина (2.9) и методом померања отварања напрслине. Вредности фактора

интензитета напона добијене коришћењем наведених техника су приближне. Такође, уочавамо да су за услове  $a+R=0.25w=\text{constant}$ , вредности фактора интензитета напона мање за мање вредности величине отвора.



Сл. 2.7 однос фактора интензитета напона и температурног градијента за случај поља оплате  $R=a=0.125w$  и  $R=0.175w, a=0.075w$

### 2.3.2 ОДРЕЂИВАЊЕ ФАКТОРА ИНТЕЗИТЕТА НАПОНА НА МЕСТУ СПОЈА ДВА СТРУКТУРАЛНА ЕЛЕМЕНТА СА РАЗЛИЧИТИМ ТЕРМОМЕХАНИЧКИМ КАРАКТЕРИСТИКАМА МАТЕРИЈАЛА

У пракси се често сусрећемо са структурама које су састављене од два или више материјала. Потреба за повећањем перформанси структура на повишеним температурама води ка пројектовању структуралних елемената који су састављени од материјала различитих хемијских и физичких карактеристика. Међутим, спајање различитих материјала може довести до нежељених ефеката у току експлоатације. Лопатице турбина код млазних мотора, на чију површину је нанет танак слој керамике као термичка изолација, један је од примера таквих структура. У току радног века на повишеним температурама, врхови лопатица турбина које су пресвучене слојем термичке изолације, услед различитих

коэффицијената термичког ширења, воде ка појави напрлина, лому слоја термичке изолације и губитку њене функције.

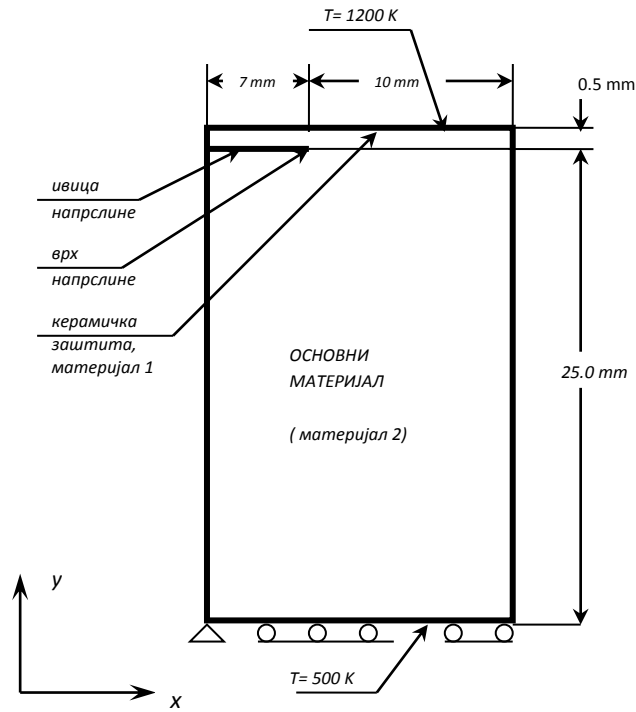
У овом примеру анализираћемо сегмент лопатице турбине, која се састоји од керамичког заштитног слоја са површинском напрслином, под дејством термичког оптерећења. Геометријске карактеристике модела лопатице као и спољашње оптерећење дати су на слици 2.8. Мрежа коначних елемената која је коришћена у анализи приказана је на слици 2.9. У термичкој анализи користили смо елемент PLANE77, који смо користили и у претходној анализи. Прва два реда коначних елемената у горњем делу модела представљају керамичку заштиту ( $ZrO_2$ ), док остали елементи представљају основни материјал (AISI 304). У анализи се пошло од претпоставке да је понашање материјала линеарно еластично и изотропно и чије су вредности приказане у табели 2.2. Термомеханичке карактеристике материјала су зависне у односу на температуру и приказане су на слици 2.10.

Напрлина је дужине 7мм почев од леве ивице модела ( $a/W=0.41$ ). Гранични услови за термичку анализу су уведени тако да је вредност температуре на горњој ивици модела  $1200^{\circ}K$ , док је на доњој ивици  $500^{\circ}K$ . Бочне ивице модела су изоловане и нема преноса топлоте. Након термичке анализе и наведених граничних услова, добијено је стационарно температурно поље чија је расподела приказана на слици 2.11. Температурно поље варира од  $1200^{\circ}K$  на горњој ивици модела до  $500^{\circ}K$  на доњој ивици модела. Расподела температурног поља око самог врха напрслине приказана је на слици 2.12. На слици уочавамо да слој термичке изолације, који има дебљину 0,5mm, снижава максималну температуру на горњој ивици модела са  $1200^{\circ}K$  на  $1030^{\circ}K$  у основном материјалу.

Добијене вредности температурног поља узели смо за спољашње оптерећење у механичкој анализи. За прецизну механичку анализу, увели смо додатна ограничења тако да су спречена померања модела у у-правцу дуж доње ивице и удоњем левом углу у х-правцу. Остале ивице модела су слободне, тако да су напони у врху напрслине последица различитих коэффицијената термичког ширења материјала. Након спроведене механичке анализе добили смо поље напона и померања у моделу. На слици 2.13. приказани су нормални напони у правцу у–осе.

Табела 2.2

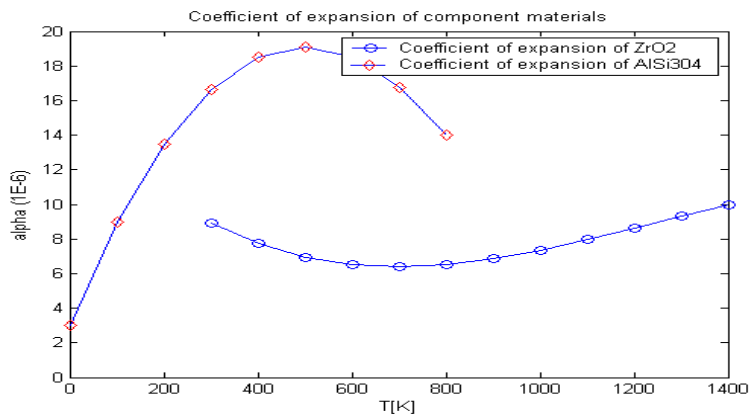
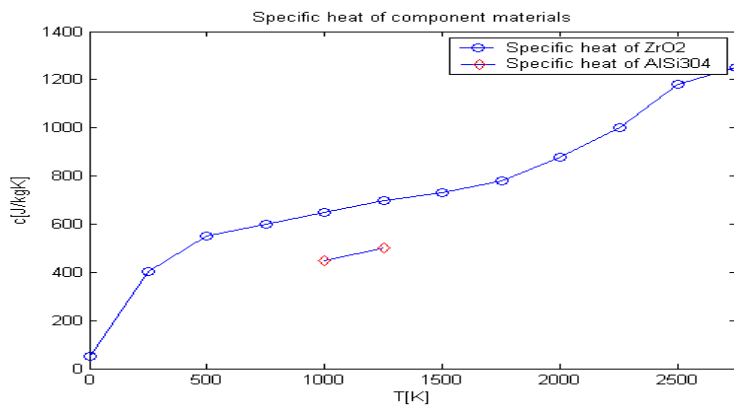
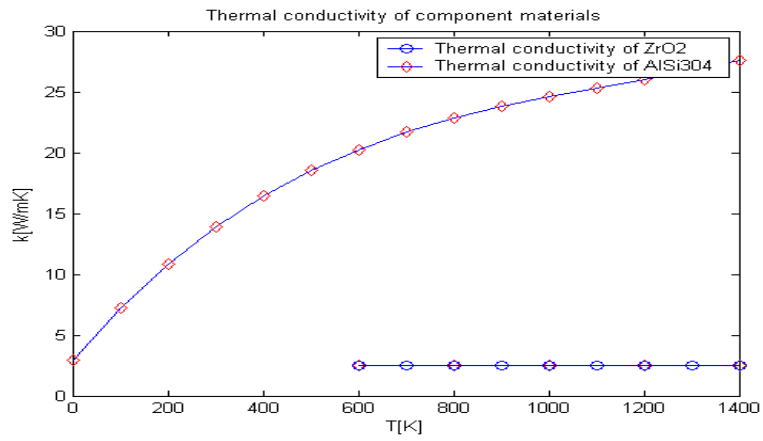
Карактеристике материјала	ZrO2	AISI 304 steel
Густина (kg/m <sup>3</sup> )	5200	8000
Young-ов модуло (GPa)	200	193
Poisson-ов коефицијент	0.23	0.25



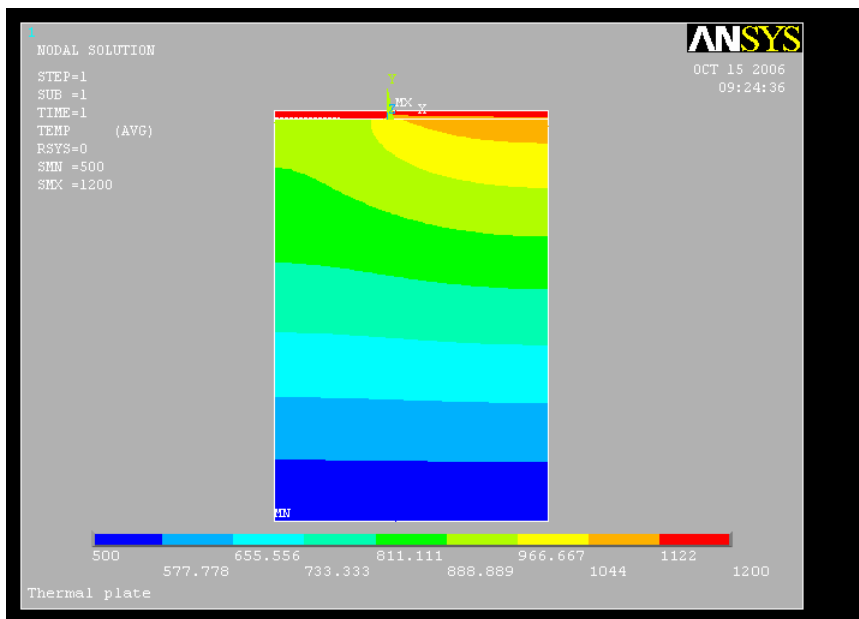
Сл. 2.8 модел сегмента лопатице турбине са термичком изолацијом



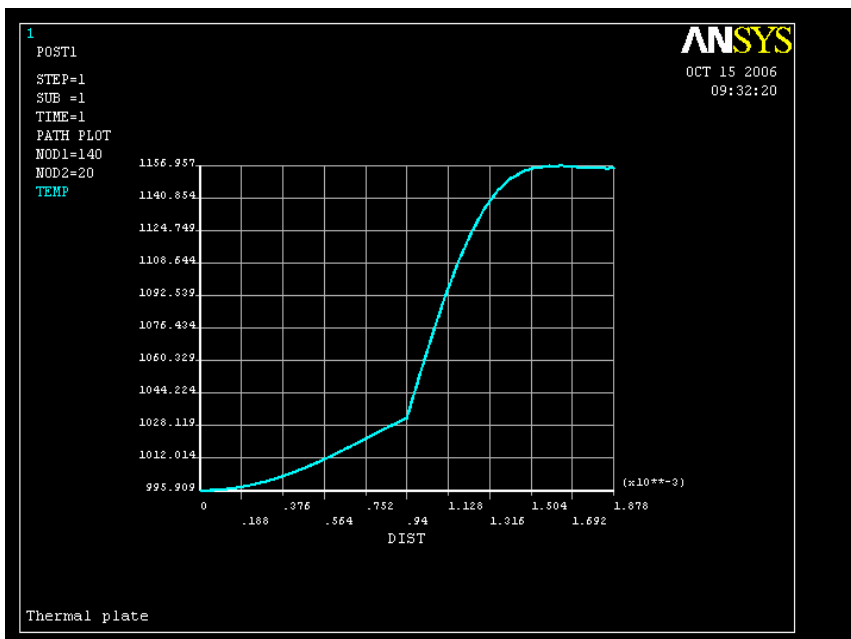
Сл. 2.9 мрежа коначних елемената око врха напрслине



Сл. 2.10 термомеханичке карактеристике материјала

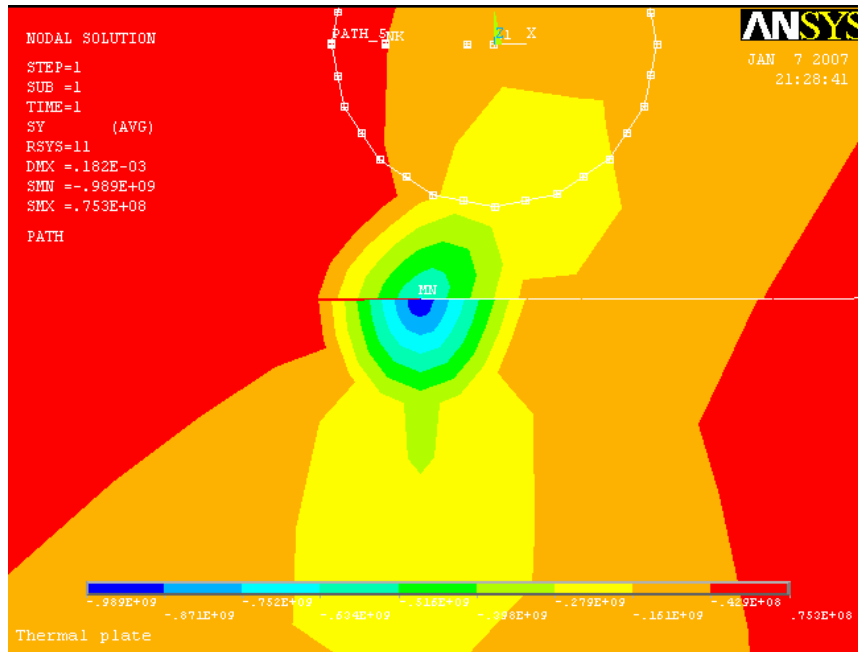


Сл. 2.11 расподела температурног поља



Сл. 2.12 расподела температуре око врха напрслине





Сл. 2.13 нормални напони у правцу у-осе,  $\sigma_{yy}$

J-интеграл користимо у механици лома за хомогене структуре, како би предвидели лом. Ако је понашање материјала у области линеарно еластичних деформација, вредност фактора интензитета напона можемо одредити на основу вредности J-интеграла. Исти приступ можемо користити у извесним случајевима и за структуре са нехомогеном геометријом. С обзиром на то да структура лопатице (сл. 2.8) има нехомогену структуру у у-правцу, општи концепт J-интеграла можемо проширити и на нехомогене структуре [13,14].

Да би спречили даље ширење напрслине и појаву лома између слоја керамичке заштите и основног материјала лопатице, израчуната је вредност фактора интензитета напона на основу резултата добијених у анализи методом коначних елемената и J-интеграл приступа. Користећи ову процедуру, добијена је вредност фактора интензитета напона  $8.24 \text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ . Добијену вредност можемо упоредити са вредношћу  $9.10 \text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ , коју су добили Т.С.Милер и Р.Чона у раду „Finite Element Analysis of a Thermally Loaded Interface Crack in a Ceramic Coating“. Упоређујући вредности фактора интензитета напона, уочавамо да постоји мала разлика у вредностима с обзиром да у анализи нисмо узели у разматрање пренос топлоте преко лица напрслине.

## 2.4 ЗАКЉУЧАК

У овом поглављу анализирали смо две различите структуре под дејством термичког оптерећења. У првом примеру анализиран је утицај величине отвора у пољу оплате на вредности фактора интезитета напона (сл. 2.6). На основу добијених резултата можемо закључити да су вредности фактора интезитета напона директно пропорционалне величини отвора у пољу оплате. У другом примеру анализирана је структура лопатице турбине са напрслином између слоја керамичке заштите и основног материјала лопатице. Вредност фактора интезитета напона је одређена на основу резултата добијених у анализи методом коначних елемената и Ј-интеграл приступа. Међутим, само понашање напрслине у структурама које су састављене од два различита материјала је комплексне природе. Присутна су оптерећења и од мода I и мода II, тако да је и фактор интезитета напона комплексан. Приступ који је кориштен у одређивању фактора интезитета напона за мод I није могао бити кориштен за одређивање фактора интезитета напона за мод II и фазни угао.

### **3. АНАЛИЗА ЧВРСТОЋЕ РОТОРА ТУРБИНЕ СА АСПЕКТА МЕХАНИКЕ ЛОМА**

Предмет разматрања у овом поглављу је анализа чврстоће ротора турбине авионских мотора са аспекта механике лома. Добро је познато да се током експлоатације у виталним деловима авионских мотора могу појавити оштећења у виду напрстина. По правилу ова оштећења се јављају у најоптерећенијим зонама, у овом случају то су места везе ротора турбине и корена лопатице. Ова места представљају критичне зоне било да се ради о турбинама авионских млазних мотора или код турбина термоенергетских постројења. Управо у овом поглављу се разматра чврстоћа ротора турбине у присуству иницијалних оштећења у критичној зони везе са лопатицом. Будући да се ради о сложеним геометријским облицима за анализу напонских стања као и фактора интензитета напона (ФИН) коришћена је метода коначних елемената [25,28].

Као што је поменуто у млазним авионским моторима ротирајући делови су истовремено изложени дејству механичког и термичког оптерећења. Диск је изложен дејству површинског притиска услед чврстог налегања на осовину ротора. Такође, значајне вредности центрифугалних сила, које настају као последица окретања лопатица великом брзином, утичу да се на спољашњем радијусу отвора ротора јављају напони на затезање. Понашање материјала тј. промене карактеристика у функцији температуре морамо узети у обзир. Да бисмо добили тачну и поуздану анализу, карактеристике материјала се мењају са порастом температуре. Такође, инжењери настоје да прате и анализирају ротирајуће компоненте у млазним моторима како би се повећала безбедност и смањили трошкови одржавања. Да би спречили појаву катастрофалних последица у млазним моторима, развијене су разне технике за анализу структура. Свакако да је један од главних проблема појава и ширење напрстине у ротирајућим деловима

#### **3.1 АНАЛИЗА ЧВРСТОЋЕ СА АСПЕКТА МЕХАНИКЕ ЛОМА**

Преостали век ротирајућих делова се заснива на разматрању ширења напрстине. Механика лома је математички апарат који помаже у истраживању ове проблематике. Она обезбеђује основни концепт и једначине које користимо у одређивању понашања ширења напрстине и њен утицај на чврстоћу конструкција.

Почев од иницијалне дужине напрслине  $a_0$ , морамо одредити критичну дужину  $a_c$  када се јавља лом:

$$a_0 \rightarrow a_c \quad (3.1)$$

$$K_I \rightarrow K_{IC} \quad (3.2)$$

где је  $K_I$  фактор интензитета напона за мод I, а  $K_{IC}$  ломна жилавост материјала.

У механици лома настојимо да повежемо аналитичке изразе за предвиђање ширења напрслине и лома са експерименталним резултатима. Аналитичка израз се састоји од одређивања параметара механике лома као што је фактор интензитета напона у близини напрслине, а који се уједно користи за одређивање брзине ширења напрслине. Иако постоје разни објављени радови које се баве проблематиком одређивања фактора интензитета напона, могућа решења нису увек адекватна за одређену инжењерску примену. То се посебно односи на напрслине које су изложене неравномерном пољу напона близу зареза или термичким напонима. Одређивање фактора интензитета напона је важан проблем у нумеричкој анализи у механици лома и постоје многи приступи, као на пример: техника екстраполације, J-интеграл приступ, техника виртуелног ширења напрслине итд. Међу овим методама, метода екстраполације померања тј. техника померања отварања напрслине је најчешће коришћена метода због њене једноставности и тачности.

У механици лома посебно се поклања пажња одређивању следећих параметара:

- Фактор интензитета напона ( $K_I$ ,  $K_{II}$ ,  $K_{III}$ ), који одговарају основним модовима лома,
- J-интеграл, линијски интеграл независан од путање који мери интензитет сингуларних напона и деформација у близини врха напрслине,
- Количина ослобођене енергије ( $G$ ), који представља количину рада потребну за отварање и ширење напрслине.

Прво је потребно урадити линеарно еластичну или еласто-пластично статичку анализу, и добијене резултате искористити за одређивање параметара механике лома.

Метода коначних елемената (МКЕ) и метода граничних елемената (МГЕ) су најчешће коришћене технике за одређивање фактора интензитета напона (ФИН). Најважнији корак у моделирању структуре са напрслинама је сама област око врха напрслине. За само моделирање врха напрслине користе се сингуларни коначни елементи [28]. Употреба ових елемената успоставља сингуларитет напона и деформација у врху напрслине. Стога је један од главних циљева у овом поглављу развој комплетне процедуре користећи Ј-интеграл приступ у анализи структура са напрслинама.

### **3.2 ПРИМЕНА МКЕ ЗА АНАЛИЗУ НАПОНСКОГ СТАЊА И ФАКТОРА ИНТЕЗИТЕТА НАПОНА**

У оквиру овог поглавља биће представљена процедура за одређивање параметара механике лома структура са напрслинама у области ланарано еластичне механике лома, применом методе коначних елемената (МКЕ). За спровођење процедуре користимо софтверски пакет ANSYS. Фактор интензитета напона (ФИН) одредићемо за напрслину на унутрашњој страни отвора диска турбине. Да бисмо спровели адекватну анализу моделираћемо два модела диска, један без напрслине и други са напрслином. Такође, да би резултати анализе били поуздани, користимо технику субмоделирања која се састоји из моделирања области око врха напрслине. Пожељно је да глобални модел моделирамо са тетраедалним елементима, као један од основних услова за спровођење правилне анализе.

Сама процедура моделирања субмодела са напрслином из већ постојећег глобалног модела коначних елемената је врло једноставна. У спровођењу технике субмоделирања коришћена је уобичајена техника, где је поље померања општег модела искоришћено за граничне услове субмодела. Такође, општи модел мора бити са напрслином, јер у супротном израчунавање фактора интензитета напона било би некоректно с обзиром да је редукована крутост структуре субмодела. С обзиром да је за општи модел коришћена мрежа са тетраедалним елементима, одређивање фактора интензитета напона је немогуће. Да би превазишли овај проблем за моделирање субмодела коришћени су хексаедрални елементи са двадесет чворова. Око врха напрслине коришћени су исти елементи, с тим да као

својство имају сингуларитет у чворовима. За одређивање фактора интензитета напона око врха напрслине коришћена је метода коначних елемената и J-интеграл приступ, који су иначе доступни у софтверском пакету ANSYS. Фактор интензитета напона је одређен на основу следеће формуле:

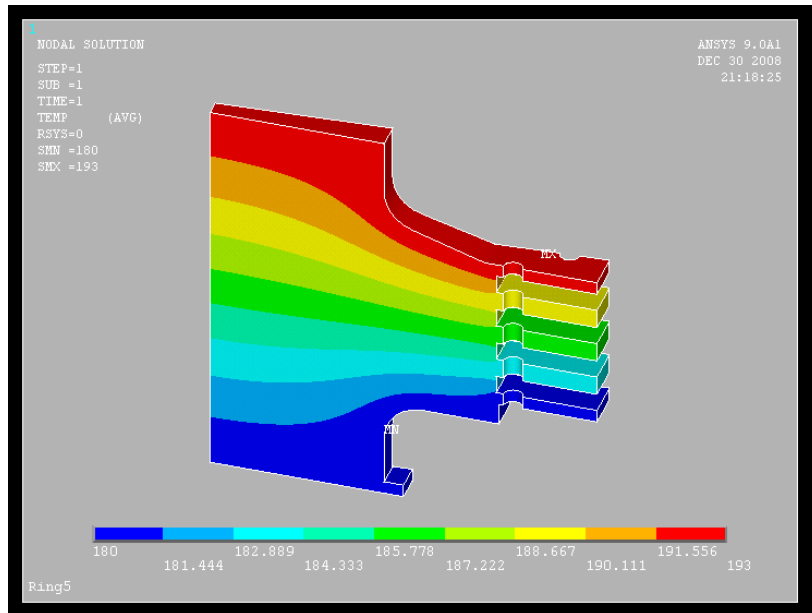
$$K = \sqrt{\frac{EJ}{1-\nu^2}} \quad (3.3)$$

где је E - Young-ов модуло еластичности,  $\nu$  је Poisson-ов коефицијент и J-интеграл израчунат коришћењем софтверског пакета ANSYS.

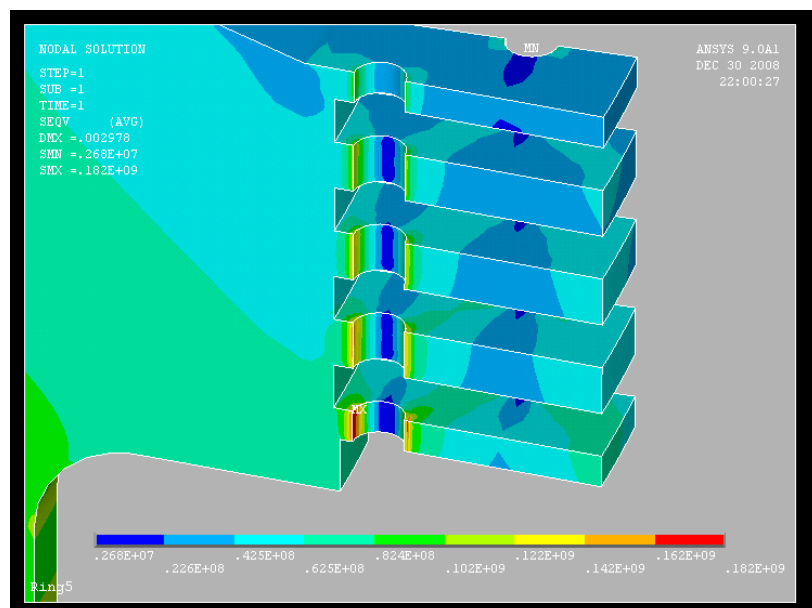
### 3.3 НУМЕРИЧКА АНАЛИЗА РОТОРА ТУРБИНЕ

Циљ ове анализе је одређивање параметара механике лома код ротора турбине ниског притиска. У одређивању параметара механике лома, где се превасходно мисли на фактор интензитета напона коришћена је метода коначних елемената и J-интеграл приступ. На основу спољашњих услова оптерећења, температура на горњој површини ротора 193°C и 180°C на доњој површини, спроведена је термичка анализа коришћењем коначног елемента SOLID70. Расподела температурног поља је приказана на сл. 3.1. За напонску анализу, коришћен је коначни елемент SOLID45, који се састоји од осам чворова (сл. 3.5). Користећи поменути елемент, укупно време за спровођење анализе знатно се смањује. У даљој анализи коришћена је техника субмоделирања. Ова метода нам омогућава да изузмемо један мањи део модела који је интересантан за нашу даљу анализу (сл. 3.4). Наставак анализе је потребан за област тј. делове модела који су изложени екстремним вредностима напона и деформација и који представљају потенцијална места за појаву напрслина (сл. 3.5). У процесу субмоделирања коришћенису коначни елементи SOLID 95, који имају двадест чворова. Ови елементи су најпогоднији за мрежу коначних елемената око врха напрслине и доста прецизно описују сингуларно поље напона и деформација (сл. 3.5). Израчунате вредности напона око врха напрслине су искоришћене за израчунавање фактора интензитета напона и J-интеграла. Вредности фактора интензитета напона су израчунате за различите дужине напрслине и оптерећења и

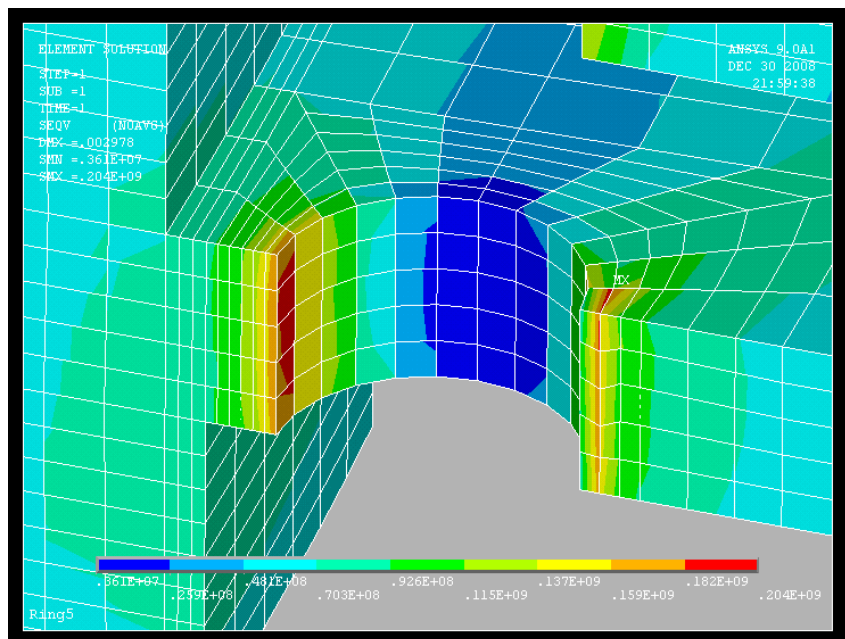
приказане су у табели 3.1 и на слици 3.6. За анализу коришћене су следеће карактеристике материјала: густина  $\rho = 7820 \text{ kg/m}^3$ , Young-ов модул еластичности  $E = 186 \text{ GPa}$ , Poisson-ов коефицијент  $\nu = 0.3$ , коефицијент термичког ширења  $\alpha = 13.32 \text{ } \mu\text{m/m}^\circ\text{C}$ , коефицијент провођења топлоте  $\lambda = 36 \text{ W/m}^\circ\text{C}$  и ломна жилавост  $K_{IC} = 66.0 \text{ MPa(m)}^{1/2}$ .



