



УНИВЕРЗИТЕТ У НИШУ  
МАШИНСКИ ФАКУЛТЕТ



**Радован Х. Николић**

**ИСТРАЖИВАЊЕ ТЕМПЕРАТУРСКОГ  
ПОЉА У РЕЗНОМ АЛАТУ ПРИ ОБРАДИ  
НА СТРУГУ НА СУВО СА ХЛАЂЕЊЕМ  
РЕЗНОГ АЛАТА СИСТЕМОМ НА БАЗИ  
ТЕРМОЕЛЕКТРИЧНОГ МОДУЛА**

докторска дисертација

Ниш, 2015.



UNIVERSITY OF NIS  
FACULTY OF MECHANICAL  
ENGINEERING



**Radovan H. Nikolić**

**RESEARCH OF THE TEMPERATURE  
FIELD IN CUTTING TOOLS WHEN DRY  
CUTTING ON A LATHE WITH A  
THERMOELECTRIC MODULE COOLING  
SYSTEM**

Ph. D. thesis

Nis, 2015.

## **ПОДАЦИ О МЕНТОРУ И ЧЛАНОВИМА КОМИСИЈЕ**

### **МЕНТОР**

Звање: редовни професор

Титула: доктор техничких наука

Име и презиме: Мирослав Радовановић

Машински факултет, Универзитет у Нишу

### **ЧЛАНОВИ КОМИСИЈЕ**

1. Звање: редовни професор

Титула: доктор техничких наука

Име и презиме: Богдан Недић

Факултет инжењерских наука, Универзитет у Крагујевцу

2. Звање: редовни професор

Титула: доктор техничких наука

Име и презиме: Миодраг Манић

Машински факултет, Универзитет у Нишу

3. Звање: ванредни професор

Титула: доктор техничких наука

Име и презиме: Мића Вукић

Машински факултет, Универзитет у Нишу

4. Звање: доцент

Титула: доктор техничких наука

Име и презиме: Предраг Јанковић

Машински факултет, Универзитет у Нишу

**ДАТУМ ОДБРАНЕ:**

31. март 2015. године

*Мојим родитељима: Станки и Храниславу и деци: Јелени, Данилу и Петру*

## ЗАХВАЛНОСТ

Посебно се захваљујем својим професорима и пријатељима који више нису међу живима: др Душану Вукелји и др Владиславу Ђукићу, који су ми били велика подршка на овом путу. Неизмерно жалим што нису дочекали дан одбране ове дисертације. Од њих сам поред струке научио и многе животне и људске принципе.

Идеја за ово истраживање потекла је од професора Вукелје, на чему сам му посебно захвалан.

Захваљујем се професору др Властимиру Николићу, декану Машинског факултета у Нишу на великој подршци и разумевању у току израде дисертације.

Посебно сам захвалан свом ментору проф. др Мирославу Радовановићу на немерљивој помоћи у току рада на тексту дисертације и на веома садржајним и корисним примедбама које су квалитет рада подигле на виши ниво. Члановима комисије: проф. др Богдану Недићу, проф. др Миодрагу Манићу, проф. др Мићи Вукићу и доц. др Предрагу Јанковићу захваљујем се на изузетној сарадњи и веома корисним примедбама.

Без подршке својих родитеља, Хранислава и Станке, супруге Снежане и деце, Јелене, Данила и Петра небих истрајао на овом вишегодишњем трновитом путу.

Хвала мојим пријатељима и професорима др Бранку Тадићу и др Љубодрагу Ђорђевићу на свеукупној подршци и помоћи коју су ми пружали све време.

Захваљујем се проф. др Мирославу Живковићу, декану Факултета инжењерских наука у Крагујевцу и Александру Николићу, студенту докторских студија на помоћи око реализације прорачунског дела дисертације.

Захваљујем се својим колегама и пријатељима, бившим студентима, Огњену Ђорђевићу, Саши Раковцу и Вукашину Колаковићу, дипломираним машинским инжењерима на пруженој помоћи и подршци у току израде ове дисертације.

Захваљујем се колективу Високе техничке машинске школе струковних студија из Трстеника и директору мр Драгану Трифуновићу на материјалној подршци у току израде дисертације.