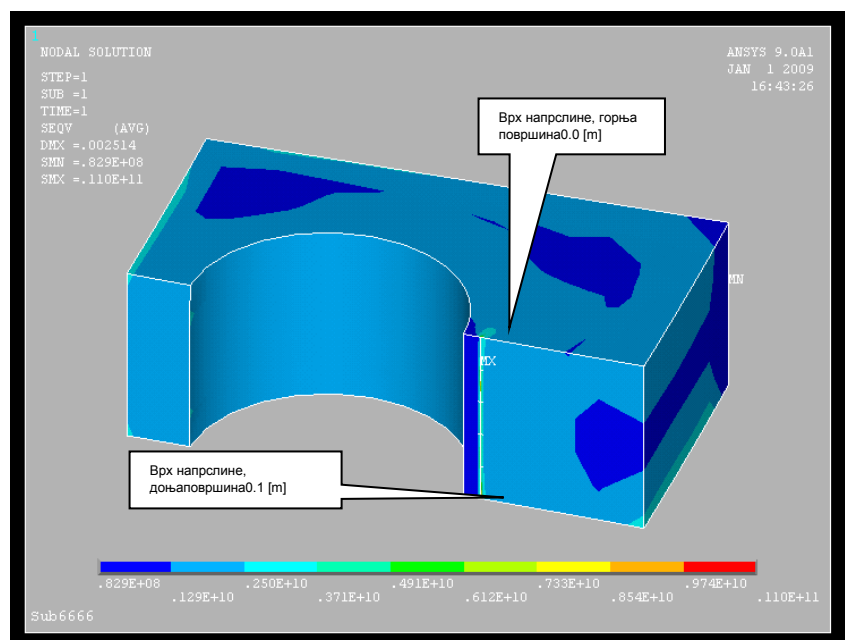
Сл. 3.1 Распoдела температуре у прстену турбине



Сл. 3.2 von Mises –ови напони услед термичког и механичког оптерећења ( $n = 3000 \text{ o/min}$ ) у чворовима за дужину напрслине  $a = 0.01\text{m}$

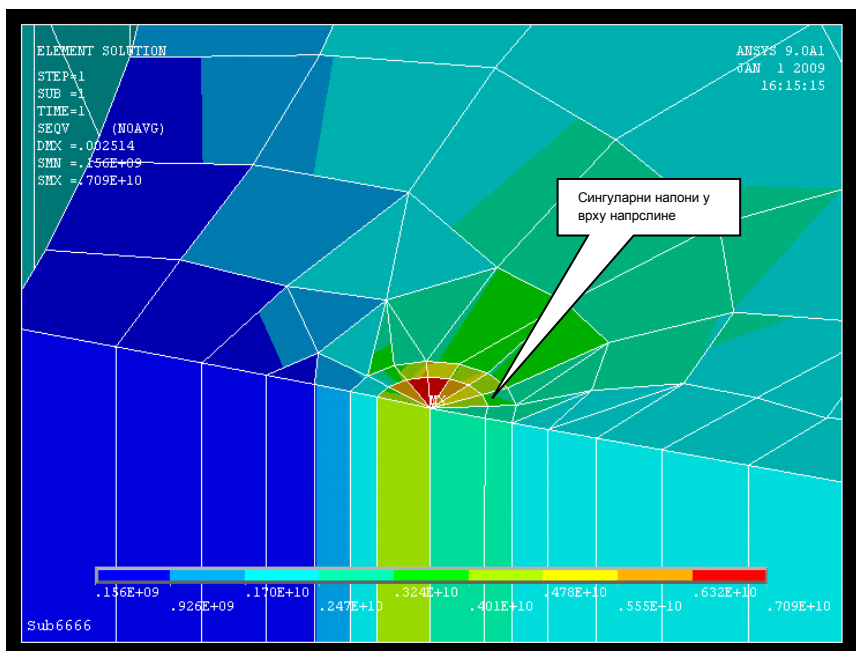


Сл. 3.3 von Mises –ови напони услед термичког и механичког оптерећења (n= 3000 о/min) у елементима за дужину напрслине а = 0.01m, детаљнији приказ



Сл. 3.4 von Mises –ови напони за субмодел, услед термичког и механичког оптерећења (n= 3000 о/min) у чворовима за дужину напрслине а = 0.01m

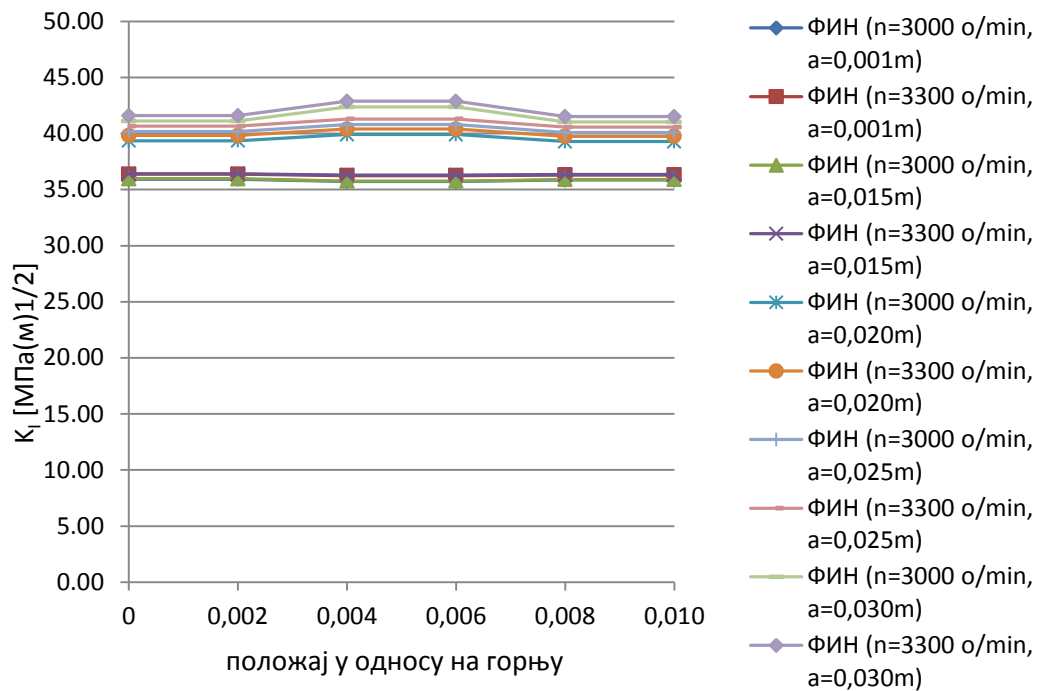




Сл. 3.5 von Misses –ови напони у елементима за субмодел, услед термичког и механичког оптерећења ( $n= 3000$  o/min) у елементима за дужину напрслине  $a = 0.01m$

Табела 3.1.

		$K_I$ [MPa $\sqrt{m}$ ]									
Дужина напрслине [m]	a=0,010m	Угаона брзина [o/min]	n=3000	35,93	35,93	35,71	35,71	35,86	35,86		
	a=0,010m		n=3300	36,37	36,37	36,25	36,25	36,29	36,29		
	a=0,015m		n=3000	35,97	35,97	35,75	35,75	35,89	35,89		
	a=0,015m		n=3300	36,42	36,42	36,29	36,29	36,34	36,34		
	a=0,020m		n=3000	39,35	39,35	39,91	39,91	39,27	39,28		
	a=0,020m		n=3300	39,83	39,83	40,39	40,39	39,75	39,75		
	a=0,025m		n=3000	40,17	40,17	40,80	40,80	40,09	40,09		
	a=0,025m		n=3300	40,65	40,65	41,29	41,29	40,57	40,57		
	a=0,030m		n=3000	41,10	41,10	42,36	42,36	41,03	41,02		
	a=0,030m		n=3300	41,59	41,59	42,87	42,87	41,51	41,51		
	Положај напрслине у односу на горњу површину диска [m]				0	0,002	0,004	0,006	0,008	0,010	



Сл. 3.6 Вредности фактора интензитета напона за различите дужине напрслина и брзине ротације

Резултати добијени методом коначних елемената су искоришћени за одређивање аналитичког израза фактора интензитета напона. Аналитички израз можемо користити за анализу ширења напрслине као и процену преосталог века. Коришћењем добијених вредности фактора интензитета напона за различите дужине напрслина (табела 3.1), аналитички израз је добијен за различите услове оптерећења. Сада факторе интензитета напона можемо добити решавањем једначина (3.4) и (3.5) за различите дужине напрслине,  $a$ , на површини диска и различите брзине ротације ( $n=3000$  o/min и  $n=3300$  o/min):

$$K_I = 112432 - 178009a + 1.43727 \times 10^6 a^2 - 4.7944 \times 10^7 a^3 + 5.724 \times 10^8 a^4 \quad (3.4)$$

$$K_I = 113.443 - 179366a + 1.44842 \times 10^6 a^2 - 4.832 \times 10^7 a^3 + 5.76933 \times 10^8 a^4 \quad (3.5)$$

На основу горњих аналитичких израза за ФИИ, који су одређени применом МКЕ и Ј-интеграл приступа, може се једноставно проверити да ли је ФИИ,  $K_I$ , близу своје критичне вредности  $K_{IC}$ . Сходно резултатима прорачунске анализе

максимална вредност фактора интензитета напона је  $K_I = 42,875 \text{ ПМа(м)}^{1/2}$  док је ломна жилавост материјала  $K_{IC} = 66.0 \text{ МПа(м)}^{1/2}$ .

### 3.4 ЗАКЉУЧАК

Да бисмо добили високе перформансе и установили адекватне процедуре за одржавање и набавку резервних делова и тиме продужили радни век турбина, неопходно је спровести правилну процедуру за процену појаве оштећења и преосталог века виталних делова турбине. Процедура спроведена у овом поглављу је усмерена на израчунавање фактора интензитета напона и ширења напрслине у области линеарно еластичне механике лома. Метода коначних елемената је коришћена за израчунавање напона услед термичког и механичког оптерећења за диск турбине, као један од виталних делова турбине. Добијени резултати након спроведених анализа су искоришћени за израчунавање фактора интензитета напона и J-интеграла. Спроведена процедура је могућа захваљујући софтверском пакету ANSYS, који подржава израчунавање линијског интеграла. Добијене резултате можемо сматрати прилично тачним и за прилично грубу мрежу, јер контуру линијског интеграла можемо изабрати на довољном удаљењу од врха напрслине. На основу добијених вредности фактора интензитета напона, добили смо аналитичке изразе једначине (3.4) и (3.5) за факторе интензитета напона у функцији дужине напрслине. За дефинисане аналитичке изразе за факторе интензитета напона, који су у функцији дужине напрслине  $a$ , може се одредити и брзина ширења напрслине користећи неки од конвенционалних закона ширења напрслине попут Парисовог или Формановог закона ширења напрслине.

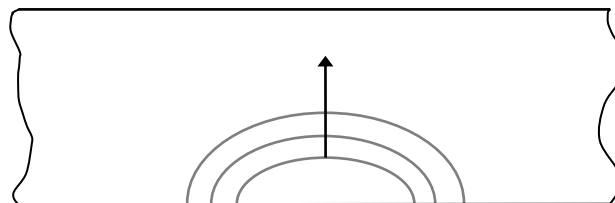
#### 4. ОДРЕЂИВАЊЕ ПАРАМЕТАРА МЕХАНИКЕ ЛОМА КОД СТРУКТУРА СА ПОВРШИНСКОМ НАПРСЛИНОМ

У задњих неколико деценија, значајна истраживања су била посвећена проценама преосталог века структура са површинском напрслинама. Иницијална оштећења у виду напрслине се могу појавити у структури у току процеса производње или као последица замора и корозије у току експлоатације. Оне могу достићи своју критичну дужину услед замора, која на крају може довести до катастрофалних последица и лома структуре.

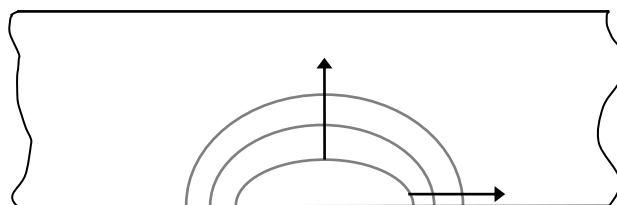
У пракси се често за анализу ширења напрслине под дејством цикличних оптерећења користе ASME XI и BSI PD6493 стандарди. Оба документа, када се баве уздужним површинским напрслинама, у анализу уводе полуелиптичне површинске напрслине. ASME XI стандард претпоставља да се површинска напрслина шири ка већој напрслини, на начин да задржава геометрију тј. исти однос полуоса (сл. 4.1 модел са једним степеном слободe). BSI PD6493 стандарди препоручују да дужина осе на површини напрслине остаје константна све док дужина полуосе напрслине у унутрашњости не достигне половину дужине осе на површини напрслине. Након тога напрслина се шири са истим односом полуоса све док дужина напрслине не додирне површину на супротној страни површинске напрслине. На основу наведених облика напрслина и претпоставки о односу полуоса напрслина, преостали век структуре можемо одредити на основу Paris-овог закона о ширењу напрслине на замор са одговарајућим константама материјала  $C$  и  $m$ . Код оба стандарда, могуће је спровођењем адекватних процедура одредити преостали век на замор код структура са раванским и просторним напрслинама са једном или више напрслина. Међутим, код структура са две напрслине одређена поједностављења нису реална тј. није могуће третирати две суседне напрслине као једну под условом да су испуњени одређени геометријски услови. На основу спроведених анализа која препоручују оба стандарда, добијене вредности преосталог века на замор су у супротности са експерименталним вредностима. Резултати који су добијени експериментом преваасходно зависе од почетне геометрије напрслине, врсте оптерећења и карактеристике материјала.

Међутим, поред већ познатих стандарда и процедура, ASME XI и BSI PD6493, постоји и други метод који много прецизније и реалније анализира проблем површинских напрслина [24]. Овај метод полази од претпоставке да површинска напрслина има полуелиптичн облик, и да је у току процеса ширења напрслине могућа промена односа дужина полуоса напрслине ( модел са два степена слободе, сл. 4.2). У том случају, брзина ширења напрслине на замор се израчунава и на површини и унутрашњости напрслине коришћењем спрегнуте Paris-ове једначине. Ова метода је за случај плоче верификована са експериментом и добијени резултати се веома приближни. Једначина за израчунавање фактора интезитета напона, коју су предложили Newman и Raju, нашла је своју велику примену у пракси због своје једноставности и решења у затвореној форми. Међутим постоје и одређена ограничења у коришћењу модела са два степена слободе за израчунавање брзине ширења напрслине у посудама под притиском и цевима због непостојања једначине за израчунавање фактора интезитета напона за широк опсег општих напрслина.

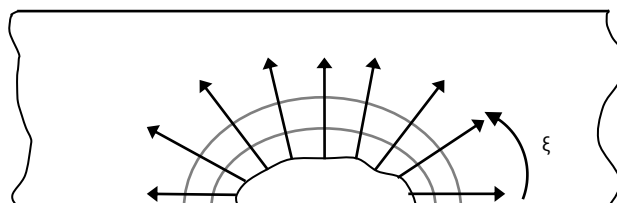
Међутим, досадашњим развојем техника нумеричке симулације, могуће је при одређивању ширења брзине напрслине узети у обзир и промену облика напрслине и промену односа полуоса напрслине. Ова техника се заснива на моделу са више степени слободе (сл. 4.3). Уобичејена је код 3D модела где фактор интезитета напона израчунавамо у неколико тачака дуж фронта напрслине. На основу израчунатих вредности фактора интезитета напона, одређујемо ширење напрслине на замор применом Paris-ове једначине за сваку тачку. Сходно томе добијамо нови облик фронта напрслине. Ова метода је добила потврду у слагању са експерименталним резултатима ширења напрслине код плоча и цеви, које можемо наћи у литератури [25,26].



Сл. 4.1 Метода са једним степеном слободе



Сл. 4.2 Метода са два степена слободе



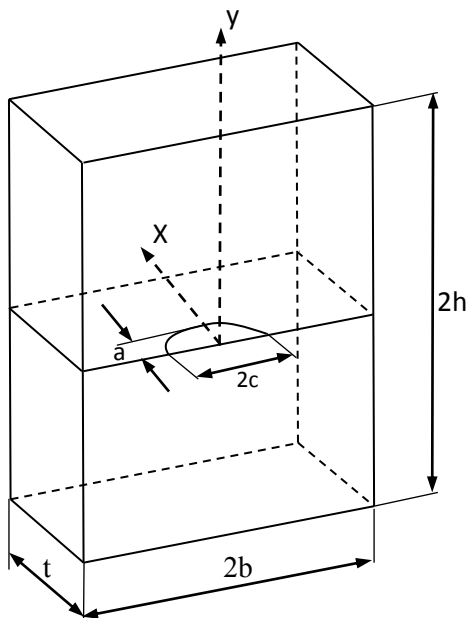
Сл. 4.3 Метода са више степени слободе

Разна истраживања и експерименти о ширењу површинске напрслине код плоча под дејством различитих комбинованих оптерећења на затезање и савијање, показала су да претпостављени облик површинске напрслине добија облик полуелипсе, и да се истовремено мења однос дужина полуоса напрслине. Након спроведених нумеричких анализа, добијени резултати за промену односа дужина полуоса и преосталог века за модел са више степени слободе, показали су да су приближни резултатима за модел са два степена слободе. Слично томе, истраживања о процени преосталог века код површинских напрслина у цевима са пуним поречним пресеком оптерећеним на затезање, показала су да се ширење фронта напрслине може добро симулирати моделом са више степени слободе.

#### 4.1 ПОВРШИНСКА НАПРСЛИНА

Као што је познато, напрслине у структурама се најпре појављују као површински дефекти у материјалу. Услед дејства оптерећења на замор, у одређеном временском периоду површинске напрслине прелазе у напрслине по целој дубини структуре [27]. Пример идеализоване полуелиптичне површинске напрслине приказан је на слици 4.4.

Код површинских полуелиптичних напрслина, вредност фактора интезитета напона мења своју вредност дуж фронта напрслине. Обзиром да су површинске напрслине веома често присутне у структурама, многа истраживања су усмерена на одређивање фактора интезитета напона дуж фронта површинске напрслине за различита оптерећења [28].



Сл. 4.4 структура са површинском полуелиптичном напрслином

Обично се полази од претпоставке, а зарад поједностављења математичке формулације, да су површинске напрслине полуелиптичног облика. Посматрања површинских напрслина у многим случајевима потврђују оправданост ове претпоставке. Ипак, утицај поремећаја облика напрслине на вредности фактора интезитета напона тј. када она мења свој почетни полуелиптичан облик, није детаљно проучавана [29-32]. Међутим, уочено је да када је почетни облик напрслине произвољан, у току процеса ширења напрслина добија полуелиптичан облик [32].

Први радови који су проучавали површинске полуелиптичне напрслине под дејством оптерећења на затезање, објавио је Irwin [27]. Irwin је претпоставио да се за реалан облик напрслине који је приказан на слици 4.4, расподела фактора интезитета напона [33] састоји од расподеле фактора интезитета напона за

унутрашњост полуелиптичне напрслине и одређене корекције на слободној површини напрслине. Међутим, увођења корективних фактора су донекле произвољна и недоказана, и у то време није било референтних решења која би послужила за поређење резултата. Велики напредак у даљим истраживањима представљају радови Newman и Raju [34], који су увели параметарске једначине за расподелу фактора интезитета напона код површинских полуелиптичних напрслина у плочама оптерећеним на затезање и савијање:

$$K_I = (S_t + HS_b) \sqrt{\pi \frac{a}{Q}} F\left(\frac{a}{t}, \frac{a}{c}, \frac{c}{b}, \phi\right) \quad (4.1)$$

Параметри у једначини 4.1, приказани су на слици 4.4. Newman и Raju су извели емпиријске једначине за функцију  $F$ , на основу великог броја анализа методом коначних елемената за тродимензионалне моделе. Доказано је да за све геометрије напрслине и плоча код којих однос дубине напрслине и дебљине плоче ( $a/t$ ) не прелази 0.8, решење једначине (4.1) је у границама  $\pm 5\%$  у поређењу са резултатима који су добијени анализом методом коначних елемената [34].

Hosseini и Mahmoud [35] су спровели одговарајућа истраживања како би потврдили тачност формуле Newman и Raju за плоче оптерећене на затезање. Поредили су вредности фактора интезитета напона,  $K$ , и вредности према препоруци Society of Experimental Stress Analysis (SESA) [29] и података добијених фотоеластичном анализом [36]. Такође су користили Newman-Raju решење да би предвидели ширење површинске напрслине код плоча оптерећених на затезање, усвајајући предпоставку да напрслина има полуелиптичан облик услед ширења на замор, и да је могућа примена Paris-овог закона о ширењу напрслине тј.

$$\frac{da}{dN} = C_a (\Delta K_a)^m \text{ и } \frac{dc}{dN} = C_c (\Delta K_c)^m \quad (4.2)$$

Добијена крива ширења облика напрслине је поређена са подацима у литератури. На основу спроведених анализа, Newman-Raju формула даје много



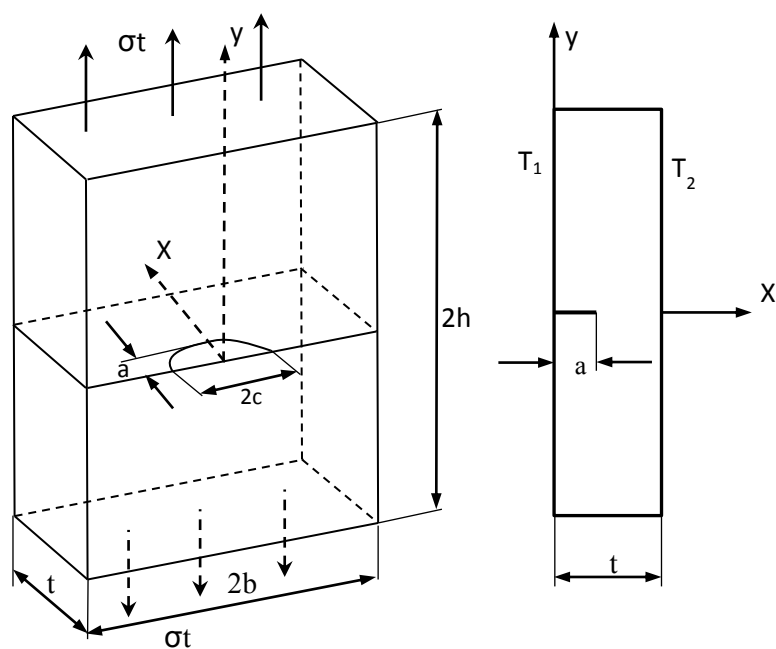
тачније вредности фактора интензитета напона у односу на друге емпиријске формуле [37].

#### 4.2 ОДРЕЂИВАЊЕ ФАКТОРА ИНТЕЗИТЕТА НАПОНА КОД ПОВРШИНСКИХ НАПРСЛИНА ЗА МОД I

За одређивање фактора интензитета напона  $K_I$  код тродимензионалних напрслина користе се следеће методе: метода еластичне опруге (Rice and Levy, 1972), модификовани затворени интеграл напрслине (Rybicki and Kanninen, 1977, Ramamurthy et al., 1986, Raju, 1987, Narayana et al., 1994), техника узајамности померања (DTC) (Shih et al., 1976), корелација напона (Raju and Newman, 1979), техника интегралне домена (Shih et al., 1986), техника интеракције интеграла (Nakamura and Parks, 1989), и  $F$  – интеграл (Eriksson, 2002).

За одређивање фактора интензитета напона код површинских напрслина у плочама оптерећеним на затезање и савијање, Newman и Raju користе методу сила, једначина (4.1). Иако се у најновијим истраживањима и радовима за одређивање фактора интензитета напона (Rajaram et al., 2000, Ayhan and Nied, 2002) покушало да се уведу одређена побољшања, формула Newman и Raju и даље остаје најчешће коришћена у пракси.

На слици 4.5. приказана је плоча са површинском полуелиптичном напрслином оптерећеном на затезање и под дејством термичког оптерећења. Предмет ове анализе је утицај промене дубине напрслине,  $a$ , дужине напрслине,  $c$ , и дебљине плоче,  $t$ , на вредности фактора интензитета напона. Однос димензија дужине плоче,  $h$ , и ширине плоче,  $b$ , остаје константан у односу на дубину напрслине,  $a$ , и дужину напрслине,  $c$ , тако да можемо сматрати да су добијене вредности фактора интензитета напона,  $K_I$ , приближне онима у полубесконечној плочи. У анализи плоча са површинским полуелиптичним напрслинама оптерећеним на затезање користимо следећу геометрију напрслина:  $a/c=1/3$ ,  $a/c=1$  и  $a/c=2$  и дубину напрслина  $a/t=0,2$ ,  $a/t=0,5$  и  $a/t=0,8$ . На слици 4.5, приказна је геометрија напрслине са оптерећењем на затезање и променом температурног поља под дејством термичког оптерећења. Материјал који смо користили у анализи је Rene – 41 (DIN 2.4973).



Сл. 4.5 геометрија плоче са полуелиптичном напрслином

Табела 4.1

Материјал	Young-ов модул (GPa)	Poisson-ов коэффициент	Коефицијент термичког ширења (10 <sup>-5</sup> /°C)	Коефицијент провођења топлоте (W/m°C)
Rene-41	219,7	0,25	1,67	11,5

У анализи се пошло од претпоставке да су карактеристике материјала константне тј. независне су од температуре. У термичкој анализи посматрани су следећи случајеви термичког оптерећења на површини плоче:  $T_1=5T_2$ ,  $T_1=10T_2$  и  $T_1=10T_2$ , где је  $T_1=T(x=0)$  и  $T_2=T(x=t)=T_0$ . Геометрија површинске напрслине посматрана је за три случаја:  $a/c=1/3$ ,  $a/c=1$  и  $a/c=2$  са истом дубином напрслине  $a/t=0,2$ .

Општа форма за израчунавање фактора интензитета напона, мод I, за површинску полуелиптичну напрслину дата је следећим изразом:

$$K_I = S \sqrt{\pi \frac{a}{Q}} F\left(\frac{a}{t}, \frac{a}{c}, \frac{c}{b}, \phi\right) \quad (4.3)$$

где је  $S=\sigma_t$  за случај оптерећења на затезање,  $S=\sigma_b$  оптерећења на савијање. За случај термичког оптерећења и раванског стања деформација  $S=\alpha_1 E_1 T_0 / (1-\nu)$ , док је за случај раванског стања напона  $S=\alpha_1 E_1 T_0$  (Erdogan i Wu, 1996). Фактор облика,  $Q$ , представља квадрат елиптичног интеграла другог реда, који је једнак односу половини дужине лука елипсе и дужини главне осе (Merkle, 1973). Вредности фактора облика можемо апроксимирати следећим изразом:

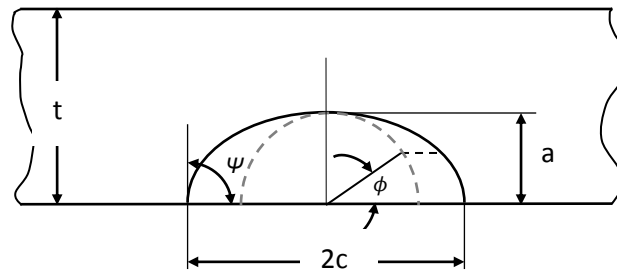
$$Q = \begin{cases} 1 + 1,464 \left(\frac{a}{c}\right)^{1,65} & \text{за } a/c \leq 1 \\ 1 + 1,464 \left(\frac{c}{a}\right)^{1,65} & \text{за } a/c > 1 \end{cases} \quad (4.4)$$

Функција  $F$  у једначини (4.3) укључује ефекат димензије плоче, геометрију напрслине као и полагај дуж фронта напрслине. У даљој анализи уводим нормализовану вредност фактора интензитета напона која је представљена следећим изразом:

$$K_{IN} = \frac{K_I}{S \sqrt{\frac{\pi a}{Q}}} = F\left(\frac{a}{t}, \frac{a}{c}, \frac{c}{b}, \phi\right) \quad (4.5)$$

Увођење нормализоване вредности фактора интензитета напона тј. „фактора облика“ омогућава нам да укључимо у анализу геометрију, карактеристике материјала и оптерећење.

Такође, у досадашњим анализама многи истраживачи су користили нумеричке и аналитичке методе за промену понашања вредности фактора интензитета напона на пресеку фронта напрслине и слободне површине плоче (Hartranft и Sih, 1970, Benthem, 1977, Bazant и Estenssoro, 1979, Pook, 1994). Истраживања поменутих аутора указују на постојање „површинског слоја“, који је веома близу слободне површине и где вредности фактора интензитета напона варирају нагло. Промене у понашању у површинском слоју су последица Poisson-овог коефицијента и угла који заклапа фронт напрслине са слободном површином,  $\psi$ , приказан на слици 4.6.



Сл. 4.6 угао између фронта напрслине и слободне површине,  $\psi$

На месту где се секу фронт напрслине и слободна површина плоче,  $\psi = 90^\circ$ , и где је Poisson-ов коефицијент већи од нуле, сингуларност напона ( $r^{-\lambda}$ ) у граничном појасу постаје слабија ( $\lambda < 1/2$ ), а мод I фактора интензитета напона тежи нули на површини (Pook, 1994).

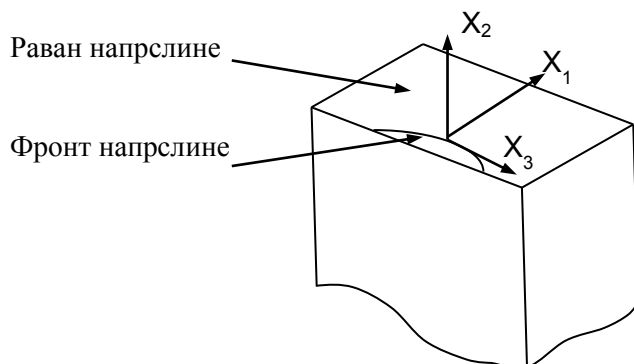
Raju и Newman (1979), су показали у анализама, профињавањем мреже у граничном слоју, да се вредност фактора интензитета смањује. Такође су показали да је ефекат граничног слоја строго локалног карактера и да нема утицаја на вредности фактора интензитета напона дуж фронта напрслине у унутрашњости плоче. Nakamura и Parks (1988), су утврдили да је област утицаја површинског слоја на вредности фактора интензитета напона код полуелиптичне површинске напрслине реда величине  $0,03 \times a^2/c$ .

Да би доказали да је мрежа адекватно профињена у граничном слоју, вредности нормализованог фактора интензитета напона,  $K_{IN}$ , које постоје у литератури за површинске полуелиптичне напрслине, поређене су са вредностима које смо добили у нашим анализама.

Nartrant и Sih (1969), показали су да сингуларност дуж фронта тродимензионалне напрслине има исту форму као и сингуларност у врху напрслине код дводимензионалних конфигурација. Померање тј. ширење напрслине нормално на раван напрслине има следећу форму:

$$u_2 = \frac{4K_I}{E} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \quad (4.6)$$

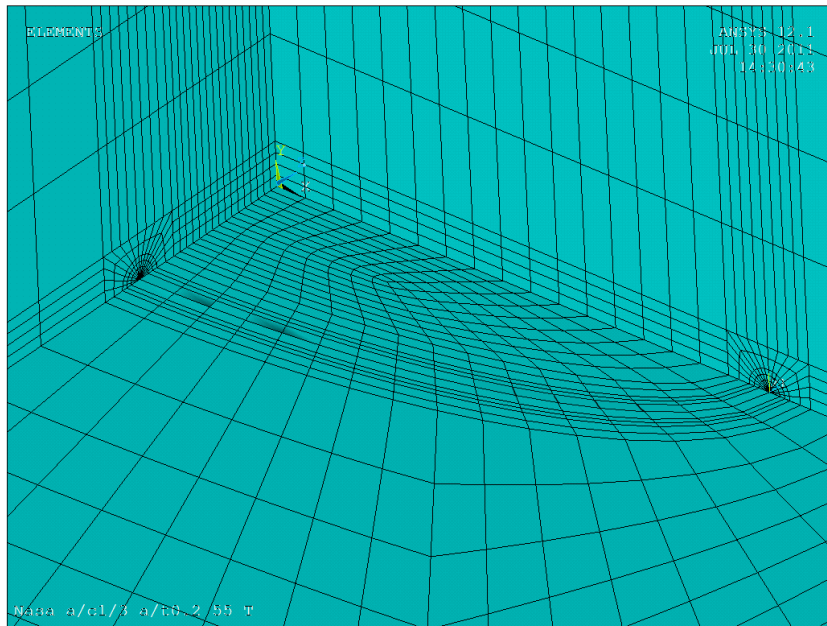
где  $u_2$  - означава померање нормално на фронт напрслине (сл. 4.7),  $K_I$  - фактор интезитета напона за мод I и  $r$  - растојање места иза врха напрслине и нормално на фронт напрслине.



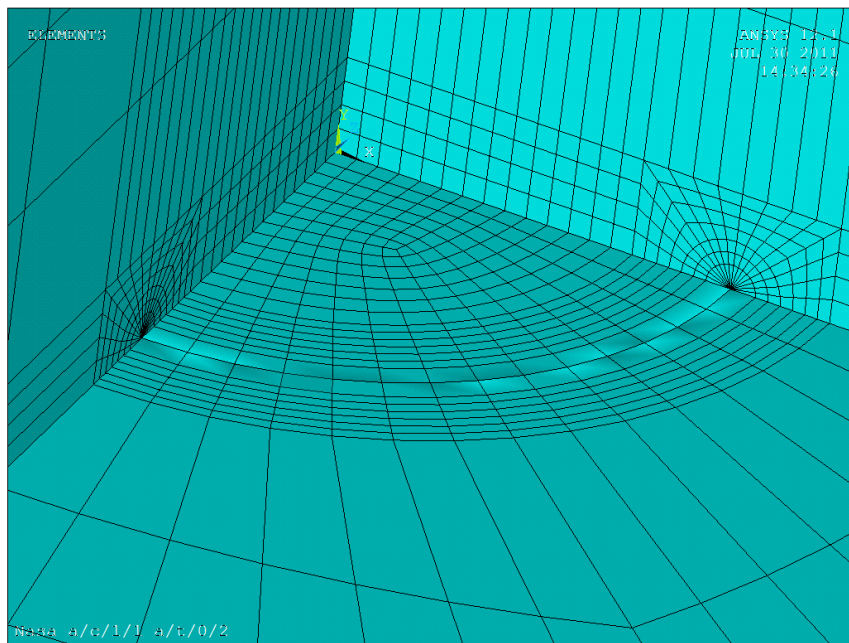
Сл. 4.7 координатни систем у врху напрслине дуж фронта напрслине

Техника померања врха напрслине користи корелацију у једначини 4.6, између померања и  $K_I$ , како би се на основу померања у чворовима елемената,  $u_2$ , иза фронта напрслине одредио фактор интезитета напона. Израчунавањем вредности фактора интезитета напона на основу једначине (4.6) и вредности за  $u_2$  и  $r$  за низ чворова дуж лица напрслине, могуће је добити функционалну зависност између  $K_I$  и  $r$ . Обзиром да је зависност приближно линеарна, пресек праве на месту  $r = 0$  даје вредност фактора интезитета напона у врху напрслине,  $K_{Ic}$ . Једначина 4.5 описује нормализоване вредности фактора интезитета напона у врху напрслине.

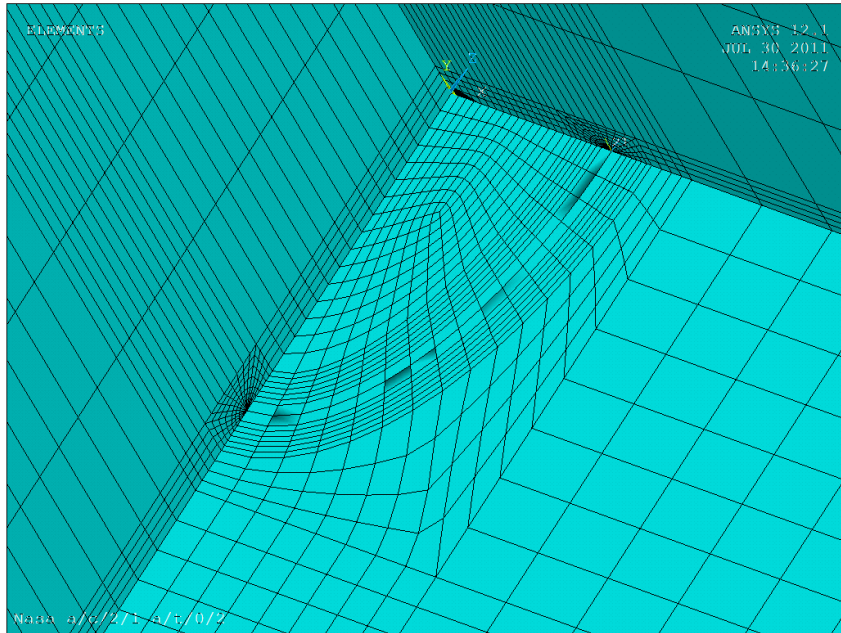
За одређивање фактора интезитета напона за раличите гаометрије површинске напрслине, коришћене су различите мреже коначних елемената које су приказане на сликама 4.8 – 4.10. За мрежу коначних елемената коришћени су елементи са двадесет чворова. Обзиром да је поље напона и померања око врха напрслине сингуларно, да би спровели коректну анализу коришћени су сингуларни коначни елементи. У радијалном правцу око врха напрслине моделирана су три прстена коначних елемената, док је дуж фронта напрслине коришћено шеснаест коначних елемената,  $\phi = 0 - \pi/2$ .



Сл. 4.8 мрежа коначних елемената за плочу са површинском полуелиптичном напрслином,  $a/c=1/3$  и  $a/t=0.2$



Сл. 4.9 мрежа коначних елемената за плочу са површинском полуелиптичном напрслином,  $a/c=1$  и  $a/t=0.2$



Сл. 4.10 мрежа коначних елемената за плочу са површинском полуелиптичном напрслином,  $a/c=2$  и  $a/t=0.2$

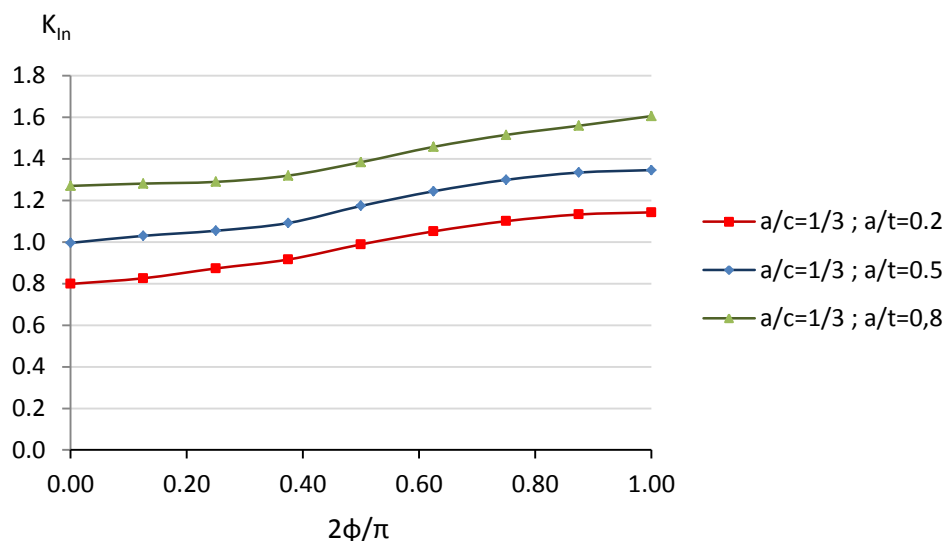
### 4.3 ОДРЕЂИВАЊЕ ФАКТОРА ИНТЕЗИТЕТА НАПОНА КОД ПОВРШИНСКИХ НАПРСЛИНА ПОД ДЕЈСТВОМ ТЕРМОМЕХАНИЧКОГ ОПТЕРЕЂЕЊА

#### 4.3.1 МЕХАНИЧКО ОПТЕРЕЂЕЊЕ НА ЗАТЕЗАЊЕ

На сликама од 4.11 до 4.13 приказане су нормализоване вредности фактора интезитета напона,  $K_{IN}$ , за разне геометрије површинске напрслине и узорка.

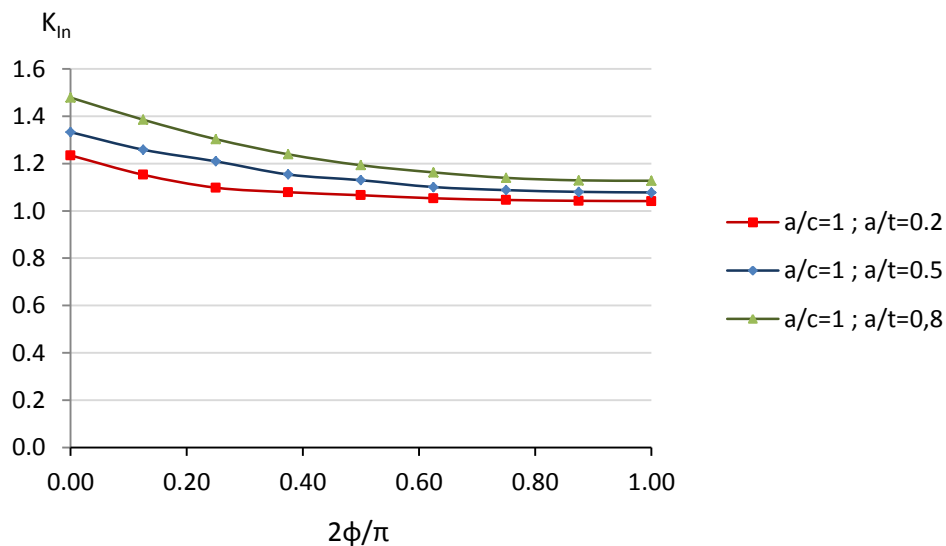
Слика 4.11 показује да су нормализоване вредности фактора интезитета напона веће у унутрашњости него на површини узорка тј. евидентан је пораст вредности  $K_{IN}$  дуж фронта напрслине за све три структуре. Такође су вредности  $K_{IN}$  веће код узорка код којих је однос дубине напрслине,  $a/c$ , и ширине узорка,  $a/t$ , већи.

Са повећањем дубине напрслине тј. односа  $a/c=1$ , нормализоване вредности фактора интезитета напона су веће на површини узорка у односу на најдубљу тачку врха напрслине у унутрашњости узорка, сл. 4.12. Међутим са повећањем односа  $a/c$  до вредности 1, вредности  $K_{IN}$  у унутрашњости узорка се смањују.



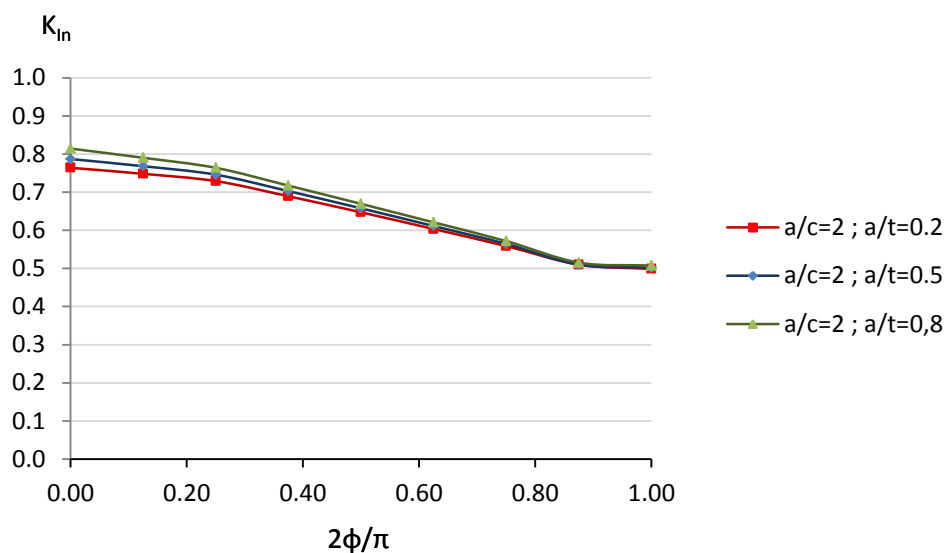
Сл. 4.11 нормализоване вредности фактора интезитета напона за плочу оптерећену на затезање и геометрију напрслине  $a/c=1/3$  и  $a/t=0.2$ ,  $a/t=0.5$  и  $a/t=0.8$

Даљим повећањем вредности  $a/c$  до вредности 2, нормализоване вредности фактора интезитета напона се смањују и на површини и унутрашњости узорка, сл. 13.



Сл. 4.12 нормализоване вредности фактора интезитета напона за плочу оптерећену на затезање и геометрију напрслине  $a/c=1$  и  $a/t=0.2$ ,  $a/t=0.5$  и  $a/t=0.8$





Сл. 4.13 нормализоване вредности фактора интензитета напона за плочу оптећену на затезање и геометрију напрслине  $a/c=2$  и  $a/t=0.2$ ,  $a/t=0.5$  и  $a/t=0.8$

На основу добијених вредности  $K_{IN}$ , приказаних на сликама 4.11 – 4.13, можемо закључити да за константне вредности односа  $a/t$ , промена нормализоване вредности фактора интензитета на површини узорка није монотона, док вредности  $K_{IN}$  на месту  $\phi = \pi/2$  монотono опадају са повећањем односа  $a/c$ .

Коначно, израчунате нормализоване вредности фактора интензитета напона за узорак са различитом геометријом површинске напрслине, дуж врха напрслине у опсегу  $0 \leq \phi \leq \pi/2$ , приказане су у табели 4.2.

Табела 4.2 Нормализоване вредности  $K_{IN}$  под дејством оптерећења на затезање

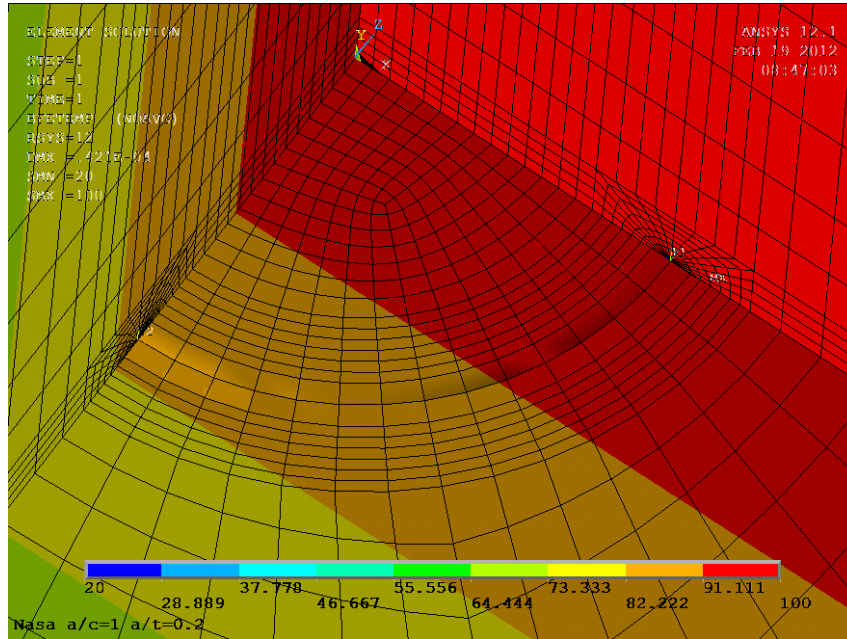
a/c	2φ/π	Оптерећење на затезање		
		a/t=0.2	a/t=0.5	a/t=0.8
1/3	0.000	0.79862	0.99590	1.27000
	0.125	0.82580	1.02985	1.28124
	0.250	0.87320	1.05432	1.28938
	0.375	0.91618	1.09173	1.31965
	0.500	0.98878	1.17375	1.38405
	0.625	1.05130	1.24425	1.45783
	0.750	1.10056	1.29916	1.51542
	0.875	1.13250	1.33421	1.55940
	1.000	1.14286	1.34612	1.60580
1	0.000	1.23450	1.33279	1.47880
	0.125	1.15258	1.25863	1.38533
	0.250	1.09800	1.20939	1.30314
	0.375	1.07880	1.15375	1.23894
	0.500	1.06617	1.12965	1.19294
	0.625	1.05320	1.10076	1.16273
	0.750	1.04615	1.08776	1.13952
	0.875	1.04250	1.08039	1.12897
	1.000	1.04140	1.07790	1.12740
2	0.000	0.76400	0.78700	0.81440
	0.125	0.74820	0.76815	0.79022
	0.250	0.72907	0.74592	0.76387
	0.375	0.68933	0.70282	0.71724
	0.500	0.64721	0.65769	0.66938
	0.625	0.60344	0.61131	0.62076
	0.750	0.55869	0.56439	0.57178
	0.875	0.51012	0.50978	0.51533
	1.000	0.49880	0.50227	0.50750

### 4.3.2 ТЕРМИЧКО ОПТЕРЕЋЕЊЕ

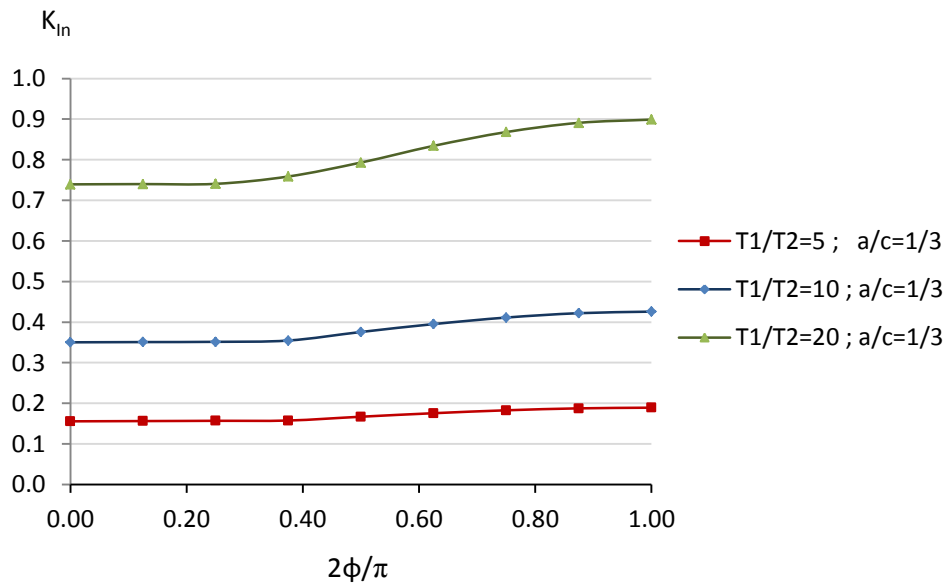
У овом поглављу анализирана је плоча са површинском напрслином под дејством термичког оптерећења. Геометрија плоче и гранични услови приказани су на слици 4.5. Карактеристике материјала за термо-механичку анализу дати су у табели 4.1, с тим да су карактеристике материјала константне у односу на температуру. Модел коначних елемената који је коришћен у термичкој анализи, коришћен је и у механичкој анализи. Сама мрежа коначних елемената око врха напрслине састоји се од сингуларних коначних елемената са двадесет чворова (сл. 4.14). У анализи је уведено термичко оптерећење тако да делује на оној страни плоче на којој се налази површинска напрслина. Расподела температурног поља дуж врха напрслине приказана је на сл. 4.14. Након спроведене термичке и механичке анализа нормализоване вредности фактора интезитета напона за различите геометрије плоче и напрслине дате су у табели 4.3. Нормализоване вредности  $K_{IN}$  су израчунате на основу термичког оптерећења коришћењем израза (4.7):

$$K_{IN} = \frac{K_I}{E\alpha T\sqrt{\pi a}} \quad (4.7)$$

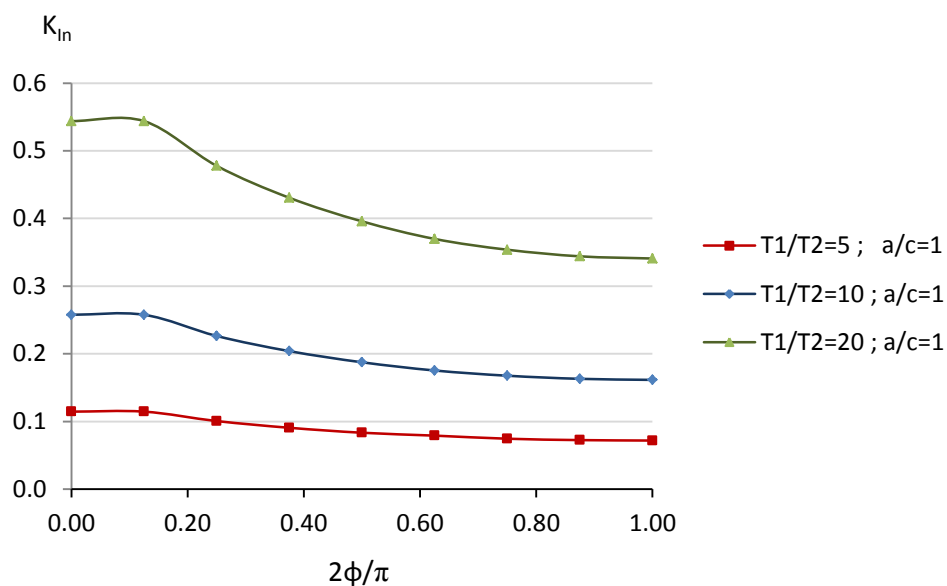
На сликама од 4.15 – 4.17 приказане су нормализоване вредности фактора интезитета напона под дејством термичког оптерећења за следеће геометрије напрслине  $a/c=1/3, 1$  и  $2$  и константан однос дубине напрслине и дебљине плоче  $a/t=0.2$ . На слици 4.5 приказан је температурни градијент плоче где је температура  $T_1$  на површини са напрслином  $5, 10$  и  $20$  пута већа у односу на површину без напрслине  $T_2$ . Како се однос  $a/c$  повећава од  $1/3$  до  $1$ , нормализоване вредности фактора интезитета напона на површини плоче са напрслином,  $\phi=0$ , опадају, с тим да са даљим повећањем односа  $a/c$  од  $1$  до  $2$ , вредности  $K_{IN}$  расту. Такође вредности  $K_{IN}$  у најдубљој тачки напрслине,  $2\phi/\pi=1$ , монотонно опадају са повећањем односа  $a/c$  и  $T_1/T_2$ .



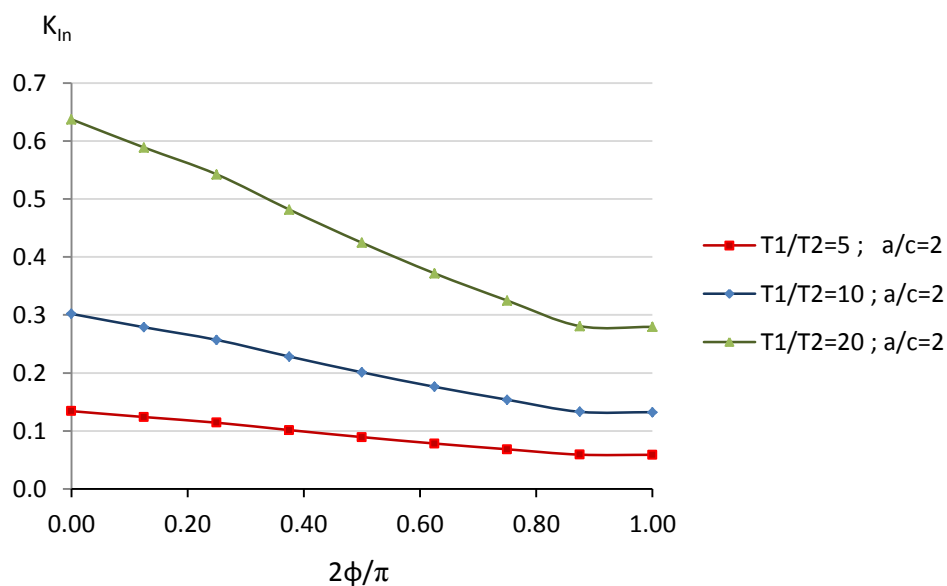
Сл. 4.14 расподела температурног поља дуж врха напрслине



Сл. 4.15 нормализоване вредности фактора интензитета напона за плочу под дејством термичког оптерећења и геометрију напрслине  $a/c=1/3$  и  $a/t=0.2$



Сл. 4.16 нормализоване вредности фактора интезитета напона за плочу под дејством термичког оптерећења и геометрију напрслине  $a/c=1$  и  $a/t=0.2$



Сл. 4.17 нормализоване вредности фактора интезитета напона за плочу под дејством термичког оптерећења и геометрију напрслине  $a/c=2$  и  $a/t=0.2$

Табела 4.3 Нормализоване вредности  $K_{IN}$  под дејством термичког оптерећења

a/t	2φ/π	Термичко оптерећење		
		$a/c=1/3$		
		$T_1/T_2$		
		5	10	20
0.2	0.000	0.1557	0.3502	0.7394
	0.125	0.1563	0.3508	0.7400
	0.250	0.1569	0.3515	0.7406
	0.375	0.1576	0.3546	0.7587
	0.500	0.1670	0.3757	0.7931
	0.625	0.1756	0.3951	0.8341
	0.750	0.1828	0.4112	0.8681
	0.875	0.1876	0.4220	0.8909
	1.000	0.1892	0.4258	0.8989
		$a/c=1$		
		$T_1/T_2$		
		5	10	20
0.2	0.000	0.1145	0.2576	0.5438
	0.125	0.1145	0.2576	0.5438
	0.250	0.1006	0.2263	0.4778
	0.375	0.0906	0.2039	0.4306
	0.500	0.0833	0.1875	0.3957
	0.625	0.0790	0.1753	0.3698
	0.750	0.0745	0.1676	0.3538
	0.875	0.0724	0.1630	0.3440
	1.000	0.0717	0.1614	0.3408
		$a/c=2$		
		$T_1/T_2$		
		5	10	20
0.2	0.000	0.1342	0.3019	0.6373
	0.125	0.1239	0.2788	0.5887
	0.250	0.1142	0.2569	0.5424
	0.375	0.1015	0.2283	0.4816
	0.500	0.0894	0.2011	0.4245
	0.625	0.0783	0.1761	0.3716
	0.750	0.0684	0.1539	0.3248
	0.875	0.0591	0.1330	0.2807
	1.000	0.0588	0.1324	0.2794

#### 4.4 ЗАКЉУЧАК

У овом поглављу спроведена је процедура одређивања фактора интензитета напона код структура са површинском напслином под дејством механичког (на затезање) и термичког оптерећења. Детаљна анализа је спроведена код плоча са површинском напслином и различитим геометријама напслине ( $a/c$ ) и плоче ( $a/t$ ). У анализи се пошло од претпоставке да је материјал изотропан и да су карактеристике материјала независне од температуре. На основу задатог оптерећења и граничних услова као и геометрије плоче, израчунате вредности фактора интензитета напона описују само I мод. Добијене вредности фактора интензитета напона су приказане у стандардној нормализованој форми и графички и табеларно. Спроведена анализа показује комплексност понашања површинске напслине и њен утицај на отпорност структуре у току процеса експлоатације.

## **5. НУМЕРИЧКЕ МЕТОДЕ И СИМУЛАЦИЈЕ ПРОЦЕСА ЗАВАРИВАЊА ЕЛЕМЕНАТА КОНСТРУКЦИЈА**

Заваривање је поступак који се често користи у индустрији ради спајања два и више елемената. Добро је познато да се процес заваривања састоји од интезивног локалног уноса топлоте, који има за последицу појаву заосталих напона и деформацију у завареним структурама, нарочито у случају танких плоча. Поред тога, одређивање величине деформација као и услови заваривања су неопходни за наше даље анализе у овом поглављу. Развојем савремене компјутерске технологије, метода коначних елемената је постала поуздана метода за одређивање заосталих напона и деформација након процеса заваривања [40,43]. Међутим, величина деформација заварених елемената зависи од димензије самих елемената, додатног материјала у процесу заваривања као и поступка заваривања. Такође, брзо и тачно одређивање заосталих напона и деформација након процеса заваривања постаје изазов у пројектовању и анализи заварених конструкција.

На високим температурама, неопходно је спојити елементе истог или различитог хемијског састава, физичких и механичких особина. Несумњиво, спајање различитих материјала је много теже у односу на материјале са истим особинама [44].

Првенствено, заварене структуре морају испунити услов затезне чврстоће као и процену деформација које морају бити урађене и праћене. Такође, заостали напони могу постојати у било којим завареним структурама. Заостали напони услед заваривања могу бити веома комплексни и њихову расподелу је веома тешко предвидети [45,47].

Данас се користе многе технике у мерењу заосталих напона, укључујући технику ултразвучног испитивања, поступак дифракције X-зрака, процедуру лома и технику осетљивости напона. Међутим, ове методе не могу дати праву расподелу напона, која је сама по себи доста комплексна. Такође, поменуте методе су скупе, захтевају доста времена а неке од њих захтевају и разарање материјала. У задњих неколико деценија, нумеричке методе су развијане како би се решили комплексни инжењерски проблеми, укључујући и одређивање заосталих напона након процеса заваривања [48,50].



У овом поглављу коришћена је метода коначних елемената у анализи процеса заваривања и одређивању заосталих напона код сучеоно заварених плоча и цеви истих и различитих механичких и термичких карактеристика. У анализи је укључен покретан извор топлоте, депозит материјала, особине материјала у функцији температуре, пластичне и еластичне особине материјала, нестационарни пренос топлоте и механичка анализа [51,54].

## 5.1 ТЕОРЕТСКЕ ПОСТАВКЕ

Теоретски, процес заваривања можемо посматрати као термичку и механичку анализу. Термички напони који настају у току процеса заваривања израчунати су након термичке анализе и добијене расподеле температурног поља. Заостали напони, за сваки прираштај температуре, придодати су у сваком чвору модела коначних елемената како би се одредило ново стање напона пре почетка нове анализе и температурног прираштаја.

### 5.1.1 ТЕРМИЧКИ МОДЕЛ

Диференцијална једначина провођења топлоте у чврстом телу можемо описати следећом једначином:

$$\frac{\partial}{\partial x} \left( k_x \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left( k_y \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left( k_z \frac{\partial T}{\partial z} \right) + Q = \rho C \frac{\partial T}{\partial t} \quad (5.1)$$

где су  $k_x$ ,  $k_y$ ,  $k_z$  коефицијенти провођења топлотеу  $x$ ,  $y$  и  $z$  правцу,  $T$  је тренутна температура,  $Q$  је генерисана топлота,  $\rho$  је густина,  $C$  је специфична топлота и  $t$  је време. Опште решење једначине 5.1 добијамо након увођења почетних и граничних услова:

Почетни услови:

$$T(x, y, z, 0) = T_o(x, y, z) \quad (5.2)$$

Гранични услови:

$$\left( k_x \frac{\partial T}{\partial x} N_x + k_y \frac{\partial T}{\partial y} N_y + k_z \frac{\partial T}{\partial z} N_z \right) + q_s + h_c(T - T_\infty) + h_r(T - T_r) = 0 \quad (5.3)$$

где је  $N_x$ ,  $N_y$ ,  $N_z$  скаларни производ вектора нормале на контури у  $x$ ,  $y$  и  $z$  правцу,  $h_c$  коефицијент преношења топлоте,  $h_r$  коефицијент радијације на спољњој површини тела,  $q_s$  топлотни флуks на контури,  $T_r$  је температура тела које је извор радијације и  $T$  је температура спољашње средине. Губитак топлоте услед радијације је значајан у близини завареног споја и можемо га изразити следећом једначином:

$$h_r = \sigma \varepsilon F (T^2 + T_r^2) (T + T_r) \quad (5.4)$$

где је  $\sigma = 5,67 \times 10^{-8} \text{ J}/(\text{m}^2 \text{K}^4)$  Steffan-Boltzman константа,  $\varepsilon$  је ефективна емисивност и  $F$  је фактор конфигурације околине. Удаљавањем од зоне завареног споја губици топлоте услед радијације се смањују док се губитак топлоте услед преношења топлоте,  $h_c$ , повећава. Укупна количина унете топлоте може се представити следећим изразом

$$q = \frac{\eta UI}{V_H} \quad (5.5)$$

где је  $\eta$  ефикасност процеса заваривања,  $I$  је јачина струја,  $U$  је напон а  $V_H$  је запремина коначног елемента у тренутку заваривања.

### 5.1.2 МЕХАНИЧКИ МОДЕЛ

Једначину равнотеже можемо формулисати следећом једначином:

$$\sigma_{ij,j} + \rho b_i = 0 \quad (5.6)$$

$$\sigma_{ij} = \sigma_{ji} \quad (5.7)$$

У једначинама (5.6) и (5.7)  $\sigma_{ij}$  је тензор напона,  $\rho$  је густина материјала а  $b_i$  је запреминска сила. Следеће конститутивне једначине, које узимају у обзир термо-пластичне карактеристике материјала, користићемо у нумеричким симулацијама:

$$[d\sigma] = [D^{ep}][d\varepsilon] - [C^{th}]dT \quad (5.8)$$

$$[D^{ep}] = [D^e] + [D^p] \quad (5.9)$$

где је  $[D^e]$  је матрица крутости материјала у области еластичних деформација,  $[D^p]$  матрица крутости материјала у области пластичних деформација,  $[C^{th}]$  је термичка матрица крутости,  $[d\varepsilon]$  је прираштај деформација и  $dT$  је температурни инкремент.

Постоје две различите методе у спрегнутим анализама: секвенцијална и директна. Која ће метода бити коришћена у спрегнутим анализама, зависи од поља која треба спрегнути. Секвенцијална метода обухвата две или више секвенцијалних анализа које припадају различитим пољима. Супротно овој методи, директна метода обухвата само једну анализу која користи спрегнуте елементе који имају све неопходне степене слободе.

У овом поглављу процес заваривања је симулиран методом коначних елемената. Поступак симулације заваривања је подељен у две фазе: термичку и механичку анализу. Прво, у термичкој анализи, температурно поље је одређено у функцији времена. Добијени резултати у термичкој анализи, узети су као улазни подаци у механичкој анализи како би се добила померања у чворовима и напони у тачкама интеграције. С обзиром да температурно поље има јак утицај на поље напона, с тим да је инверзан утицај незнатан, секвенцијална метода у анализи заосталих напона даје добре резултате. Поред тога, 3-Д анализа методом коначних елемената оптималан је начин одређивања термичког циклуса заваривања. Дакле, у овом поглављу, процес заваривања је симулиран коришћењем секвенцијалне спрегнуте 3-Д термомеханичке формулације коначних елемената засноване на ANSYS коду.

У овом поглављу је направљен модел коначних елемената за термичку и механичку анализу како би се урадила симулација процеса заваривања. Да би се урадио одговарајући модел, узети су у обзир параметри процеса заваривања (брзина заваривања, број и редослед пролаза, додатни материјал итд.), гранични услови, нелинеарне карактеристике материјала и сви други физички процеси који се дешавају у току заваривања. Поред тога, тешко је узети у разматрање све

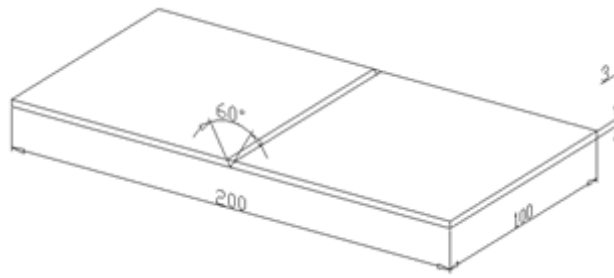
факторе који утичу на процес заваривања у исто време. Стога у самом моделу за термичку анализу морамо да укључимо следеће апроксимације:

1. Померања делова у току процеса заваривања немају утицаја на расподелу температурног поља на саме делове модела
2. Термичке особине материјала су дате до температуре топљења
3. Поступак активације и деактивације елемената је коришћен.

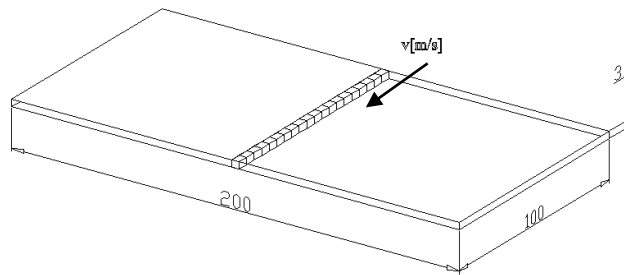
Први корак је термичка анализа у току које је израчунато температурно поље за сваки корак оптерећења. Овде је уведена претпоставка да је термичка анализа у датом тренутку времена независна од механичке анализе, добијене у претходном тренутку сходно претпоставци 1. тј. термичка и механичка анализа нису спрегнуте.

## **5.2. СУЧЕОНО ЗАВАРЕНЕ ПЛОЧЕ – 3Д ЕЛЕМЕНТИ**

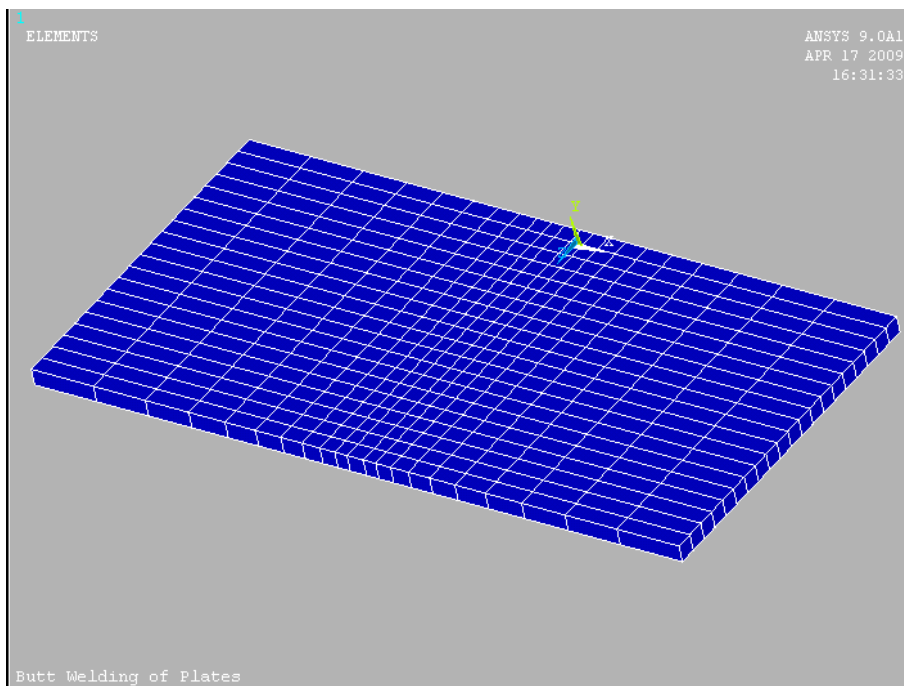
Процес симулације сучеоног заваривања две плоче (материјал ASTM 36) са геометријским карактеристикама приказан је на слици 5.1. Услед високог температурног и напонског градијента близу места заваривања, модел коначних елемената има финију мрежу са обе стране завареног споја. Коначни елемент са осам чворова и линеарном функцијом облика је коришћен за умрежавање модела. Да би моделирали покретан извор топлоте, потребно је да га моделирамо за сваки временски прираштај. У овој анализи покретан извор топлоте је поједностављен тако што лук заваривања остаје у елементу са константним генерисаним специфичним запреминским флуksom, који се затим помера према следећем елементу након завршетка процеса заваривања (сл.5.2). Коначни елемент SOLID 70, који има један степен слободе, коришћен је у термичкој анализи. У механичкој анализи коришћен је коначни елемент SOLID 45 који има три степена слободе у сваком чвору. На слици 5.3 приказан је модел коначних елемената који је коришћен у анализи.



Сл. 5.1 Модел са геометријским карактеристикама



Сл. 5.2 Упрошћен 3-Д модел са покретним извором топлоте



Сл. 5.3 Модел коначних елемената коришћен у анализи

Термичке карактеристике материјала у зависности од температуре, зона утицаја топлоте и додатни материјал за заваривање узети су са претпоставком да

су исти и дати су у табели 5.1. Исте механичке карактеристике материјала коришћене су и за заварени спој и основни материјал, сходно затезној чврстоћи. За модел који описује пластично понашање материјала узет је von Misses-ов модел независног изотропног билинеарног отврдњавања.

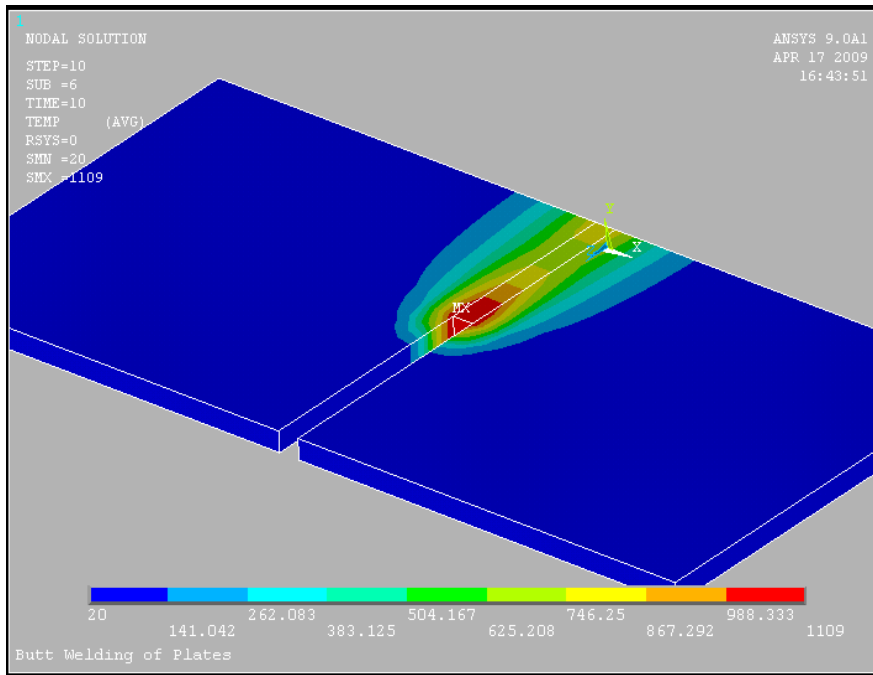
Табела 5.1

Температура (°C)	Специфич на топлота (J/kg°C)	Топлотна проводљив ост (W/m°C)	Густина (kg/m <sup>3</sup> )	Затезна чврстоћа (MPa)	Коефицијент термичког ширења (10 <sup>-5</sup> /°C)	Young-ов модул (GPa)	Poisso n-ов кофици циент
0	480	60	7880	380	1.15	210	0.3
100	500	50	7880	340	1.2	200	0.3
200	520	45	7800	315	1.3	200	0.3
400	650	38	7760	230	1.42	170	0.3
600	750	30	7600	110	1.45	80	0.3
800	1000	25	7520	30	1.45	35	0.3
1000	1200	26	7390	25	1.45	20	0.3
1200	1400	28	7300	20	1.45	15	0.3
1400	1600	37	7250	18	1.45	10	0.3
1550	1700	37	7180	15	1.45	10	0.3

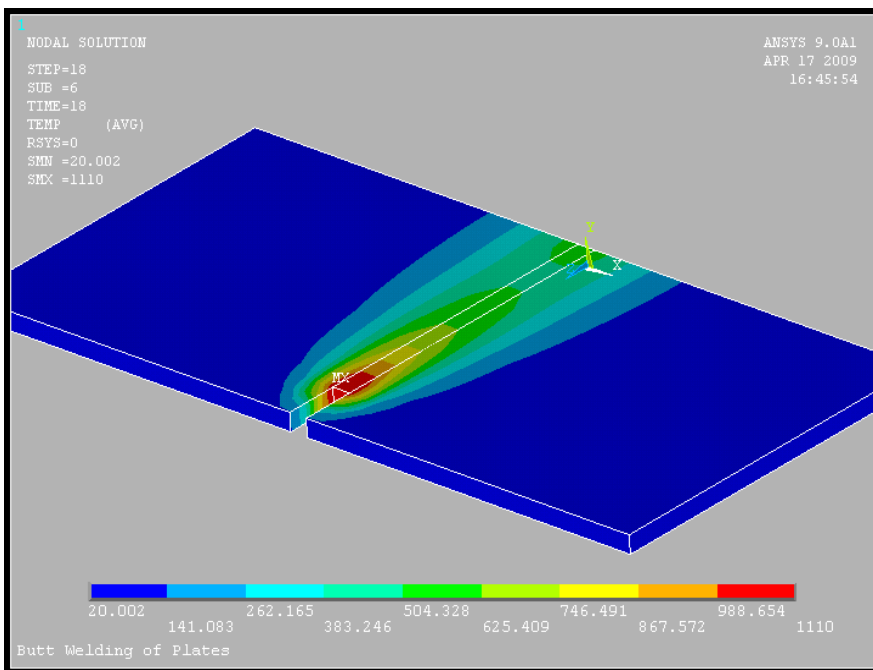
Унос топлоте у току процеса заваривања је моделиран тако да је еквивалентан уносу топлоте који обухвата и топлотни флуks тела. Количина унете топлоте је срачуната према једначини (5.5).

У овој анализи узети су следећи параметри заваривања: јачина струје 180А, напон 24V и брзина заваривања 5 mm (sec)<sup>-1</sup>, док је ефикасност процеса заваривања 85%.

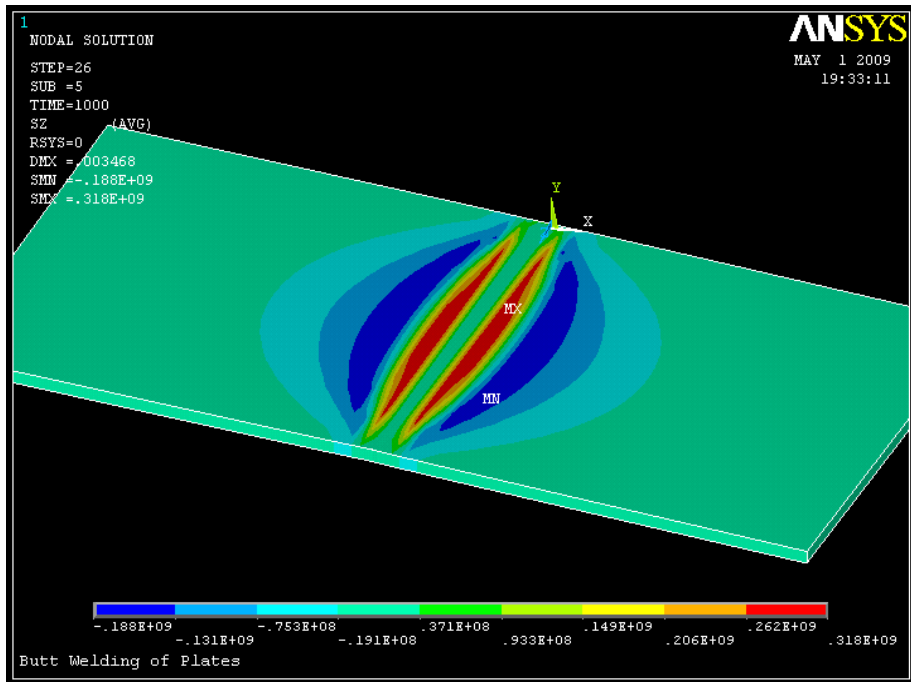
Да би адекватно симулирали покретан извор топлоте неопходно је да се моделира извор топлоте за сваки временски прираштај. На сликама 5.4 и 5.5 приказано је температурно поље сучеоно заварених плоча у временском тренутку 5 и 15 секунди након почетка процеса заваривања.



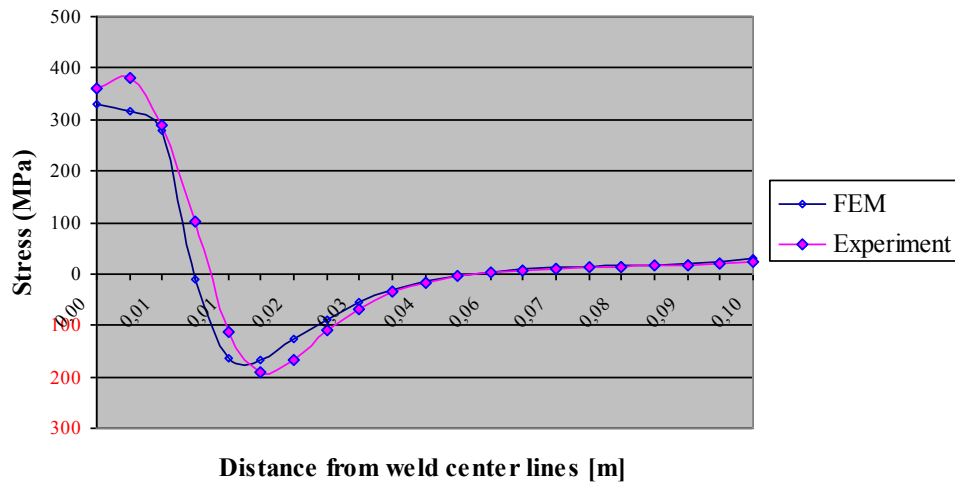
Сл. 5.4 распредела температуре након 5 секунди



Сл. 5.5 распредела температуре након 15 секунди



Сл. 5.6 расподела заосталих напона након процеса заваривања



Сл. 5.7 Вредности заосталих напона добијених експериментом и ФЕ анализом



### 5.3 ЗАКЉУЧАК

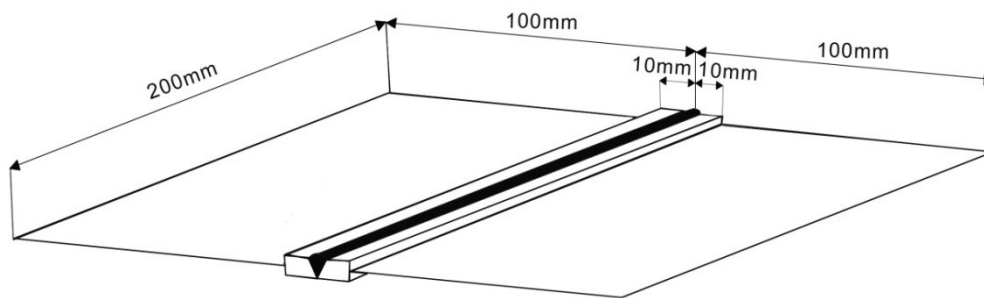
У овом примеру је представљена нумеричка симулација процеса заваривања код две сучеоно заварене плоче применом методе коначних елемената. Као што је и показано у овом примеру, метода коначних елемената је ефикасна техника у одређивању заосталих напона у процесу заваривања. Процес заваривања је посматран као секвенцијално термо-механичка анализа стим да је кориштена техника активације и деактивације елемената (birth and death елементи) како би се симулирао процес уношења додатног материјала. Расподела заосталих напона у аксијалном правцу код сучеоно заварених плоча, који су добијени анализом коначних елемената, приказани су на слици 5.6. Резултате које смо добили у анализи методом коначних елемената и експериментом приказани су на слици 5.7. Добијене вредности заосталих напона као и њихова расподела, коришћене нумеричком анализом су веома блиске са резултатима добијеним експериментом.

Поступак симулације заваривања може се применити и у другим анализама. Можемо посматрати и друге параметре заваривања, на пример, брзина заваривања, јачина струје, напон, број пролаза, различити додатни материјали итд. Такође, различити геометријски гранични услови, као и нелинеарност материјала можемо укључити у анализу. Да би резултати добијени у анализи методом коначних елемената били веома приближни резултатима добијеним експериментом, морамо водити рачуна и о величини самих коначних елемената као и профињености мреже око завареног споја.

### 5.4 СУЧЕОНО ЗАВАРЕНЕ ПЛОЧЕ – 3Д ЕЛЕМЕНТИ И ЕЛЕМЕНТИ ТИПА ЉУСКИ

У овом примеру коришћена је техника спајања 3Д елемената и љуски, како би се повећала ефикасност и тачност нумеричке анализе процеса заваривања. Спроведен је поступак одређивања заосталих напона у сучеоно завареним плочама. Основна идеја је да се адекватно изведе спајање елемената: 3Д и љуски. Стога су тродимензионални коначни елементи спојени са љускама коришћењем контактеног модела, shell-to-solid. Осим тога, ова техника комбинује тачност решења пуног 3Д модела са ефикасношћу модела коначних елемената типа љуски [54].

У овом примеру спроведена анализа се такође заснива на секвенцијалној термо-напонској процедури у којој је након нестационарне термичке анализе спроведена термичка напонска анализа. Температурно поље, које је добијено након термичке анализе, узето је као оптерећење за термичко-напонску анализу. За ову анализу коришћени су пуни 3Д елементи и љуске. Пуни 3Д елементи су коришћени у близини завареног споја, где су температурни градијенти високи. С друге стране, за област ван завареног споја где температурни градијент није висок, коришћени су елементи типа љуске. Прелаз између пуних 3Д елемената и љуски посматран је као контактни проблем [55, 56].



Сл. 5.8 Геометрија сучеоно заварених плоча

Да би приказали наведене технике моделирања, спровели смо процес заваривања две сучеоно заварене плоче, направљене од материјала S15C [52]. У оба случаја усвојено је да основни и додатни материјал имају исте термичке и механичке карактеристике.

Такође је усвојено да материјал има еластично-идеално пластично понашање. Термичке и механичке карактеристике материјала приказане су у табели бр. 5.2. Параметри заваривања коришћени у овој анализи су: TIG поступак, јачина струје заваривања  $I=300\text{ A}$ , напон заваривања  $U=21\text{ V}$  и брзина заваривања  $v=10\text{ mm/s}$ . С обзиром да подаци за коефицијент преноса топлоте  $k$ , ефикасност уноса топлоте  $E_{ff}$  и емисивност  $\varepsilon$  нису дати у референци [52], узете су следеће вредности:  $k=15\text{ W/m}^2\text{K}$ ,  $E_{ff}=70\%$  и  $\varepsilon = 0.77$ .

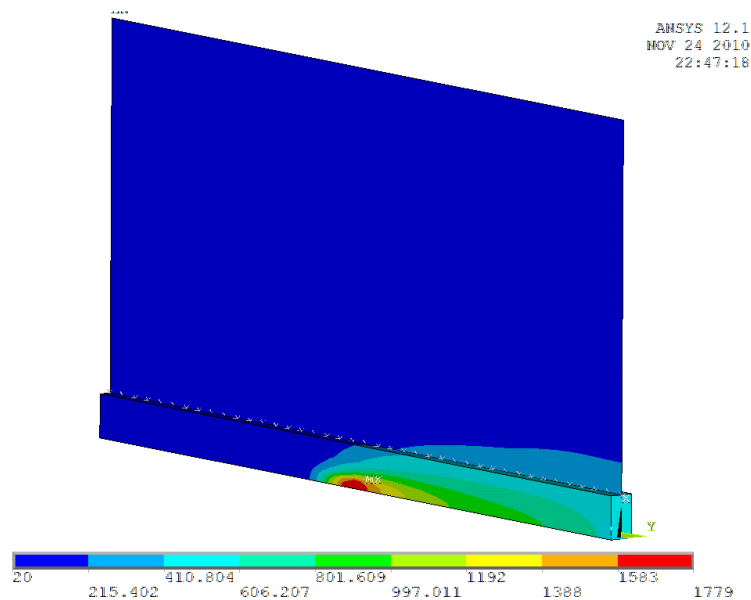
Табела 5.2. Термо-механичке карактеристике материјала S15C

Температура (°C)	Специфична топлота (J/kg°C)	Топлотна проводљивост (W/m°C)	Густина (kg/m <sup>3</sup> )	Затезна чврстоћа (MPa)	Коефицијент термичког ширења (10 <sup>-5</sup> /°C)	Young-ов модул (GPa)	Poisson-ов коефицијент
0	360	59	7880	250	1.10	200	0.3
100	450	55	7880	240	1.02	180	0.3
200	500	52	7800	230	1.25	170	0.3
400	550	43	7760	175	1.40	160	0.3
600	800	40	7600	125	1.55	125	0.3
800	1200	31	7520	45	1.62	100	0.3
1000	800	35	7390	35	1.62	25	0.3
1200	800	35	7300	25	1.62	20	0.3
1400	800	35	7250	10	1.62	15	0.3
1550	1200	35	7180	5	1.62	10	0.3

Процес заваривања две сучеоно заварене плоче посматран је само са једним пролазом. С обзиром да је модел симетричан у односу на заварени спој, посматрана је само једна половина модела.

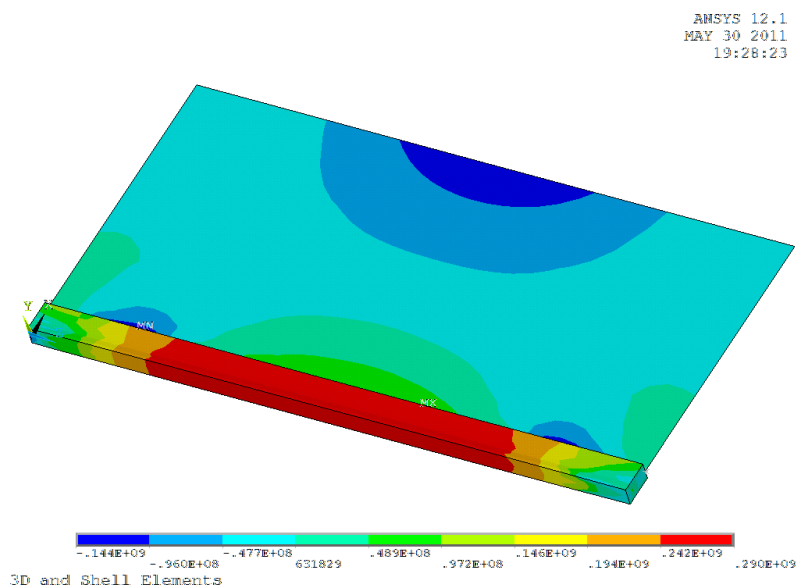
#### 5.4 МОДЕЛ 3Д ЕЛЕМЕНТИ И ЉУСКЕ

Слика 5.9. приказује модел две сучеоно заварене плоче. Дужина сваке плоче је 200мм, ширина 100мм и дебљина 6мм. Модел са 3Д елементима и љускама је састављен од 960 3Д елемента и 240 љускастих елемената. 3Д елементи су коришћени за област веома близу завареног споја. У овом примеру коришћен је софтверски пакет Ansys за анализу процеса заваривања. У софтверском пакету Ansys, за термичку анализу коришћени су SOLID 70 пуни елементи и SHELL 57 елемент типа љуски, док су у механичкој анализи коришћени SOLID 45 пуни елементи и SHELL 43 елемент типа љуски. Један део плоче је моделиран са пуним елементима, величине 5x1,5x1 mm, који постају већи са удаљавањем од места завареног споја. Иста мрежа коначних елемената је коришћена за симулацију процеса заваривања у термичкој и механичкој анализи. На слици 5.9 Приказано је температурно поље након 10 секунди од почетка процеса заваривања.



Сл. 5.9 Расподела температуре након 10 секунди од почетка заваривања, коришћењем пуних 3Д елемената и љуски

На слици 5.10 приказана је расподела заосталих напона након процеса заваривања код сучеоно заварених плоча, коришћењем 3Д и елемената типа љуски.



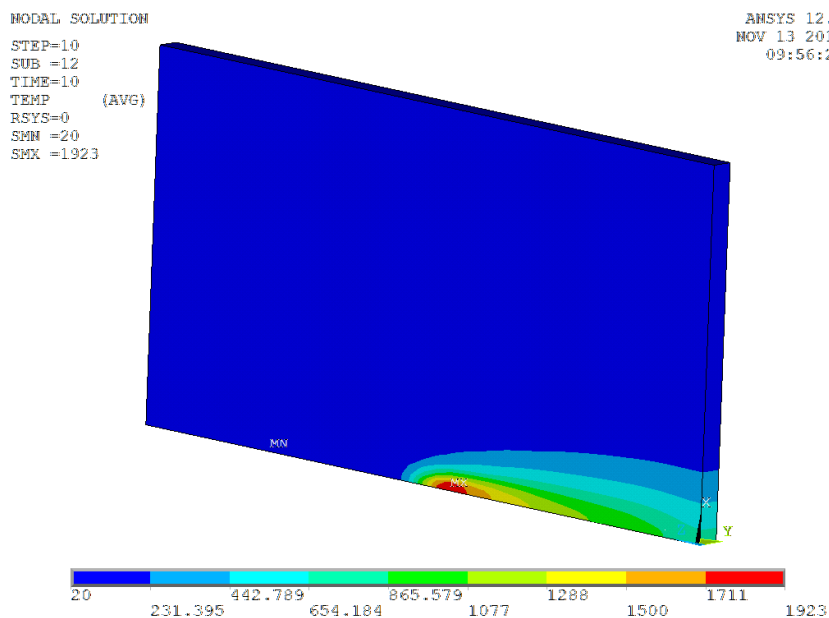
Сл. 5.10 Расподела заосталих напона након процеса заваривања коришћењем 3Д и елемената типа љуски

## 5.6 ПУН 3Д МОДЕЛ

Модел сучеоно заварених плоча направљен је са једним пролазом заваривања. Узимајући у обзир симетрију, само једна половина модела је узета у разматрање. Мрежа тродимензионалних елемената састоји се од 2240 елемената. Такође, иста мрежа је коришћена и за термичку и механичку анализу. За термичку анализу коришћени су SOLID70 елементи, а за механичку анализу SOLID 45 елементи.

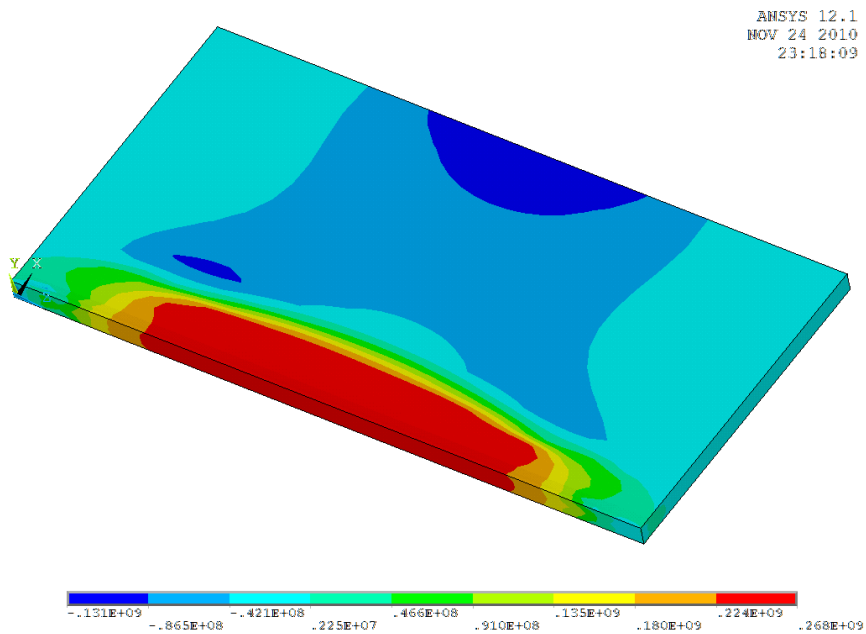
За израду модела коначних елемената коришћена је иста величина и распоред елемената као и код спрегнутог модела 3Д и љуски.

На слици 11. приказана је расподела температурног поља 10 секунди након почетка заваривања.



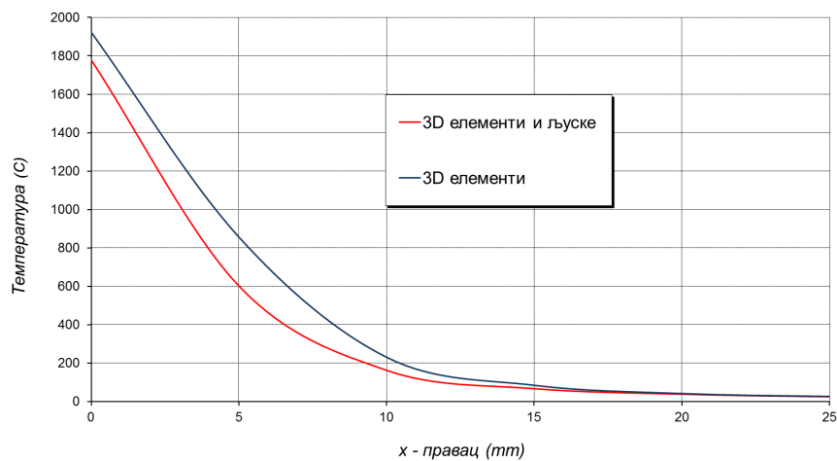
Сл. 5.11 Расподела температурног поља, 10 секунди након почетка процеса заваривања, за модел са 3Д елементима

На слици 12. приказана је расподела заосталих напона након процеса заваривања код сучеоно заварених плоча, коришћењем 3Д елемената.



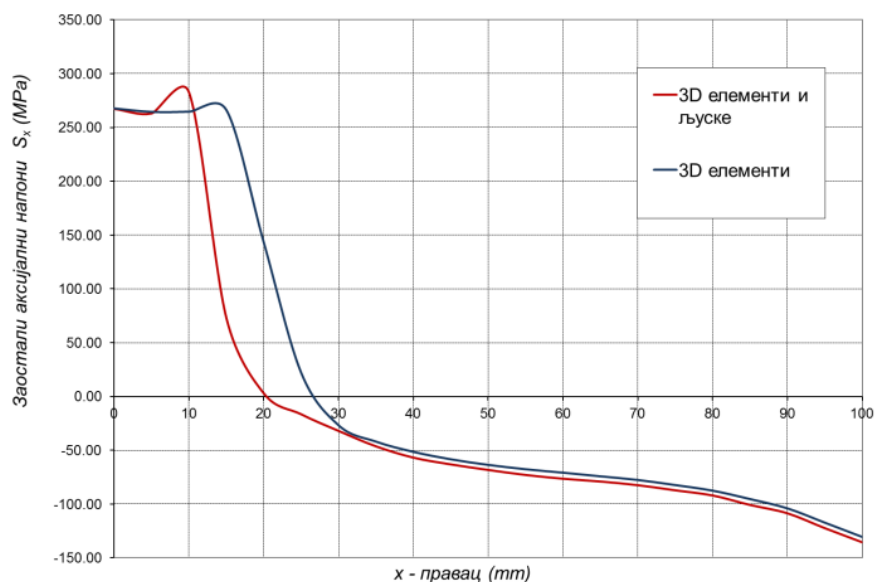
Сл. 5.12 Расподела заосталих напона након процеса заваривања коришћењем 3Д елемената, Ansys

На слици 5.13 приказано је поређење температурних поља за случај пуног 3Д модела и комбинација 3Д и елемената типа љуски, на средини плоче ( $z = 100$  mm), 10 секунди након почетка процеса заваривања.



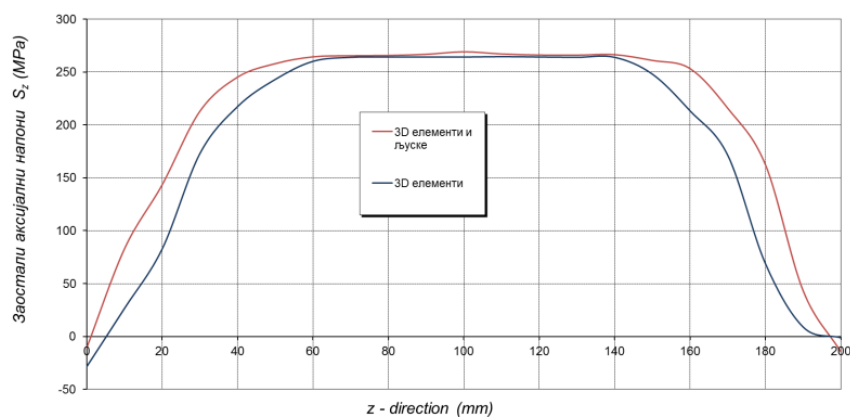
Сл. 5.13 Расподела температура за пун 3Д модел и спрегнут модел 3Д и елемената типа љуски

Слика 15.4 приказује расподелу заосталих напона у x-правцу на средини плоче,  $z = 100$  mm, за случај пуног 3Д модела и комбинације 3Д и елемената типа љуски.



Сл. 5.14 Заостали напони у  $x$  - правцу на средини плоче,  $z=100$  mm

На слици 5.15 приказана је расподела заосталих напона у  $z$ - правцу на средини плоче у правцу завареног споја.



Сл. 5.15 Заостали напони у  $z$ - правцу на средини плоче у правцу завареног споја

## 5.7 ЗАКЉУЧАК

Моделирање процеса заваривања коришћењем тродимензионалног модела захтева значајне компјутерске ресурсе. За разлику од модела где се користе 3Д

елементи, код модела само са елементима типа љуски није могуће добити прецизну расподелу температурног и напонског поља. Из тог разлога, као једно од могућих алтернатива у анализама методом коначних елемената користе се 3Д елементи и елементи типа љуски. 3Д елементе користимо у оном делу модела који је од интереса у нашој анализи (зона завареног споја) док се за преостали део модела користе елементи типа љуски.

За наведене моделе коначних елемената прво је урађена термичка анализа. Расподела температурног поља је приказана на слици 5.13, где су вредности температуре у завареном споју код модела са 3Д елементима, 1922 °С, нешто веће у односу на модел са 3Д елементима и елементима типа љуски, 1778 °С. Међутим, разлика у вредностима температурног поља, како се удаљавамо од зоне завареног споја према крајевима плоча, полако нестаје.

На слици 5.14 приказане су вредности заосталих напона у аксијалном правцу (x-оса), на средини плоче,  $z=100\text{mm}$ , за оба модела коначних елемената. Вредности заосталих напона су приближне у самом завареном споју, за оба модела. Међутим, како се удаљавамо од зоне завареног споја, вредности заосталих напона код модела са 3Д елементима и елементима типа љуски имају већи градијент опадања у односу на модел са 3Д елементима. Разлике у вредностима заосталих напона се појављују у области прелаза између 3Д елемената и елемената типа љуски.

Вредности заосталих напона дуж осе заваривања приказане су на слици 5.15. Максималне вредности заосталих напона, које се појављују на средини плоче су приближне за оба модела. Незнатна разлика у вредностима заосталих напона се појављује на местима на почетку процеса заваривања и завршетку процеса заваривања.

На основу спроведених анализа, можемо закључити да техника моделирања са спрегнутим 3Д елементима и елементима типа љуски даје доста приближне резултате моделу са 3Д елементима. Међутим, код прављења модела са спрегнутим 3Д елементима и елементима типа љуски, морамо водити рачуна о профијености мреже око завареног споја као и на прелазу између 3Д елемената и елемената типа љуски, као би добијени резултати били поуздани.



## 5.8 СУЧЕОНО ЗАВАРЕНЕ ЦЕВИ

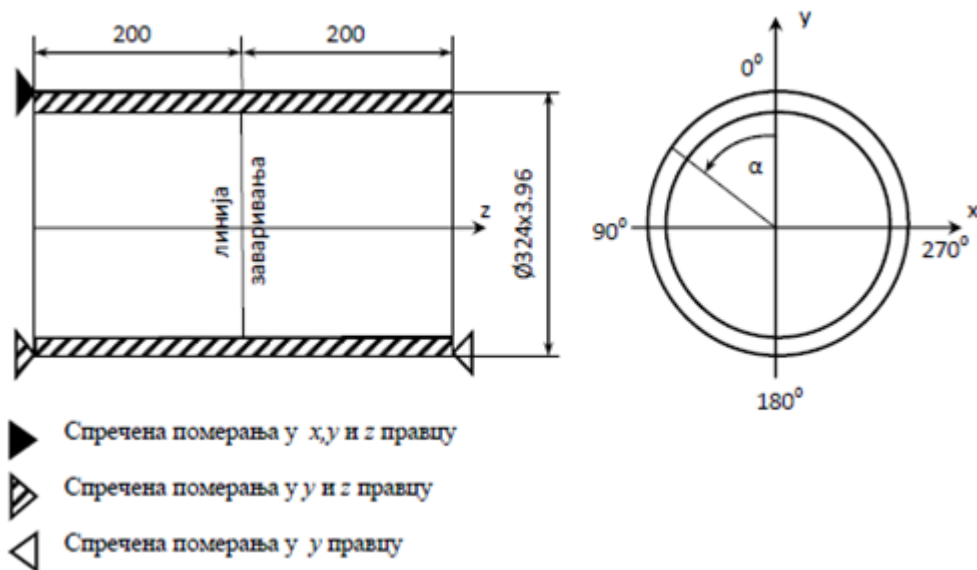
Заваривање цеви и лимова различитих термо-механичких карактеристика се користи у изградњи термоелектрана, бродоградњи и другим гранама индустрије. Сам поступак заваривања можемо добро симулирати коришћењем методе коначних елемената [59].

У овом поглављу је урађена нумеричка симулација заваривања две сучеоне цеви, димензија  $\varnothing 324.0 \times 3.96$  mm, са константном дебелином завареног споја 3.84 mm, по целој дебелини зида цеви. У анализи су коришћена два модела: модел А – термо-механичке карактеристике материјала у функцији температуре, и модел Б – термо-механичке карактеристике материјала су константне.

На слици 5.16 приказан је модел заваривања две сучеоне заварене цеви направљене од челика ознака SAE 1020. Пречник сваке цеви је 324 mm, дебелина зида цеви 3.96 mm и дужина сваког комада цеви је 200 mm. Ширина завареног споја је 3.84 mm и једнака је по целој дебелини цеви. Механичке и топлотне карактеристике материјала дате су у табели 5.3. За понашање материјала је узето да је еластично-идеално пластично. У овој анализи узети су следећи параметри заваривања: ТИГ поступак, јачина струје  $I=110$  А, напон заваривања  $U=20$  V и брзина заваривања  $v=5$  mm/s. Такође су усвојени следећи параметри: коефицијент преношења топлоте  $h_c=15$  W/m<sup>2</sup>K, ефикасност процеса заваривања  $\eta =70\%$  и фактор емисивности  $\varepsilon= 0.8$ . Процес заваривања је спроведен у једном пролазу. Количина унете топлоте у процесу заваривања износи  $q = 2.076 \times 10^{10}$  J/m<sup>3</sup>s. Модел је направљен од 14400 тродимензионалних коначних елемената. Иста мрежа коначних елемената је коришћена и за термичку и механичку анализу.

Table 5.3 Термичке и механичке карактеристике материјала SAE 1020 [2]

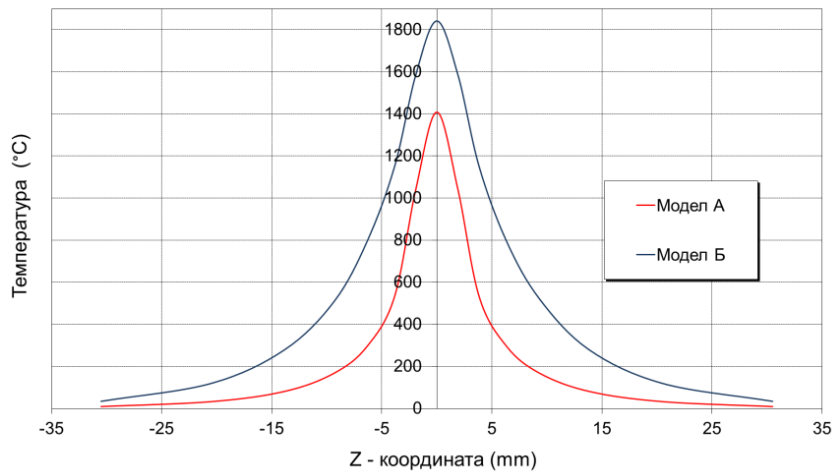
Температура (°C)	Специфична топлота (J/Kg°C)	Топлотна проводљивост (W/m°C)	Густина (kg/m <sup>3</sup> )	Напон на граници течења (MPa)	Коефицијент термичког ширења (°C <sup>-1</sup> )	Young-ов модул еластичности (GPa)	Poisson-ов коефицијент
0.00	360.0	59.0	7800	105.0	1.100E-5	210.00	0.280
200	650.0	52.5	7792	101.0	1.250E-5	165.00	0.295
400	900.0	43.0	7784	101.0	1.400E-5	115.00	0.300
500	1050.0	37.5	7780	99.0	1.500E-5	85.00	0.305
600	1150.0	35.0	7776	20.0	1.550E-5	45.00	0.310
700	1250.0	32.0	7772	20.0	1.600E-5	20.00	0.310
800	1300.0	31.0	7768	20.0	1.620E-5	20.00	0.310
1000	1300.0	31.0	7760	20.0	1.620E-5	20.00	0.310
1200	1300.0	31.0	7752	20.0	1.620E-5	20.00	0.310
1400	1300.0	31.0	7744	20.0	1.620E-5	20.00	0.310
1600	1300.0	31.0	7736	20.0	1.620E-5	20.00	0.310



Сл. 5.16 Геометрија сучеоно заварених цеви

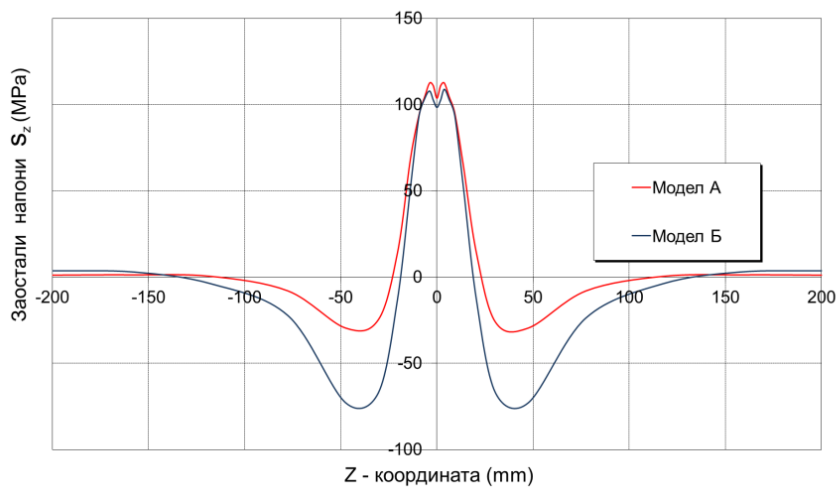
## 5.9 РЕЗУЛТАТИ

На слици 5.17 приказана је расподела температурног поља у времену 100 секунди након почетка процеса заваривања на месту централног угла  $\beta=180^\circ$ , за модел А и Б.

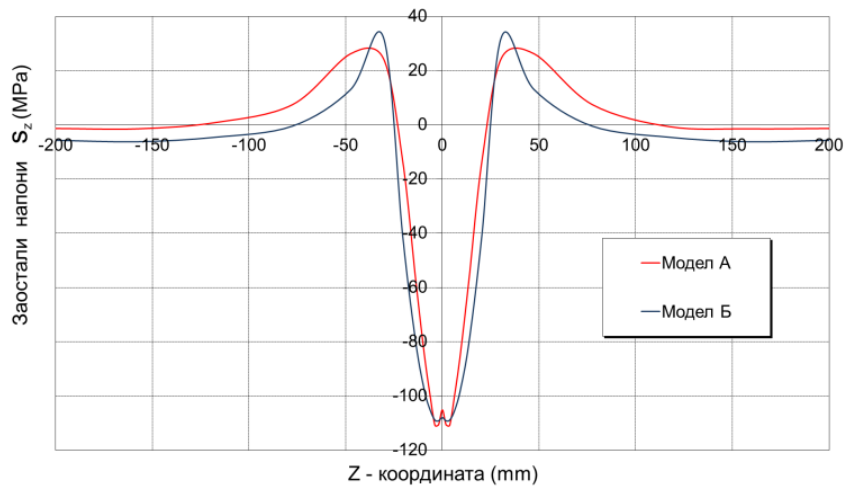


Сл. 5.17 Температурно поље  $t = 100$  s и  $\beta=180^\circ$

На сликама 5.18 и 5.19, приказана је расподела аксијалних напона на унутрашњој и спољашњој површини цеви.



Сл. 5.18 Заостали напони  $\sigma_z$  у z правцу на унутрашњој површини цеви  $\beta = 180^\circ$ , модел А и модел Б



Сл. 5.19 Заостали напони  $\sigma_z$  у  $z$  правцу на спољњој површини цеви  $\beta = 180^\circ$ , модел А и модел Б

## 5.10 ЗАКЉУЧАК

На основу спроведених нумеричких симулација процеса заваривања за модел А, у којем је узето да термо-механичке карактеристике материјала зависе од температуре, и модел Б, карактеристике материјала су константне осим напона на граници течења, можемо закључити следеће:

- 1) Вредности температурног поља су знатно више код модела Б,  $1841^\circ\text{C}$ , када је усвојено да су термо-механичке карактеристике материјала константне, у односу на модел А са максималном температуром  $1408^\circ\text{C}$ , слика 5.17,
- 2) Максималне вредности заосталих напона на затезање у корену завареног споја тј. на унутрашњој површини цеви, приближне су и имају приближну расподелу. Међутим, са удаљавањем од места завареног споја ка зони утицаја топлоте и даље према крајевима цеви, максималне вредности заосталих напона на притисак су знатно веће као и сама зона утицаја заосталих напона, модел Б,
- 3) Максималне вредности заосталих напона на притисак и затезање на спољњој површини цеви су приближне као и зона њиховог утицаја.

На основу добијених вредности заосталих напона за исти модел, када је узето у обзир да су карактеристике материјала у функцији температуре и константне,

можемо закључити да су спроведене анализе дале приближне вредности. Међутим, анализу процеса заваривања за моделе где су карактеристике материјала константне, можемо користити само у оним гранама индустрије где се захтева мања тачност резултата добијених у анализи одређивања заосталих напона и деформација.

## **6. ОДРЕЂИВАЊЕ БРЗИНЕ ШИРЕЊА НАПРСЛИНЕ НА ЗАМОР ПОД ДЕЈСТВОМ ЗАОСТАЛИХ НАПОНА УСЛЕД ПРОЦЕСА ЗАВАРИВАЊА**

Присуство заосталих напона у заварним конструкцијама могу значајно утицати на отпорност материјала на замор под дејством цикличних оптерећења. Присуство заосталих напона на затезање негативно утичу на замор материјала повећањем брзине ширења напрслине. Промена микроструктуре материјала и отврђавање материјала, као последица процеса заваривања, такође имају негативан утицај на брзину ширења напрслине. С тога, заостале напоне услед заваривања морамо узети као врло утицајан фактор на процену преосталог века [68,70].

Тачно предвиђање и поуздана процена заосталих напона су такође битна за интегритет структуре и процену преосталог века заварених делова конструкција. Међутим, прецизно одређивање заосталих напона као последица процеса заваривања, је веома тешко због комплексности процеса заваривања који између осталог укључује локално загревање, зависност карактеристике материјала од температуре, покретан извор топлоте итд. Иако постоје неколико техника за одређивање заосталих напона, метода коначних елемената је једна од најпогоднијих и најкориснијих. Методу коначних елемената можемо користити за симулацију процеса заваривања тј. температурног поља, поља заосталих напона и деформација. Правило суперпонирања у линеарно еластичној механици лома најчешће се користи да би се одредила брзина ширења напрслине на замор у пољу заосталих напона. Основни циљ је да се одреди фактор интезитета напона услед заосталих напона након процеса заваривања коришћењем тежинске функције или методе коначних елемената. Тежинска функција је успешно кориштена у досадашњим истраживањима. Међутим тежинска функција је ограничена на структуре са једноставнијом геометријом. Осим тога, неке тежинске функције имају веома комплексну форму што захтева решавање комплексних интегралних једначина. С друге стране метода коначних елемената се успешно користи за одређивање брзине ширења напрслине код структура сложене геометрије и оптерећења [71,73].

Тakoђе, метода коначних елемената је један од најчешће коришћених метода за одређивање температурног поља у току процеса заваривања, као и поља

заосталих напона и деформација услед процеса заваривања. Међутим, у досадашњим истраживањима само неколико радова је посвећено развоју ефикасних и позданих метода симулације процеса заваривања. Servetti и Zhang [75] су у својим радовима успоређивали вредности брзине ширења напрслине на замор у пољу заосталих напона добијених из разних емпиријских закона ширења напрслине као што су Walker-ова једначина, Harter-ова T метода и NASGRO једначине коришћењем методе коначних елемената. Показало се да Harter-ова T метода и NASGRO једначине дају боље резултате у односу на Walker-ову једначину. Међутим, они су у својим радовима уносили вредности заосталих напона у моделу коначних елемената без симулирања процеса заваривања. Други аутори као што је Barsoum и његови сарадници [74] су развили модел коначних елемената за анализу брзине ширења напрслине код симулације процеса заваривања базираног на линеарно елстичној механици лома. Међутим модели који су развијени, показали су добре резултате само код дводимензионалних проблема.

У овом поглављу представљен је процедура моделирања коначним елементима како би се одредила брзина ширења напрслине у сучеоно завареним спојевима под дејством оптерећења за мод I. Посебно је посвећена пажња утицају заосталих напона на брзину ширења напрслине. Прво је развијен тродимензионални термо-механички модел коначних елемената како би се прецизно одредило поље заосталих напона. Под дејством заосталих напона и додатног спољашњег оптерећења одређена је брзина ширења напрслине на замор израчунавањем фактора интезитета напона на основу модификованог J-интеграла [87], који даје независност J-интеграла у односу на путању око врха напрслине и тродимензионалног поља заосталих напона. Такође је израчуната брзина ширења напрслине само услед спољашњег механичког оптерећења. Добијени резултати су успоређени за дату геометрију напрслине.

Генерално, процес заваривања обухвата комплексне феномене тј. појаве које су последица преноса топлоте, трансформације структуре материјала и механичких појава. На основу тога поребан је комплексан приступ у оквиру нумеричких метода како би се тачно симулирао процес заваривања. Међутим, у

досадашњим анализама, симулација процеса заваривања је поједностављивана [69-72].

У овом поглављу, кориштен је тродимензионални модел коначних елемената за симулирање процеса заваривања коришћењем софтверског пакета ANSYS. Сам процес заваривања је комбиновани термо-механички процес. Температурно поље има врло јак утицај на поље напона с тим да је инверзан утицај незнатан. У анализи је прво спроведена транзиентна термичка анализа. Сама анализа је базирана на закону преношења топлоте са покретним извором топлоте. Добијене вредности температурног поља су кориштене као улазне вредности тј. оптерећење у термо-механичкој анализи. Појава заосталих напона представља коначно стање термичких напона након процеса заваривања и хлађења материјала до собне температуре.

## **6.1 ПОРЕЂЕЊЕ ЕКСПЕРИМЕНТАЛНИХ И НУМЕРИЧКИХ ВРЕДНОСТИ ЗАОСТАЛИХ НАПОНА**

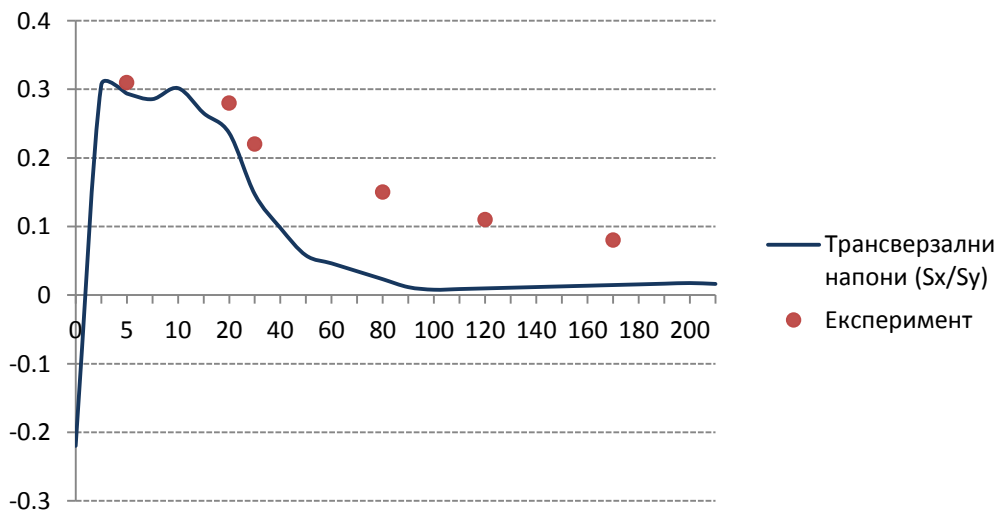
Да би верификовали употребу методе коначних елемената описану у претходном поглављу, спроведена је анализа две сучеоно заварене плоче дужине 600мм, ширине 600мм и дебљине 20мм. Термо-механичке карактеристике дате су у табели 6.1.

Мерење заосталих напона изведено је са мерним тракама на површини плоче у два правца, нормално на правац заваривања и дуж осе заваривања. За спровођене адекватне симулације процеса заваривања направљен је тродимензионални модел коначних елемената где су кориштени исти параметри процеса заваривања као и у експерименту. Добијене вредности заосталих напона након процеса заваривања нормализоване су са напонима на граници течења основног материјала и приказане су на сликама бр. 6.1 и 6.2. Вредности и расподела заосталих напона применом методе коначних елемената и експериментом су приближне као што се може видети на сликама 6.1 и 6.2.



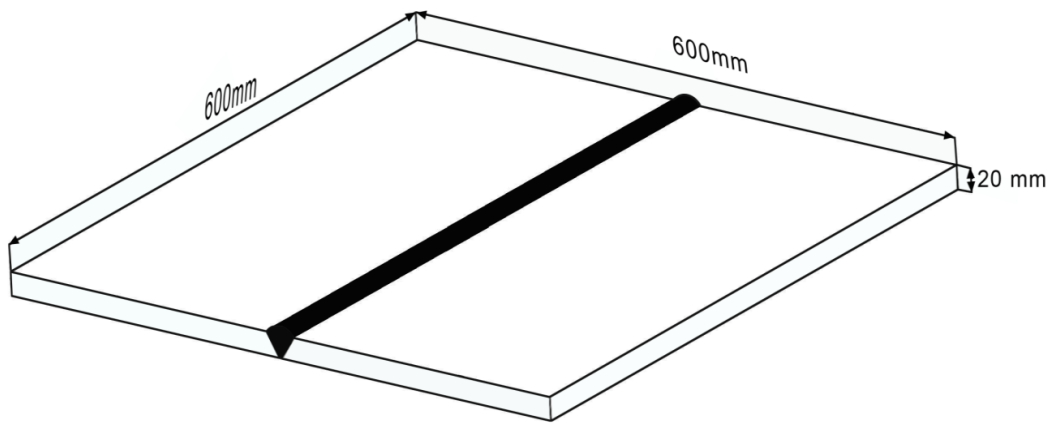


Сл. 6.1 Поређење вредности заосталих напона добијених експериментом и методом коначних елемената дуж осе завареног споја



Сл. 6.2 Поређење вредности заосталих напона добијених експериментом и методом коначних елемената нормално на правац заваривања

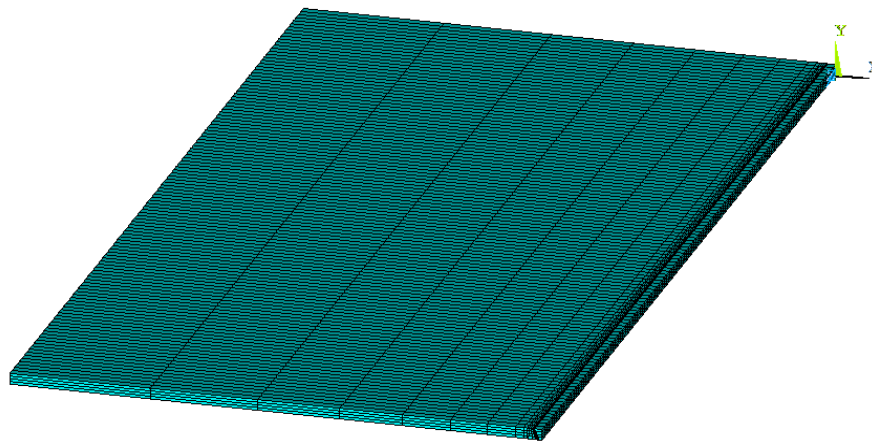
Такође у овом поглављу је спроведена и анализа методом коначних елемената процеса заваривања две сучеоно заваривања плоче чије су геометријске карактеристике приказане на слици бр. 6.3.



Сл. 6.3 геометрија сучеоно заварених плоча

ELEMENTS

ANSYS 12.1  
JAN 21 2012  
17:55:17



Сл. 6.4 модел коначних елемената сучеоно заварених плоча

Облик завареног споја плоча које се заварују је „В“ облика, и плоче су заварене у једном пролазу. У току процеса заваривања кориштени су следећи параметри заваривања: електролучно заваривање обложеном електродом, јачина струје заваривања 240 А, напон 30V и брзина заваривања 5мм/сец. За модел коначних елемената кориштен је SOLID70, изопараметарски елемент са осам чворова и једним степеном слободе у сваком чвору (температура). Кориштена су четири елемента по дебљини плоче и цео модел плоча. Због симетрије модела анализу је могуће спровести само са једном половином модела (слика бр. 6.4). И у термичкој и механичкој анализи кориштена је иста мрежа коначних елемената с тим да је за механичку анализу кориштен коначни елемент SOLID45 и

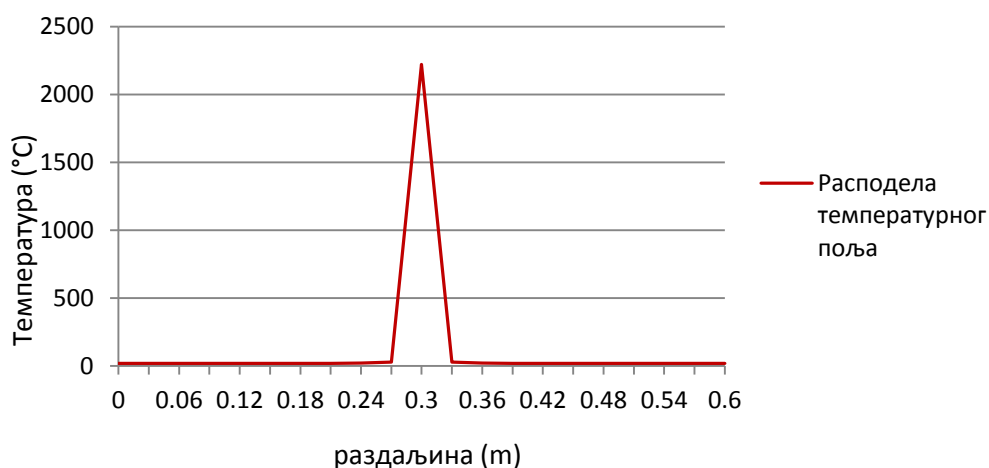
одговарајући гранични услови. Обзиром да топлотни флуks има велики градијент у близини зоне заваривања, кориштена је профињенија мрежа коначних елемената. Да би добили тачне резултате процеса заваривања, кориштена су четири елемента по дебљини плоча, 1.5мм, нормално на линију заваривања, 0,5мм, и дуж осе заваривања, 5мм. Обзиром да је плоча слободна у току процеса заваривања, у механичкој анализи кориштени су гранични услови који спречавају круто кретање плоча. Материјал који смо користили у процесу заваривања је ознаке S355 чије су термо- механичке карактеристике приказане у табели 6.1.

Табела 6.1. Термо-механичке карактеристике материјала S355

Темпера тура (°C)	Специфич на топлота (J/kg°C)	Топлотна проводљивост (W/m°C)	Густина (kg/m <sup>3</sup> )	Затезна чврстоћа (MPa)	Коефицијент термичког ширења (10 <sup>-5</sup> /°C)	Young-ов модул (GPa)	Poisson-ов коефицијент
0	405	45	7880	355	1.20	210	0.3
100	480	44	7880	305	1.20	200	0.3
200	520	42	7800	265	1.20	200	0.3
400	650	38	7760	185	1.20	170	0.3
600	800	30	7600	90	1.20	80	0.3
800	920	18	7520	30	1.20	35	0.3
1000	920	18	7390	25	1.20	20	0.3
1200	920	18	7300	20	1.20	15	0.3
1400	920	18	7250	10	1.20	10	0.3
1550	920	18	7180	5	1.20	10	0.3

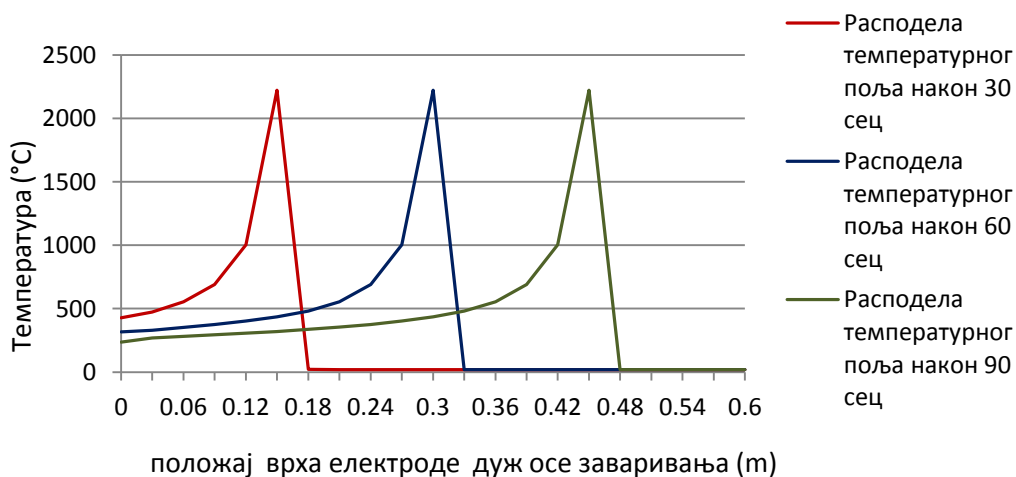
У спроведеној анализи методом коначних елемената узете су исте термо- физичке и термо-механичке карактеристике основног и додатног материјала. Такође је узето у анализи да се материјал понаша еластично-идеално пластично тј. von Mises-ов модел отврдњавања материјала.

Након спроведене транзиентне термичке анализе, добијена је расподела температурног поља у току процеса заваривања. За различито време и места заваривања приказана је расподела температурног поља на слици 5. На основу приказаних вредности температуре, евидентно је да је максимална вредност температуре на месту завареног споја 2221 °C. Добијена вредност максималне температуре одговара реалним вредностима у пракси.



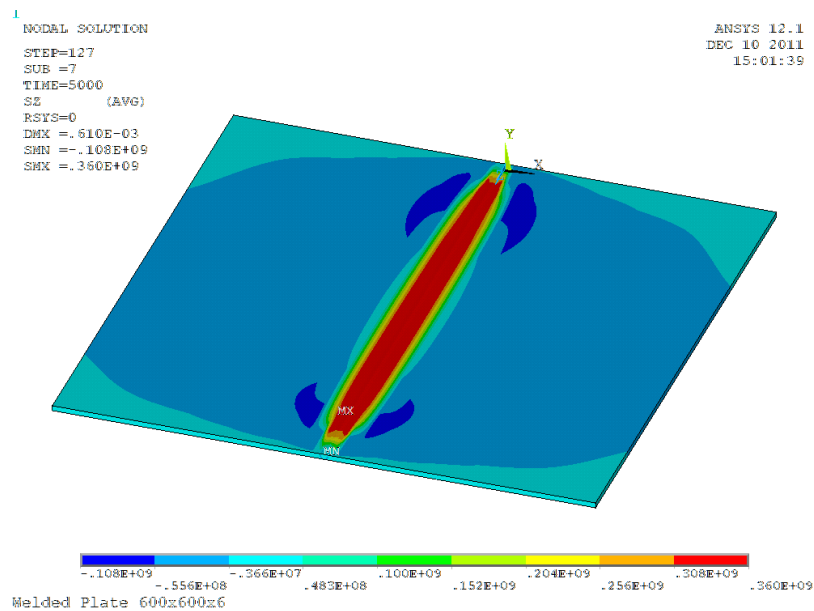
Сл. 6.5 Расподела температурног поља у току процеса заваривања,  $t=60\text{ sec}$

Такође се може закључити да је температурно поље константно на месту додира врха електроде и основног материјала у току целог процеса заваривања (сл. 6.6.)

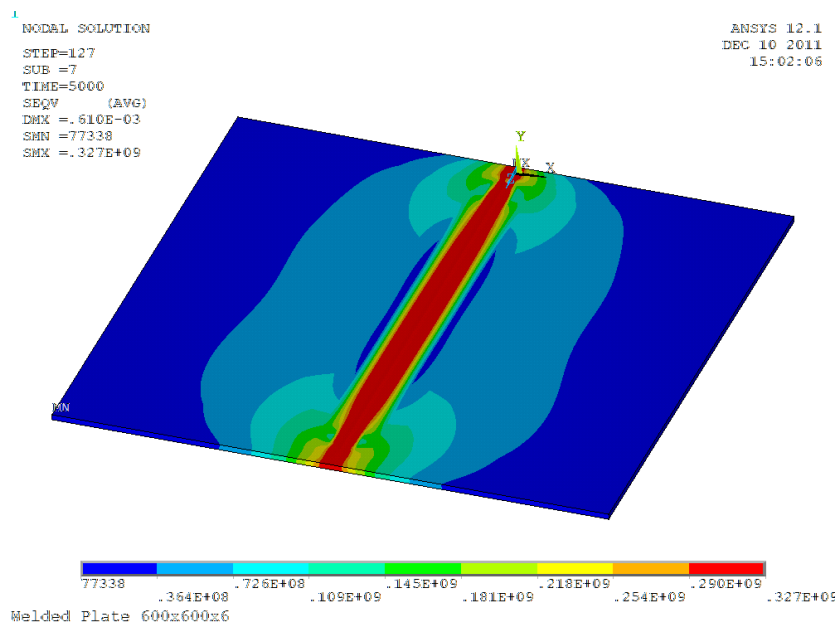


Сл. 6.6 Расподела температурног поља врху електроде у току процеса заваривања

Резултати добијени у термичкој анализи представљају улазне податке за механичку анализу. Након спроведене анализе за цео процес заваривања плоча, добијене је поље заосталих напона и деформација. Поље заосталих напона нормално на правац заваривања и дуже осе заваривања приказани су на сликама 6.7 и 6.8.



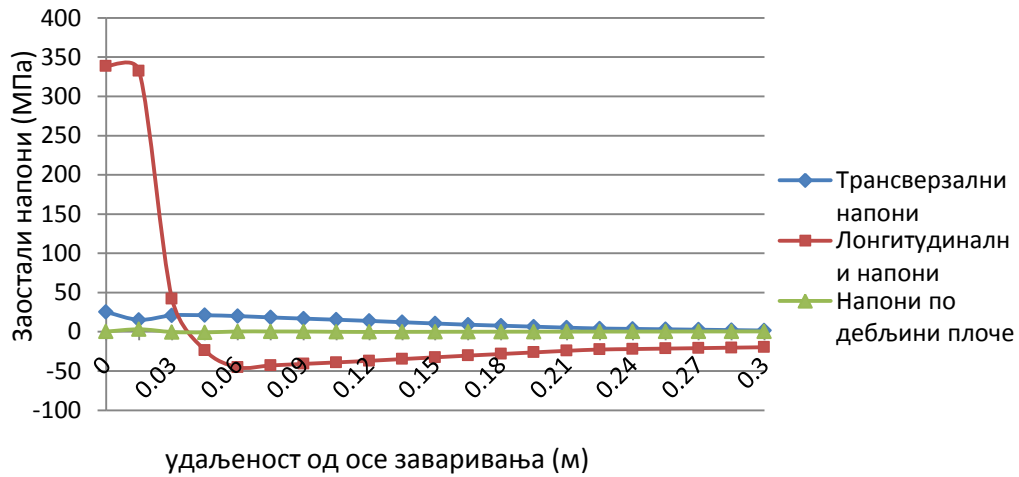
Сл. 6.7 Распореда заосталих лонгитудиналних напона нормално на правац заваривања



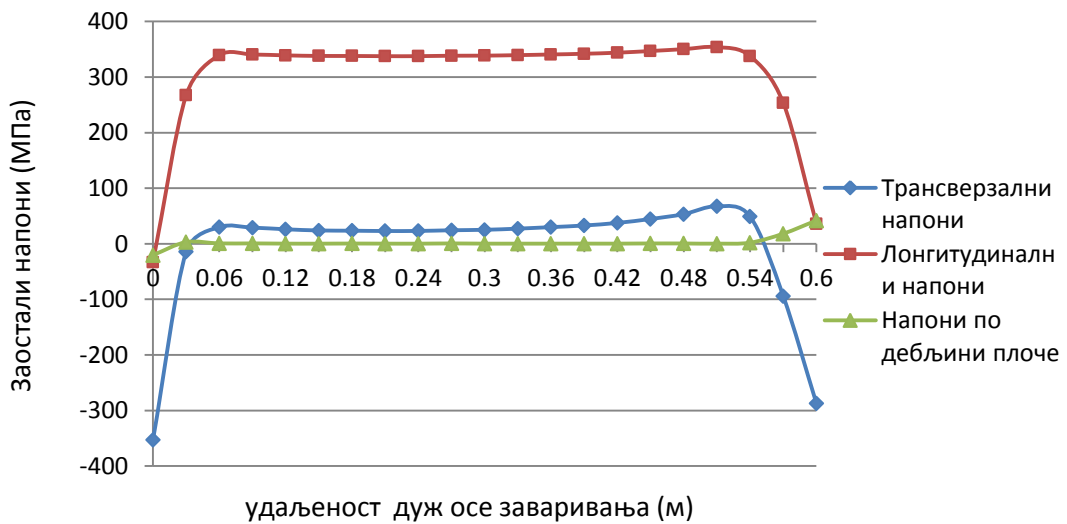
Сл. 6.8 Распореда заосталих вон Мизесових напона дуж осе заваривања.

Вредности заосталих напона су приказани у функцији растојања од осе заваривања. На основу добијених вредности, максималне вредности заосталих напона на затезање појављују се у корену завареног споја док се максималне

вредности заосталих напона на притисак јављају на горњој површини заварених плоча. На слици 9 приказане су вредности заосталих напона дуж осе заваривања.



Сл. 6.9 Расподела заосталих напона нормално на осу заваривања



Сл. 6.10 Расподела заосталих напона дуж осе заваривања

Расподела заосталих напона је симетрична дуж осе заваривања изузимајући делове завареног споја који се односе на почетак и завршетак процеса заваривања плоче.

## 6.2 АНАЛИЗА ШИРЕЊА НАПРСЛИНЕ КОД СУЧЕОНО ЗАВАРЕНИХ СПОЈЕВА ПРИМЕНОМ МЕТОДЕ КОНАЧНИХ ЕЛЕМЕНАТА

У анализи брзине ширења напрслине у пољу заосталих напона код заварених структура, основни задатак је одређивање фактора интезитета напона. Постоје неколико метода у одређивању фактора интезитета напона: екстраполација померања врха напрслине, модификовна техника виртуалног затварања напрслине и J-интеграл. Код методе екстраполације померања врха напрслине, пошло се од претпоставке да се померања и напони у близини врха напрслине понашају асимптотски и да се на основу тога могу израчунати параметри механике лома у врху напрслине. Ова метода је у суштини једноставна али не гарантује тачност резултата. Техника виртуалног затварања напрслине омогућава да се одреде вредности параметара механике лома на основу енергије деформације. Метода J-интеграла такође одређује параметре механике лома на основу енергије деформације и површинског интеграла. На основу методе површинског интеграла многи комерцијални софтвери имају уграђене подпрограме који израчунавају параметре механике лома на основу геометрије коначних елемената. Ова метода је данас најчешће у употреби захваљујући својој једноставности.

У овом поглављу кориштен је J-интеграл метода за одређивање фактора интезитета напона на основу ослобођене енергије у пољу заосталих напона услед процеса заваривања. Напоменимо да J-интеграл није више независан од путање око врха напрслине и да су многи аутори посветили своја истраживања овом проблему [79]. На основу истраживања разних аутора [88,89], дошло се до модификованог J-интеграла који елиминише зависност J-интеграла од путање. У овом поглављу кориштен је модификован J-интеграл за одређивање фактора интезитета напона за мод I у пољу заосталих напона након процеса заваривања.

## 6.3 УТИЦАЈ ПОЉА ЗАОСТАЛИХ НАПОНА НА БРЗИНУ ШИРЕЊА НАПРСЛИНЕ

Правилно одређивање утицаја заосталих напона на брзину ширења напрслине можемо одредити на основу принципа суперпозиције линеарно еластичне механике лома и ефективног фактора интезитета напона,  $K_{eff}$ .

$$K_{eff} = K_{meh} + K_{rez} \quad (6.1)$$

Због доступности константи материјала механике лома у функцији  $\Delta K_{eff}$ , брзину ширења напрслине можемо описати познатом Paris-овом једначином:

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K_{eff})^m \quad (6.2)$$

Под дејством цикличног оптерећења, вредности  $\Delta K_{eff}$  и  $R_{eff}$  одређујемо на основу следећих једначина:

$$\Delta K_{eff} = (K_{meh}^{max} + K_{rez}) - (K_{meh}^{min} + K_{rez}) = K_{meh}^{max} + K_{meh}^{min} = \Delta K_{meh} \quad (6.3)$$

$$R_{eff} = \frac{K_{eff}^{min}}{K_{eff}^{max}} = \left( \frac{K_{meh}^{min} + K_{rez}}{K_{meh}^{max} + K_{rez}} \right) \quad (6.4)$$

На основу горе наведених једначина (6.3) и (6.4), опсег ефективног фактора интензитета напона остаје непромењен када у анализу укључимо заостале напоне. Међутим однос ефективних фактора интензитета напона наставља да се мења како се врх напрслине шири кроз поље заосталих напона за константан однос напона и самим тим ће имати за последицу промену средње вредности напона у врху напрслине. Стога, у анализи ширења напрслине у пољу заосталих напона потребно је укључити однос ефективних напона у односу на опсег напона [8]:

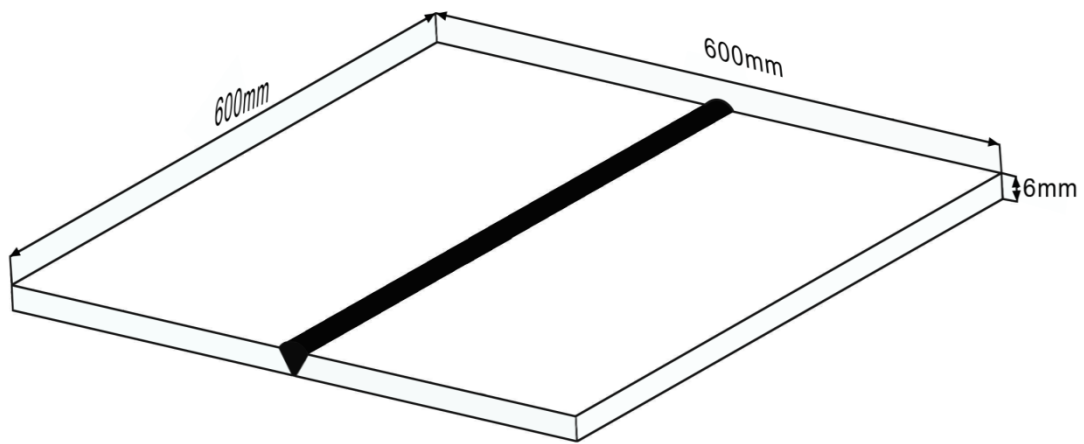
$$\frac{da}{dN} = \frac{C(\Delta K_{eff})^m}{(1-R_{eff})} \quad (6.5)$$

На основу једначина (6.3), (6.4) и (6.5), можемо закључити да је за израчунавање брзине ширења напрслине у завареним спојевима потребне познавати вредности фактора интензитета напона од спољашњег оптерећења,  $K_{meh}$ , и од поља заосталих напона  $K_{rez}$ . Укупну вредност фактора интензитета напона услед спољашњег оптерећења и поља заосталих напона услед заваривања није потребно израчунавати.



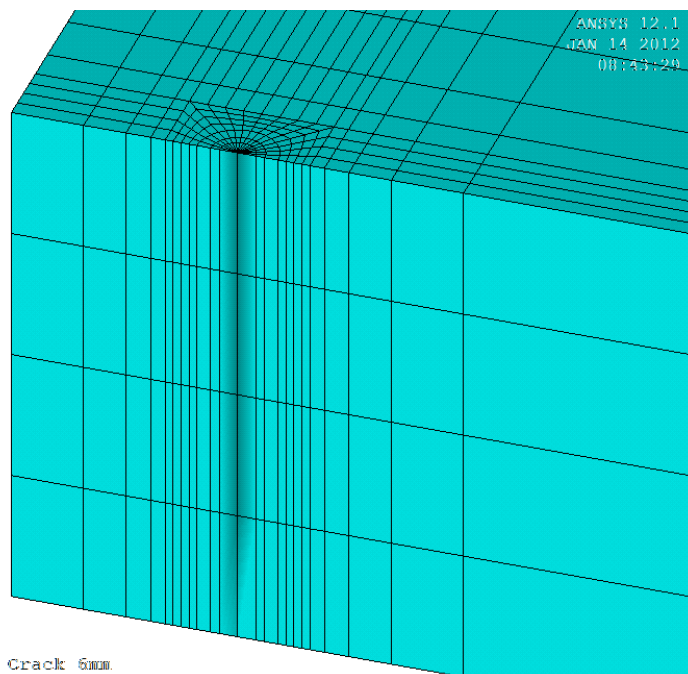
#### 6.4 ОДРЕЂИВАЊЕ БРЗИНЕ ШИРЕЊА НАПРСЛИНЕ У СУЧЕОНО ЗАВАРЕНИМ СПОЈЕВИМА ПОД ДЕЈСТВОМ ОПТЕРЕЋЕЊА ЗА МОД I

У овом поглављу спроведена је тродимензионална анализа методом коначних елемената како би се одредила брзина ширења напрслине код сучеано заварених спојева под дејством спољашњег оптерећења за мод I. За анализу које кориштен исти модел сучеано заварених плоча са геометријом приказаном на слици 6.11, и карактеристикама материјала (табела 6.1), као у претходном примеру изузев граничних услова. Константе материјала за Paris–ову једначину узете су следеће вредности  $m=3$  и  $C=3 \times 10^{-13}$  mm/циклус. У зони завареног споја кориштена је профињенија мрежа изопараметарских коначних елемената са двадесет чворова. Да би се одредили параметри механике лома тј. фактор интезитета напона, у анализи је уведена напрслина на средини завареног споја која се простире по целој дебљини плоче. Усвојена дужина напрслине за задату геометрију плоча је  $2a=5\text{mm}$  (слика 6.12). За различите вредности спољашњег механичког оптерећења на затезање, одређене су вредности J–интеграла око врха пркотине. Добијене вредности J–интеграла је срачуната на основу линеарно-еластичне механике лома и особине да је интеграл независан од путање око врха напрслине. На слици 6.13 су приказане вредности J–интеграла око врха напрслине за различите вредности само од спољашњег механичког оптерећења за мод I. У анализи су узете вредности спољашњег оптерећења на затезање у опсегу од 80 МПа до 160 МПа. За сваку вредност спољашњег оптерећења израчунате су вредности J–интеграла за различите путања око врха напрслине. На основу слике 6.13 можемо закључити да су вредности J–интеграл независне од путање око врха напрслине за све вредности оптерећења узетих у анализи. На основу добијених вредности J–интеграла одређене су вредности фактора интезитета напона (сл. 6.14).

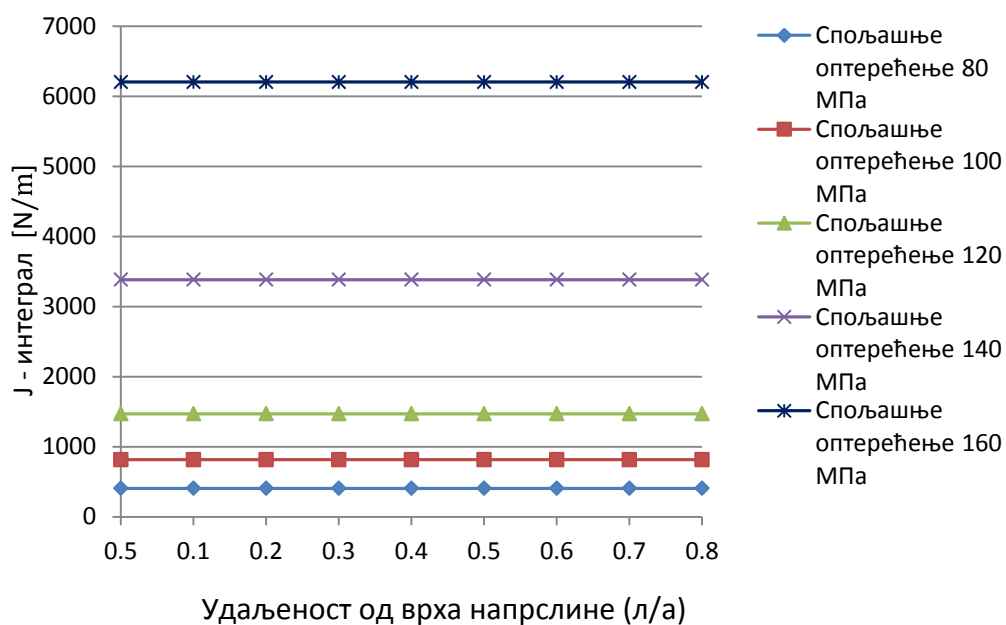


Сл. 6.11 геометрија сучеоно заварених плоча

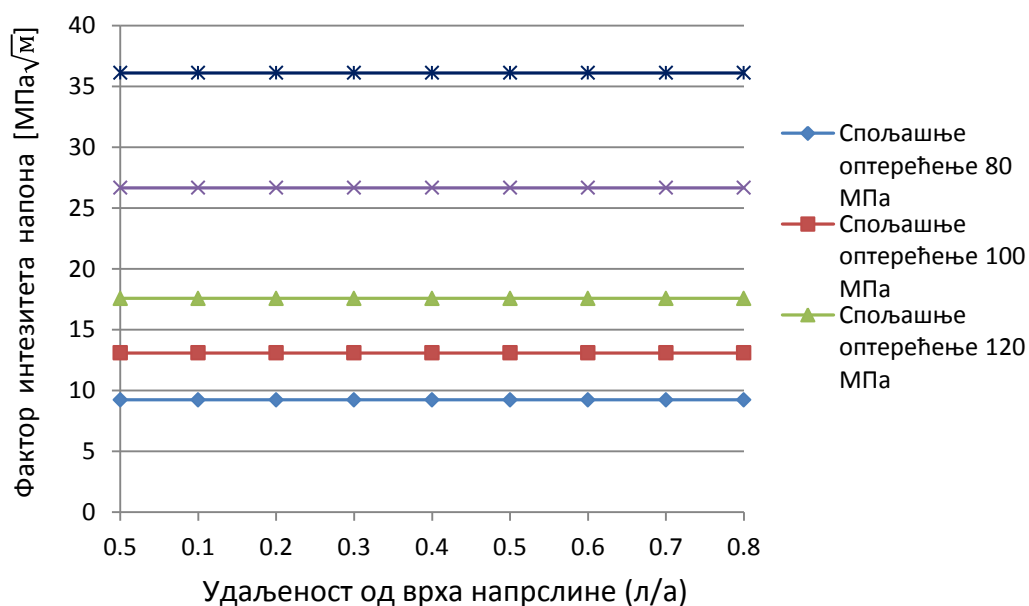
ELEMENTS



Сл. 6.12 мреж сингуларних коначних елемената око врха напрслине



Сл. 6.13 Вредности J-интеграла за различите вредности спољашњег оптерећења



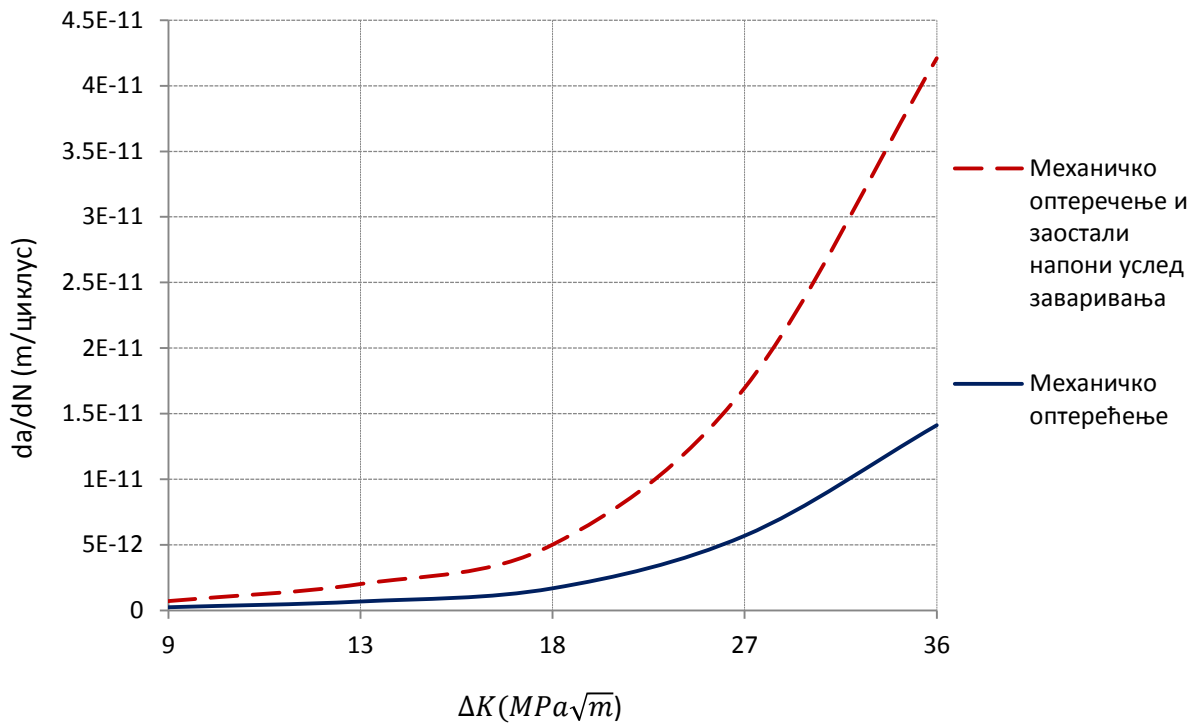
Сл. 6.14 Вредности фактора интензитета напона за различите вредности спољашњег оптерећења

Након спроведеног процеса заваривања долази до појаве заосталих напона који укључују пластичне деформације материјала. Напрслина која је уведена у

анализу, дужине  $2a=5\text{mm}$ , има положај централне напрслине, нормално на линију заваривања и простире се по целој дебљини плоче. Присуство заосталих напона по целој дебљини плоче наводи на закључак да приликом ширења напрслина има исту геометрију по целој дебљини плоче. Такође, ширење напрслине је нормално на правац спољашњег оптерећења који подразумева одређивање фактора интезитета напона мода I.

Величину модела који смо узели у анализи задовољава величину пластичне зоне око врха напрслине обзиром да она не прелази  $1/5$  ширину модела под дејством спољашњег оптерећења и заосталих напона након процеса заваривања.

Да би одредили брзину ширења напрслине у завареном споју, кориштена је једначина (6.5), где су одређене вредности фактора интезитета напона услед спољашњег оптерећења,  $K_{meh}$ , и од поља заосталих напона  $K_{rez}$ . На слици 6.15 приказане су функције ширења напрслине у функцији фактора интезитета напона за константан однос оптерећења ( $R=0$ ). Приказане су функције ширења напрслине за спољашње механичко оптерећење као и за заостале напоне услед процеса заваривања. Јасно је да када су присутни заостали напони услед заваривања, брзина ширења напрслине је знатно већа у односу када је присутно само механичко оптерећење. Присуство уздужних заосталих напона на затезање након процеса заваривања додатно убрзавају процес ширење напрслине. Такође, брзина ширења напрслине се нагло повећава са повећањем спољашњег механичког оптерећења. На основу слике 6.15 можемо закључити да за задату геометрију и спектар спољашњег оптерећења, заостали напони смањују преостали век структуре за 70% у односу када немамо присуство заосталих напона.



Сл. 6.15 Брзина ширења напрслине у функцији фактора интензитета напона за константан однос напона (R=0)

## 6.5 ПРОЦЕНА ВЕКА ЗАВАРЕНИХ КОНСТРУКЦИЈА

Примарна пажња овог поглавља је да успостави прорачунску процедуру за процену века елемената заварених конструкција. За процену века завареног споја у раду је заснована на комбинованој примени: МКЕ за анализу напонских стања, методама  $\epsilon$ -N (деформација-век исказан преко броја циклуса до појаве иницијалне напрслине) и укључивање утицаја заосталих напона на сам век. У оквиру овог рада изабрана је SWT (Smit Watson Topper) [90] релација у облику:

$$P_{SWT} = \sqrt{\sigma_{max} \frac{\Delta\epsilon}{2} E} = \sqrt{(\sigma'_f)^2 (N_f)^{2b} + E \sigma'_f \epsilon'_f (N_f)^{b+c}} \quad (6.6)$$

Утицај средњих напона узима се у обзир преко

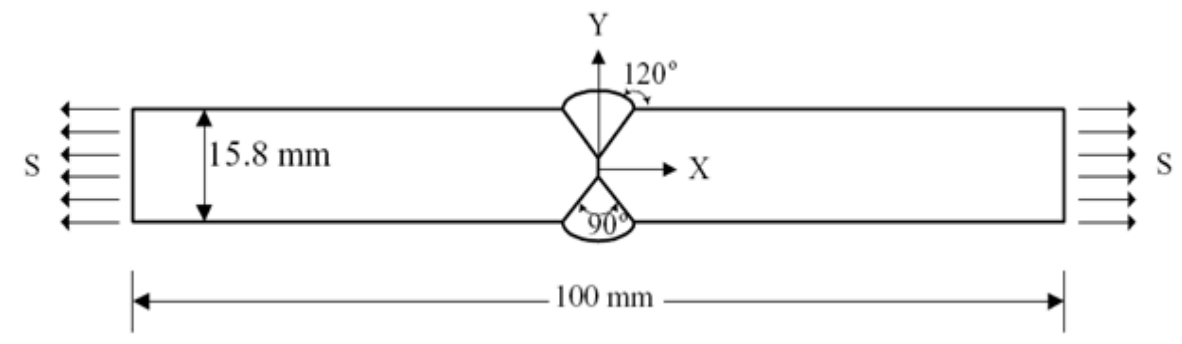
$$\sigma_{max} = \sigma_m + \frac{\Delta\sigma}{2} \quad (6.7)$$

где су карактеристике материјала на замор дефинисане као:  $\sigma'_f$  - коефицијент заморне чврстоће,  $E$  – модул еластичности,  $N_f$  - број циклуса до иницирања напрелине,  $b$  - експонент заморне чврстоће (Basquin-ов експонент),  $\epsilon'_f$  – коефицијент заморне дуктилности,  $c$  – експонент заморне дуктилности. Ознака  $P_{SWT}$  у једначини 6.6 односи се на Smith-Watson-Torrey-ов параметар.

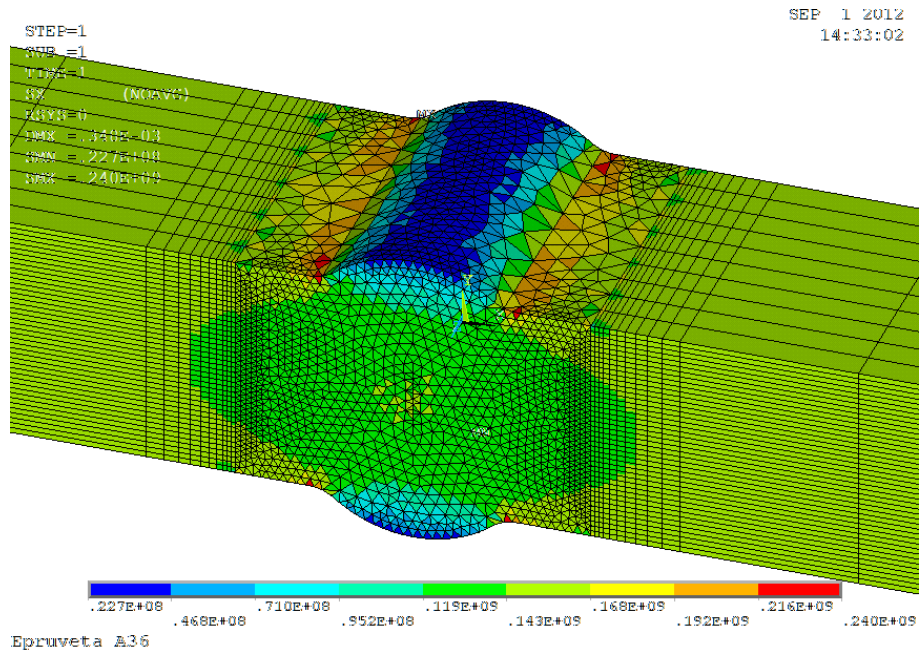
За процену века до појаве иницијалног оштећења завареног споја, користећи релацију (6.6), потребно је, поред срачунавања напона од спољњег оптерећења као и заосталих напона, експериментално одредити заморне карактеристике основног материјала (ОМ) као и у зони утицаја температуре (ЗУТ).

## 6.6 НУМЕРИЧКА ВЕРИФИКАЦИЈА

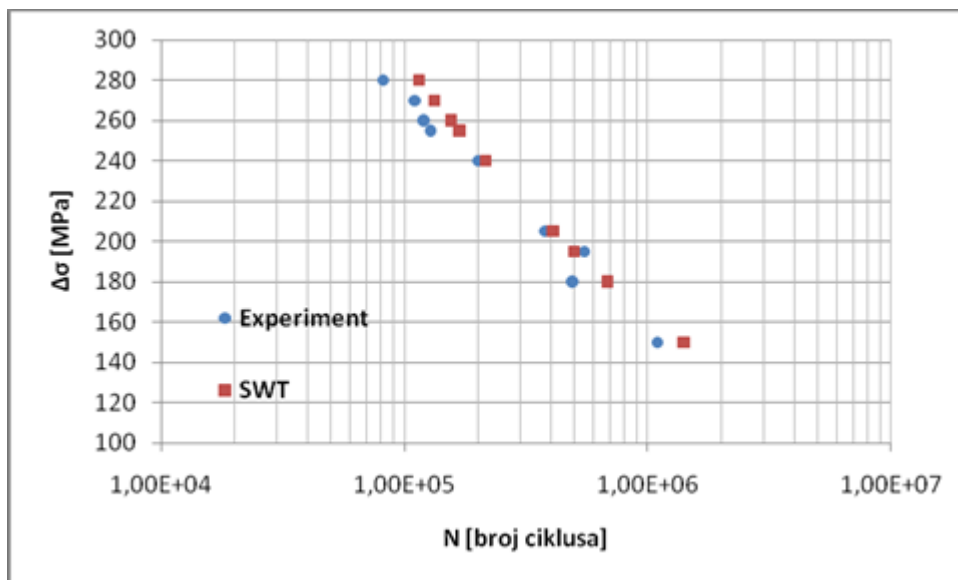
За нумеричку верификацију прорачунске процене века до појаве иницијалног оштећења изабрана је епрувета са завареним спојем оптерећена цикличним оптерећењем константне амплитуде, сл 6.16, где су спољња оптерећења епрувете  $S_{max}=146.4$  МПа и  $R=0$ . Материјал епрувете је АСТМ А36. За одређивање заосталих и радних напона коришћен је ANSYS софтверски пакет. Модел МКЕ као и расподела напона од спољњег оптерећења приказана је на Сл. 6.17.



Сл. 6.16 Модел епрувете сучеоно завареног споја



Сл. 6.17 Распoдела напона од спољњег оптерећења



Сл. 6.18 Поређење резултата прорачунске процене века са експериментом [91]

Максимална вредност заосталих напона у завареном споју износи 240 МПа. Комбинација спољњих циклична оптерећења ( $S_{\max}=146.4$  МПа и  $S_{\min}=0$ ) који производе напон у зони концентрације завареног споја од око 280 МПа са

заосталим напонима од 240 МПа извршена је процена века до појаве иницијалног оштећења. На слици 6.18 приказани су упоредни резултати прорачунске процене са експерименталним резултатима.

Добра слагања резултата прорачуна са експериментом, Сл. 6.18, показују да се предложена прорачунска процедура на бази коришћења критеријума  $P_{swt}$  и анализи напонског стања применом МКЕ, може успешно користити за процену века заварених спојева.

## 6.7 ЗАКЉУЧАК

У овом поглављу описана је процедура одређивања брзине ширења напрслине на замор код сучеоно заварених плоча за услове оптерећења мода I. Прво је спроведена секвенцијална спрегнута термо – механичка анализа да би се одредили заостали напони услед процеса заваривања. У анализи методом коначних елемената, усвојене су термо-механичке карактеристике материјала у функцији температуре и линеарно идеално еластично понашање матријала. Након спроведене анализе процеса заваривања, у модел је уведена централна напрслина по целој дебљини и нормално на линију заваривања која задовољава услове оптерећења мода I. Утицај заосталих напона на брзину ширења напрслине је анализиран одређивањем фактора интензитета напона и модификованог J-интеграла који се заснива на закону суперпозиције линеарно-еластичне механике лома. Вредности J-интеграла које су добијене у анализи поља заосталих напона, показују приближне вредности тј. независне су за различите путање око врха напрслине (сл. 6.13). Коначно, након спроведене анализе брзине ширења напрслине показано је да утицај заосталих напона знатно смањује преостали век структура на замор. За задату геометрију, оптерећење и присуство заосталих напона преостали век се смањује до 70% у односу на структуру без присуства заосталих напона.



## 7. ЗАКЉУЧАК

### 7.1 РЕЗУЛТАТИ ИСТРАЖИВАЊА

Предмет истраживања у оквиру докторске дисертације је структурална анализа конструкција под дејством термомеханичких оптерећења. Посебна пажња била је усмерена на анализу чврстоће са аспекта механике лома структуралних елемената са иницијалним оштећењима у виду напрлина. За ту сврху је коришћен метод коначних елемената (МКЕ).

Као примарни параметар за анализу чврстоће са аспекта механике лома коришћени су фактори интензитета напона (ФИН). Метод коначних елемената је коришћен како за израчунавање напона услед термичког и механичког оптерећења како за структуралне елементе типа поља опште тако и за сложене 3-Д структуралне елементе типа ротора турбине, као једног од виталних делова турбине авионских мотора као и других термоенергетских постројења. За одређивање фактора интензитета напона, да би се укључили ефекти термичких оптерећења, у раду је коришћен модификовани  $J$ -интеграл метод односно  $J^*$  - интеграл приступ. Модификовани  $J^*$  - интеграл је практично независан линијски интеграл како под дејством механичких тако и термичких оптерећења.

У поглављу 3 приказана је комплетна прорачунска процедура, која је развијена у оквиру ове дисертације, за анализу чврстоће сложених конструкција у овом случају ротора турбине са иницијалним оштећењима у виду иницијалних оштећења у виду иницијалних напрлина. Утицаји механичког оптерећења, исказани преко броја обртаја ротора турбине, као и термичких оптерећења за иницијална оштећења у виду напрлина лоцирана у критичној зони односно у зони концентрације напона на факторе интензитета напона су детаљно презентовани. За дату ломну жилавост материјала,  $K_{IC}$ , разматраног ротора турбине применом нумеричких анализа комбинујући МКЕ и  $J^*$  - интеграл приступ одређени су сви битни параметри (критична локација иницијалне напрлине, дужине напрлина, механичка оптерећења, термичка оптерећења) за анализе чврстоће димензионисање са аспекта механике лома сложених конструкције под дејством термомеханичких оптерећења.

Такође треба истаћи да су на основу добијених вредности фактора интензитета напона код ротора турбине, добијени аналитичке изрази (јед. 3.4 и 3.5, поглавље

3) за факторе интензитета напона у функцији дужине напрслине. За дефинисане аналитичке изразе за факторе интензитета напона, који су у функцији дужине напрслине  $a$ , може се одредити и брзина ширења напрслине и извршити процена преосталог века користећи неки од конвенционалних закона ширења напрслине попут Парисовог или Формановог закона ширења напрслине.

Други аспект термичких анализа, који је истраживан у оквиру дисертације, везан је за нумеричке симулације процеса заваривања конструкција. У поглављима 5 и 6 детаљно су приказани сви неопходни аспекти нумеричког моделирања заварених спојева.

Детаљно је представљена нумеричка симулација процеса заваривања код две сучеоно заварене плоче применом методе коначних елемената. Показано је да, метода коначних елемената представља ефикасну технику у одређивању заосталих напона у процесу заваривања. Процес заваривања је посматран као секвенцијално термо-механичка анализа стим да је коришћена техника активације и деактивације елемената (birth and death елементи) како би се симулирао процес уношења додатног материјала. Резултате који су добијени у анализи методом коначних елемената су упоређени са експериментом. Добијене вредности заосталих напона као и њихова расподела, коришћене нумеричком симулацијом су веома блиске са резултатима добијеним експериментом (Поглавље 5, сл. 5.7) што са своје стране потврђује ваљаност презентованих нумеричких симулација заварених спојева.

Поступак симулације заваривања може се применити и у другим анализама. Можемо посматрати и друге параметре заваривања, на пример, брзина заваривања, јачина струје, напон, број пролаза, различити додатни материјали итд. Такође, различити геометријски гранични услови, као и нелинеарност материјала може се укључити у анализу. Да би резултати добијени у анализи методом коначних елемената били веома приближни резултатима добијеним експериментом, уочено је да се мора водити рачуна и о величини самих коначних елемената као и профијености мреже коначних елемената око завареног споја.

Значи, у раду је презентована процедура одређивања брзине ширења напрслине на замор код сучеоно заварених плоча за услове оптерећења мода I. Применом методе коначних елемената, усвојене су термо-механичке

карактеристике материјала у функцији температуре и линеарно идеално еластично понашање матријала. Утицај заосталих напона на брзину ширења напрслине је анализиран одређивањем фактора интезитета напона и модификованог J-интеграла који се заснива на закону суперпозиције линеарно-еластичне механике лома. Вредности J-интеграла које су добијене у анализи поља заосталих напона, показују приближне вредности тј. независне су за различите путање око врха напрслине (Поглавље 6, сл. 6.13). Коначно, након спроведене анализе брзине ширења напрслине показано је да утицај заосталих напона знатно смањује преостали век структура на замор. За задату геометрију, оптерећење и присуство заосталих напона преостали век се смањује до 70% у односу на структуру без присуства заосталих напона.

У раду је успостављена прорачунска процедура за процену века елемената заварених конструкција (Поглавље 6.5). Ваљаност прорачунске процедуре је верификована поређењем са експерименталним резултатима. Добра слагања предложене прорачунске процедуре са експериментима чини ову процедуру погодном за практичне процене века заварених конструкција.

На основу свега изложеног, закључује се да је у оквиру дисертације успостављена целовита прорачунска процедура у подручјима анализе чврстоће конструкција са иницијалним оштећењима у виду иницијалних напрслина кроз целу дебљину танкозидних структура као и код сложених конструкција са иницијалним оштећењима у виду површинских напрслина под дејством термомеханичких оптерећења. Будући да презентована процедура базира на примени методе коначних елемената за дводимензионе и тродимензионе структуралне елементе са иницијалним оштећењима у виду иницијалних напрслина то се иста, поред разматраних структуралних елемената, може применити и на друге типове конструкција а посебно на термоенергетска постројења.

## **7.2 ДОПРИНОС НАУЧНОЈ МИСЛИ И ИНЖЕЊЕРСКОЈ ПРАКСИ**

На основу остварених резултата истраживања и њихове упоредне анализе са расположивим досадашњим истраживањима у предметној области, научни допринос ове дисертације се може исказати кроз следеће целине:

- Развијени су нови аналитички изрази за факторе интензитета напона (ФИН) код ротора турбине који су у функцији дужине површинске напрслине. За развијене аналитичке изразе за факторе интензитета напона, који су у функцији дужине напрслине  $a$ , може се одредити и брзина ширења напрслине и извршити процена преосталог века користећи неки од конвенционалних закона ширења напрслине попут Парисовог или Формановог закона ширења напрслине. Нови аналитички изрази за ФИН су дефинисани на бази примене специјалних сингуларних коначних елемената. Основна предност нових аналитичких израза за ФИН, као и сам метод њиховог одређивања, је у томе што омогућују процену преосталог века структуралних елемената са иницијалним оштећењима структуралних елемената са општим геометријским обликом оштећења у виду површинске напрслине ротора турбине каква се по правилу јављају током експлоатације.
- Успостављена је комплетна прорачунска процедура за анализу чврстоће елемената конструкција са аспекта механике лома за шта су коришћени фактори интензитета напона (ФИН). Метод коначних елемената је коришћен како за израчунавање напона услед термичког и механичког оптерећења како за структуралне елементе типа поља оплате тако и за сложене 3-Д структуралне елементе типа ротора турбине, као једног од виталних делова турбине авионских мотора као и других структурални елемената под дејством термомеханичких оптерећења. За одређивање фактора интензитета напона, да би се укључили ефекти термичких оптерећења, у раду је коришћен модификовани J-интеграл метод односно  $J^*$ -интеграл приступ. Модификовани  $J^*$ -интеграл је практично независан линијски интеграл како под дејством механичких тако и термичких оптерећења.
- Успостављена је комплетна прорачунска процедура применом нумеричких симулација на бази МКЕ, за прорачун заосталих напона који се јављају у процесу заваривања сучеоних плоча, и која је верификована са расположивим експерименталним резултатима.
- Предложена је методологија за анализу чврстоће сложених конструкција у овом случају ротора турбине са иницијалним оштећењима у виду

напрслина. Утицаји механичког оптерећења, исказани преко броја обртаја ротора турбине, као и термичких оптерећења за иницијална оштећења у виду напрслина лоцирана у критичној зони односно у зони концентрације напона на факторе интензитета напона су детаљно презентовани. За дату ломну жилавост материјала,  $K_{IC}$ , разматраног ротора турбине применом нумеричких симулација комбинујући МКЕ и  $J^*$  - интеграл приступ одређени су сви битни параметри (критична локација иницијалне напрслине, дужине напрслина, механичка оптерећења, термичка оптерећења) за анализу чврстоће димензионисање са аспекта механике лома сложених конструкције под дејством термомеханичких оптерећења.

Кроз презентоване резултате истраживања може се констатовати да су дати сви релевантни одговори у предметној научној дисциплини или прецизније у домену проучавања и одређивања параметара механике лома код структуралних елемената са иницијалним оштећењима под дејством спектра термомеханичких оптерећења.

Свакако предметна истраживања се могу надоградити да обухвате моделирање параметара механике лома, односно фактора интензитета напона при мешовитим модовима механике лома чиме се обезбеђује процена преосталог века код проблема турбина са иницијалним површинским напрслинама као и трајекторију ширења напрслине под дејством комбинованих случајева оптерећења. Свакако код ове врсте проблема потребно је дефинисати правац и смер ширења прслине за сваки предпостављени инкремент дужине прслине при чему презентована истраживања представљају солидну и суштинску полазну основу.

Примена остварених резултата истраживања се очекује, примарно, у два домена: (1) при процени преосталог века елемената машинских конструкција која су током експлоатације била изложена термомеханичким оптерећењима. То се односи на елементе конструкција турбина авионских мотора као и на друге структуралне елементе ваздухопловних конструкција изложене дејству спектра термомеханичких оптерећења. Током експлоатације се на овим елементима конструкција, која су под дејством спектра термомеханичких оптерећења, јављају оштећења која су по правилу у виду површинских напрслина. У овим ситуацијама за процену преосталог века неопходно је прецизно одређивање фактора

интензитета напона. Пошто се ради о сложним геометријским облицима конструкција са површинским напслинама под дејством термомеханичких оптерећења примена МКЕ чији нумерички модел решавања је развијен у оквиру ове дисертације представља адекватан метод решавања ових проблема (2) при пројектовању нових елемената конструкција са аспекта допустивих оштећења.

## ЛИТЕРАТУРА

- [1] Maksimovic S., Posavljak S., Maksimovic K., Nikolic V. and Djurkovic V., Total Fatigue Life Estimation of Notched Structural Components Using Low-Cycle Fatigue Properties, *Journal Strain*, 2011, 47 (suppl.2), pp 341-349, DOI: 10.1111/j.1475-1305.2010.00775.x
- [2] Hutchinson J.W, Suo Z., Mixed mode cracking in layered materials. *In Advances in Applied Mechanics*, Hutchinson J.W, Wu T.Y (eds), vol. 29. Academic Press: Orlando, 1992; 63-191.
- [3] Henshell RD, Shaw KG. Crack tip finite elements are unnecessary. *International Journal for Numerical Methods in Engineering* 1975; 9:495-507.
- [4] Barsoum RS. On the use of isoparametric finite elements in linear fracture mechanics. *International Journal for Numerical Methods in Engineering* 1976; 10:551-564.
- [5] Barsoum RS. Triangular quarter-point elements as elastic and perfectly-plastic crack tip elements. *International Journal for Numerical Methods in Engineering* 1977; 11:85-98.
- [6] Bathe KJ, Finite element procedure, Prentice Hall, 1996.
- [7] Cook TS, Erdogan F., Stresses in bonded materials with a crack perpendicular to the crack. *International Journal of Engineering Science* 1972; 10:677-697.
- [8] Boljanović S., Maksimovic S., Analysis of the crack growth propagation process under mixed-mode loading, *Engineering Fracture Mechanics*, Volume 78, Issue 8, May 2011, pp. 1565-1576.
- [9] Atluri SN, Nakagaki M. Computational methods for plane problems of fracture. *In Computational Methods in the Mechanics of Fracture*, Atluri SN ( ed.), vol. 2. North- Holland: Amsterdam, The Netherlands, 1986;169-227.
- [10] Williams ML. The stress around a fault or crack in dissimilar media. *Bulletin of the Seismology Society of America* 1959; 49:199-204.
- [11] Malyshev B.M., Salganik R.L., The Strength of adhesive joints using the theory of cracks. *International Journal of Fracture* 1965; 1:114-128.
- [12] Rice J.R., Elastic fracture mechanics concepts for interfacial cracks. *Journal of Applied Mechanics* 1988; 55:98-103.
- [13] Smelser, R.F. and Gurtin, M.E. On the J-integral for bimaterial bodies, *International*

*Journal of Fracture*, 1977, 13, 382-384.

- [14] Kanninen, M.F. and Popelar, C.H. *Advanced Fracture Mechanics*, Oxford University Press, New York, 1985.
- [15] Katarina Maksimović, Vera Nikolić-Stanojević, Stevan Maksimović, Modeling of surface cracks and fatigue life estimation, ECF 16, 16<sup>th</sup> *European Conference of Fracture, ECF 16*, Alexandroupolis, Greece, 2006.
- [16] Maksimovic, S., Finite Elements in Thermo elastic and Elastoplastic Fracture Mechanics, *Proceedings of The 3<sup>th</sup> International Conference held University held at College*, Swansea, 26<sup>th</sup>-30<sup>th</sup> March 1984, 495-504.
- [17] Maksimovic, S., An investigation of the Effect of Thermal Gradients on Fracture, Vol. 2, *Proceedings of the 6<sup>th</sup> International Conference on Fracture (ICF6)*, New Delhi, India, 4-10 December 1984, Pergamon Press Oxford.
- [18] Blackburn, W.S. and all., An Integral Associated with the State of a Crack Tip a Non-elastic Material, *International Journal Fracture*, 13, 1977, 183-200.
- [19] Stamenkovic, D., Determination of Fracture Mechanics Parameters using FEM and J-integral Approach, Finite element simulation of the high risk constructions, Special Session, within 2<sup>nd</sup> *WSEAS International Conference on Applied and Theoretical Mechanics (MECHANICS'06)*, Eds Mijuca, D and Maksimovic, S., Venice, 2006.
- [20] Stamenkovic, D., Evaluating Fracture Mechanical Parameters in Bimaterial Structures Thermally Loaded using FEM and J-integral Approach, Minisymposia: Computational Methods in Structural Analysis and Optimization by FEM, *within 1<sup>st</sup> International Congress of Serbian Society of Mechanics*, Organizer: Maksimovic, S., Kopaonik, 2007.
- [21] Stamenkovic, D, Evaluation Fracture Mechanics Parameters of Thermally Loaded structures, *Scientific Technical Review*, No. 2, 2008.
- [22] Suo Z. Mechanics of interface fracture. *Ph.D. Thesis*, Division of Applied Sciences, Harvard University Cambridge, MA, U.S.A., 1989.
- [23] Lin, S. T and Rowlands, R. E., Thermoelastic stress analysis of orthotropic composites, *Exp. Mech*, 35, 1995, 257-265.
- [24] Newman Jr, J. C. and Raju, I. S. An empirical stress intensity factor equation for the surface crack. *Engineering Fracture Mechanics*, 1981, 15, 185-192.



- [25] Marija Blažić, Katarina Maksimović, Yasmina Assoul, Determination of Stress Intensity Factors of Structural Elements by Surface Cracks, Third Serbian Congress Theoretical and Applied Mechanics, Vlasina Lake, 5-8 July 2011, pp. 374-383, Organized: Serbian Society of Mechanics, Editors: S. Maksimović and T. Igić, ISBN 978-86-909973-3-6, COBISS:SR-ID 187662860, 531/534(082).
- [26] Lin, X.B. Numerical simulation of fatigue crack growth, PhD thesis, University of Scheffield, 1994.
- [27] Lin, H. B. and Smith, R. A. Shape growth simulation of surface crack in tension fatigue round bars, *International Journal Fatigue*, 1997, 19, 99-109.
- [28] Irwin, G.R. Crack-extension force for a part-through crack in a plate, *Journal of Applied Mechanics*, Vol. 29, pp. 651-654 (1962).
- [29] Marija Blažić, Mirko Maksimović, Ivana Vasović, Yasmina Assoul, Stress Intensity Factors for Elliptical Surface Cracks in Round Bars and Residual Life Estimation, *Scientific Technical Review*, 2011, Vol. 61, No. 1, pp. 63-67, (ISSN 1820-0206), UDC: 355/359:62, UDK:539.42:620.191.3.
- [30] Maksimović K., Nikolić-Stanojević V., Maksimović S., Modeling of surface cracks and fatigue life estimation, ECF 16, 16<sup>th</sup> European Conference of Fracture, ECF 16, Alexandroupolis, Grčka, 2006.
- [31] McGowan, J. Ed. A critical evaluation of numerical solutions to the benchmark surface flaw problem, *Experimental Mechanics*, Vol. 20(8), 253-264 (1980)
- [32] Smith, F. The Surface Crack: Physical Problems and Computational Solutions, pp. 125-152, ASME (Nov 1972).
- [33] Smith, C.W., Peters, W. H., Kirby, G. C. and Adonian, A. Fracture Mechanics, ASTM STP 743, American Society for Testing and Materials, pp. 422-437 (1981).
- [34] Cater, D. K., Canda, W. R. and Blind, J. A. Experimental evaluation of stress-intensity solutions for surface flaw growth in plates, Surface-Crack Growth: Models, Experiments, and Structures, ASTM STP 1060, pp.215-236 (1990).
- [35] Boljanović S., Maksimović S., Andrea Carpinteri, Numerical Modeling of Semi-Elliptic Crack Growth under Cyclic Loading, Third Serbian Congress Theoretical and Applied Mechanics, Vlasina Lake, 5-8 July 2011, pp. 391-396, Organized: Serbian Society of Mechanics, Editors: S. Maksimović and T. Igić, ISBN 978-86-909973-4-3, COBISS:SR-ID 187662860, 531/534(082).

- [36] Newman JR, J. C. and Raju, I. S. An empirical stress intensity factor equation for the surface crack, *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 15(1), pp. 185-192 (1981).
- [37] Hosseini, A. and Mahmoud, M. A. Evaluation of stress intensity factor and fatigue growth of surface cracks in tension plates, *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 22(6), pp. 957-974 (1985).
- [38] Smith, C. W. and Kirby, G. C. Stress Intensity distributions for natural cracks approaching benchmark crack depths in remote uniform tension, *Fracture Mechanics*, ASTM STP 791, American Society for Testing and Materials, pp. 269-280 (1983).
- [39] Hosseini, A. and Mahmoud, M. A. Evaluation of stress intensity factor and fatigue growth of surface cracks in tension plates, *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 22(6), pp. 957-974 (1985).
- [40] Medvedev, S.V.: Computer modeling of residual welding strains in technological design of welded structures, *Welding International*. 2002, Vol.16(1), pp.59-65.
- [41] Bonifaz, E.A.: Finite element analysis of heat flow in single-pass arc welds, *Welding Res. Supplement*, 2000, pp:121-125.
- [42] Deng, D., Murakawa, H.: Numerical simulation of temperature field and residual stresses in multi-pass welds in stainless steel pipe and comparison with experimental measurements, *Comput. Mater. Sci.*, 2006, 37:269-277.
- [43] Hansen, J.L.: Numerical modeling of welding induced stresses, PhD thesis, Technical University of Denmark, ISBN 87-90855-52-3, 2003.
- [44] Jonsson, M., Karlsson, L., Lindgren, L.E.: Deformations and stresses in butt-welding of large plates with special reference to the mechanical material properties, *Journal of Engineering Material and Technics*, 1985, Vol.107, pp.256-270.
- [45] Wikander, L., Karlsson, L., Nastro, M., Webster, R.P.: Finite element simulation and measurement of welding residual stresses, *Modelling Simulation material Science Engineering*, 1994, Vol.2, pp.845-864.
- [46] Goldak, J., Bibby, M., Moore, J., House, R., Patel, B.: Computer modeling of heat flow in welds, *Metallurgical transaction B*, 1986, Vol.17B, pp.587-600.
- [47] Fricke, S., Keim, E. and Schmidt, J.: Numerical weld modeling a method for calculating weld-induced residual stresses, *Nucl.Eng.Des.*, 2001, 206:139-150.
- [48] Hsiang, P.C., Liang, T.T.: Numerical and experimental investigations on the residual

- stresses of the butt-welded joints, *Int. J. Comput. Mater.Sci.*, 2004, 29:511-522.
- [49] Lindrgen,L.E., Karlsson,L.: Deformations and stresses in welding of shell structures, *Int. J. Numerical Methods Eng.*, 1998, 25:635-655.
- [50] Sarkani,S., Tritchkov,V., Michaelov,G.: An efficient approach for computing residual stresses in welded joints, *Finite Element Anal. Des.*, 2000, 35:247-268.
- [51] Murthy, Y.V.L.N., Rao, G.V., Iyer, P.K.: Numerical simulation of welding and quenching processes using transient thermal and thermo-elasto-plastic formulations, *Comput. Struct.*, 1996, 60:131-154.
- [52] Deng D., FEM prediction of welding residual stress and distortion in carbon steel considering phase transformation effects, *Materials and Design 30* (2009) 359-366.
- [53] Akbari M., Miresmaeili R., 2008. Experimental and numerical analyses of residual stress distributions in TIG welding process for 304L stainless steel. *J. Materials Processing Technology*, in press
- [54] Zeng Z, Wang L, Wang Y, Zhang Z., Numerical and experimental investigation on temperature distribution of the discontinuous welding, *Computational Materials Science*, in press
- [55] Peric M., Tonkovic Z., Karsaj I., Numerical analysis of residual stresses using a shell/3D modelling technique, Proceedings of the International Conference on Advances in Welding Science and Technology for Construction, Energy and Transportation AWST-2010, 75-80.
- [56] Stamenkovic D., Vasovic I., “Finite Element Analysis of Residual Stresses in Butt Welding Two Similar Plates” *Scientific Technical Review*, Vol. LIX, No.1, 2009.
- [57] Theory Reference for ANSYS and ANSYS Workbench, ANSYS Inc. Release 12.1
- [58] Zhu XK, Chao YJ, Effects of temperature-dependent material properties on welding simulation, *Computers and Structures* 80 (2002) 967-976.
- [59] Teng TL, Chang PH. Three-dimensional thermomechanical analysis of circumferentially welded thin-walled pipes. *International Journal of Pressure Vessels and Piping* 75 (1998) 237-247.
- [60] Deng D, FEM prediction of welding residual stress and distortion in carbon steel considering phase transformation effects. *Materials and Design 30* (2009) 359-366.
- [61] Deng D, Liang W, Murakawa H. Determination of welding deformation in fillet – welded joint by means of numerical simulation and comparison with experimental

- measurements. *Journal of Materials Processing Technology* 183 (2007) 219-225.
- [62] Deng D, Murakawa H., Liang W., Numerical simulation of welding distortion in large structures. *Computer methods in applied mechanics and engineering* 196 (2007) 4613-4627.
- [63] Lee CH, Chang KH, Three-dimensional finite element simulation of residual stresses in circumferential welds of steel pipe diameter effects, *Material Science and Engineering A* (2008) 210-218
- [64] Peric M., Tonkovic Z., Karsaj I.: Numerical analysis of residual stresses using a shell/3D modeling technique, Proceedings of the International Conference on Advances in Welding Science and Technology for Construction, Energy and Transportation AWST-2010, pp.75-80
- [65] Stamenkovic D., Vasovic I.: Finite Element Analysis of Residual Stresses in Butt Welding Two Similar Plates, *Scientific Technical Review*, ISSN 1820-0206, 2009, Vol. LIX, No.1, pp.57-60.
- [66] Peric M., Stamenkovic D., Milkovic V.: Comparison of residual stresses in butt-welded plates using software packages abaqus and ansys, *Scientific Technical Review*, ISSN 1820-0206, 2010, Vol.60, No.3-4, pp.22-26
- [67] Karlsson RI, Josefson BL, Three-dimensional finite element analysis of temperature and stresses in a single-pass butt-welded pipe. *Journal Press Vessel Technological* 1990; 112:76-84.
- [68] Maddox SJ, Fatigue strength of welded structures. Albington Publishing; 1991.
- [69] Lindgren L-E, Finite element modelling and simulation of welding – Part 1. Increased complexity. *Journal Thermal Stresses* 2001; 24:141-92.
- [70] Lindgren L-E, Finite element modelling and simulation of welding – Part 2. Improved material modelling. *Journal Thermal Stresses* 2001; 24:195-231.
- [71] Lindgren L-E, Finite element modelling and simulation of welding – Part 3. Efficiency and integration. *Journal Thermal Stresses* 2001; 24:305-34.
- [72] Lindgren L-E, Numerical modelling of welding. *Comput Methods Applied Mech Eng* 2006; 195:6710-36.
- [73] Itoh YZ, Suraga S, Kashiwaya H, Prediction of fatigue crack growth rate in welding residual stress field. *Engineering Fracture Mechanics* 1989; 33:397-407.
- [74] Barsoum Z, Barsoum I, Residual stress effects on fatigue life of welded structures

using LEFM. *Engineering Failure Analyses* 2009; 16:449-67.

- [75] Servetti G, Yhang X, Predicted fatigue crack growth rate in a welded butt joint: the role of effective R ratio in accounting for residual stresses effect. *Engineering Fracture Mechanics* 2009;76:1589-602.
- [76] Lee CH, Chang KH, Lee CY, Comparativ study of welding residual stresses in a carbon and stainless steel butt welds. Post Inst Mech Engng – Part B: *Journal Engineering Manufacture* 2008; 222: 1685-94.
- [77] Jovičić G., Grabulov V., Maksimović S., Živković M., Jovičić N., Bošković G., Maksimović K., Residual Life Estimations of a Thermal Power Plant Component- The High Pressure Turbine Hausing Case, *Thermal Science*, 2009, Vol. 13, No.4, pp. 99-106.
- [78] Teng TL, Chang PH, Tseng WS, Effect of welding sequence on residual stresses. *Computed Structures* 2003; 81:273-86.
- [79] Lei Y, O’dowd NP, Webster GA, Fracture mechanics analysis of a crack in residual stress filed. *International Journal Fracture* 2000; 106:195-216.
- [80] Rybicki EF, Kanninen MF, A finitte element calculation of stresses intensity factor by a modified crack closure integral . *Engineering Fracture Mechanics* 1977; 9:931-8.
- [81] Rice JR, A path indendent integral and the approximations analysis of a strain concetration by notches and cracks. *Journal of Applied Mechanics* 1968; 35:379-86.
- [82] Hou YC, Pan J, A fracture parameter for welded structures with residual stresses. *Computed Mechanics* 1998; 22:281-8.
- [83] Parks DM, The virtual crack extension method for nonlinear material behavior. *Computed Methods Applied Mechanical Engineering* 1977; 12:353-64.
- [85] Haddi A, Weichert D, On the computation of the J-integral for three-dimensional geometries in inhomogeneous materials. *Computed Material Sciencie* 1996; 5:143-50.
- [86] Dolorenzi HG. Energy release rate calculation by the finite element method. *Engineering Fracture Mechanics* 1985,21:129-43.
- [87] Chank KH, Lee CH. Residual stresses and fracture mechanics analzsis of a crack in welds of high strength steel, *Engineering Fracture Mechanics* 2007;74:980-94.
- [88] Hou YC, Pan J. A fracture parameter for welded structures with residual stresses.

*Computed Mechanics* 1998;22:281-8.

- [89] Pavier MJ, Poussard CGS, Smith DJ. Effect of residual stress around lod worked holes on fracture under superimposed mechanical load. *Engineering Fracture Mechanics* 1999; 63:751-73.
- [90] Smith, K.N., Watson, P., Topper, T.H., A stress–strain function for the fatigue of materials, *J. Mater.* 5 (4) (1970) 767–778.
- [91] Lawrence Jr.F.V., Burk, J.D., Yung, J.Y., Influence of residual stress on predicted fatigue life of weldments, ASTM STP 776 (1982) 33–43.

## БИОГРАФИЈА

Име и презиме	Драги Стаменковић
Датум рођења:	11.02.1965.
Мест рођења:	Рума, Србија
Породично стање:	Ожењен, двоје деце
Школовање:	
1972.-1979.	Основна школа у Руми
1979.-1983.	Математичка гимназија у Руми
1984.-1989.	Студије на машинском факултету у Београду, одсек ваздухопловство
20.04.1991.	Одбрањен рад на катедри за ваздухопловство
1991.-1994.	Постдипломеске студије на катедри за ваздухопловство
1983.-1984.	Редован војни рок
Кретање у послу:	
1991.- 1998.	„Утва“, Панчево
1999.-	„Термоелектро“, Београд

### Објављени научни радови:

- Stamenkovic, D.**, Maksimović, K., Nikolić-Stanojević, V., Maksimovic, S., Stupar, S., Vasović, I., *“Fatigue Life Estimation of Notched Structural Components”* Strojniški vestnik - Journal of Mechanical Engineering 56(2010)12, 860-866.
- Plić, I., Petrović, Z., Maksimović, M., Stupar, S., **Stamenković, D.**, *„Computation Method in Failure Analysis of Mechanically Fastened Joints at Layered Composites“* Strojniški vestnik - Journal of Mechanical Engineering 58(2012)9, 553-559.
- Stamenkovic, D.**, Perić, M., *„Determination of Residual Stresses in Welded Pipes using a simplified heat source“* Scientific Technical Review, Vol. LXI, No.1, 2011.
- Perić, M., **Stamenkovic, D.**, Milković, V., *„Determination of Residual Stress in Butt Welded Plates using software packages Abaqus and Ansys“* Scientific Technical Review, Vol. LX, No.3-4, 2010.
- Stamenkovic, D.**, *“Evaluation of Fracture Mechanics Parameters in Steam Turbine Components using FEM and J-Integral Approach“* 2<sup>nd</sup> International Congress of Serbian Society of Mechanics, Maksimovic, S., Palić, 2009.
- Stamenkovic, D.**, Vasovic, I., *“Finite Element Analysis of Residual Stress in Butt Welding Two Similar Plates“* Scientific Technical Review, Vol. LIX, No.1, 2009.
- Stamenkovic, D.**, *“Evaluating Fracture Mechanical Parameters of a Thermally Loaded Structures“* Scientific Technical Review, Vol. LVIII, No.2, 2008.
- Stamenkovic, D.**, *„Evaluating Fracture Mechanical Parameters in Bimaterial Structures Thermally Loaded using FEM and J-integral Approach“* Minisymposia: Computational Methods in Structural Analysis and Optimization by FEM, within 1<sup>st</sup> International Congress of Serbian Society of Mechanics, Maksimovic, S., Kopaonik, 2007.
- Stamenkovic, D.**, *„Determination of Fracture Mechanics Parameters using FEM and J-integral Approach“* Finite element simulation of the high risk constructions, Special Session, within 2<sup>nd</sup> WSEAS International Conference on APPLIED and THEORETICAL MECHANICS (MECHANICS'06), Eds Mijuca, D and Maksimovic, S., Venice, 2006.

Прилог 1.

186.

## Изјава о ауторству

Потписани-а Драги П. Стаменковић

број индекса \_\_\_\_\_

### Изјављујем

да је докторска дисертација под насловом

Процена преосталог века структуралних елемената са иницијалним оштећењима  
под дејством спектра термомеханичких оптерећења

- резултат сопственог истраживачког рада,
- да предложена дисертација у целини ни у деловима није била предложена за добијање било које дипломе према студијским програмима других високошколских установа,
- да су резултати коректно наведени и
- да нисам кршио/ла ауторска права и користио интелектуалну својину других лица.

Потпис докторанда

У Београду, 05.10.2012





---

Прилог 2.

**Изјава о истоветности штампане и електронске  
верзије докторског рада**

Име и презиме аутора Драги П. Стаменковић

Број индекса \_\_\_\_\_

Студијски програм \_\_\_\_\_

Наслов рада: Процена преосталог века структуралних елемената са иницијалним  
оштећењима под дејством спектра термомеханичких оптерећења

Ментор Проф. др Слободан Ступар

Потписани/а Драги П. Стаменковић

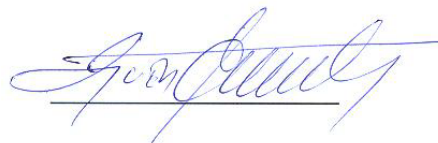
Изјављујем да је штампана верзија мог докторског рада истоветна електронској верзији коју сам предао/ла за објављивање на порталу **Дигиталног репозиторијума Универзитета у Београду**.

Дозвољавам да се објаве моји лични подаци везани за добијање академског звања доктора наука, као што су име и презиме, година и место рођења и датум одбране рада.

Ови лични подаци могу се објавити на мрежним страницама дигиталне библиотеке, у електронском каталогу и у публикацијама Универзитета у Београду.

**Потпис докторанда**

У Београду, 05.10.2012



Прилог 3.

## Изјава о коришћењу

Овлашћујем Универзитетску библиотеку „Светозар Марковић“ да у Дигитални репозиторијум Универзитета у Београду унесе моју докторску дисертацију под насловом:

Процена преосталог века структуралних елемената са иницијалним оштећењима под дејством спектра термомеханичких оптерећења

која је моје ауторско дело.

Дисертацију са свим прилозима предао/ла сам у електронском формату погодном за трајно архивирање.

Моју докторску дисертацију похрањену у Дигитални репозиторијум Универзитета у Београду могу да користе сви који поштују одредбе садржане у одабраном типу лиценце Креативне заједнице (Creative Commons) за коју сам се одлучио/ла.

1. Ауторство
2. Ауторство - некомерцијално
3. Ауторство – некомерцијално – без прераде
4. Ауторство – некомерцијално – делити под истим условима
5. Ауторство – без прераде
6. Ауторство – делити под истим условима

(Молимо да заокружите само једну од шест понуђених лиценци, кратак опис лиценци дат је на полеђини листа).

**Потпис докторанда**

У Београду, \_\_\_\_\_ 05.10.2012 \_\_\_\_\_