На крају захвалност и свима онима који нису експлицитно поменути а били су ми макар морална подршка, или су покушавајући да ме зауставе на овом путу у мени будили инат да истрајем.

Радован Николић

# **ИСТРАЖИВАЊЕ ТЕМПЕРАТУРСКОГ ПОЉА У РЕЗНОМ АЛАТУ ПРИ ОБРАДИ НА СТРУГУ НА СУВО СА ХЛАЂЕЊЕМ РЕЗНОГ АЛАТА СИСТЕМОМ НА БАЗИ ТЕРМОЕЛЕКТРИЧНОГ МОДУЛА**

## **Резиме**

Предмет истраживања ове докторске дисертације је изналажење могућности примене термоелектричног хлађења резног алата. Овакво хлађење добија на значају када је немогуће коришћење класичних средстава за хлађење и подмазивање (СХП). Полазећи од постојећих математичких модела за прорачун температура у резном алату развијен је модел који узима у обзир хлађење термоелектричним модулом и применом методе коначних елемената (МКЕ) дефинисано температурско поље при завршној обради стругањем на суво у оваквим условима хлађења. За прорачун је коришћен програмски пакет РАК-Т, развијен на Катедри за примењену механику, Факултета инжењерских наука у Крагујевцу. Систем за хлађење резног алата на бази термоелектричног модула (ТЕМ) је реализован и извршена експериментална верификација резултата добијених рачунским путем.

Текст дисертације чини осам поглавља.

У првом поглављу је дат преглед досадашњих истраживања у области прорачуна и мониторинга температура резања. Како је тежиште рада термоелектрично хлађење резног алата при обради на суво, у овом делу дат је преглед истраживања и у овој области.

У оквиру другог поглавља дата су теоријска разматрања основа процеса резања која су у вези са температурским појавама у зони резања. Полазећи од основних модела настанка струготине овде су дефинисане основне величине из геометрије и механике

резања (карактеристични углови, дужине, отпори резања и напони у зони резања), њихове међусобне везе и прорачун. Другим речима, овде је приказано одређивање карактеристичних величина потребних за израчунавање снаге топлотних извора.

У трећем поглављу, на основу претходно обрађене теорије, анализирају се топлотни извори и понори у обрадном систему. Полазећи од постојећих модела, применом нових сазнања из области конвекције и кондукције топлоте, а имајући у виду ограничења и могућности постојећег софтвера, развијен је математички модел прорачуна температурског поља у резном алату при обради на суво, без хлађења. Овај модел представља основу за даљу надоградњу и прорачун температурског поља у условима хлађења алата системом на бази ТЕМ.

У четвртном поглављу дате су основе термоелектричног хлађења. Полазећи од суштине термоелектричних појава објашњени су термоелектрични процеси. Посматрајући основни термоелемент изведене су основне једначине за прорачун. Дефинисан је термоелектрични модул (ТЕМ), а једначине изведене за термоелемент примењене на ТЕМ. Детаљном анализом рада ТЕМ, дефинисан је топлотни флуks који модул црпи из објекта који се хлади. Ова једначина представља гранични услов на месту модула у математичком моделу.

Полазећи од базног модела, у петом поглављу је развијен математички модел за прорачун температура у алату при обради стругањем на суво са хлађењем помоћу ТЕМ. Базни верификовани модел, дорађен узимањем у обзир савремених сазнања о конвекцији и кондукцији топлоте и додавањем граничног услова који представља топлотни понор на месту ТЕМ.

У шестом, седмом и осмом поглављу је дат преглед резултата добијених рачунским путем, опис инструментације која је коришћена за мерење вредности температура, распоред мерних места уздуж тела ножа као и остали услови извођења експеримента. Детаљно је описана конструкција експерименталног система за хлађење стругарског ножа на бази ТЕМ уз опис осталих услова извођења експеримента. На крају је извршена упоредна анализа резултата добијених рачунским и експерименталним путем да би били изведени потребни закључци.

Научни доприноси докторске дисертације су следећи:

- Развој нових система за хлађење резног алата у условима када није могућа примена класичних СХП,
- Развој математичког модела за прорачун температурског поља у резном алату хлађеном системом на бази ТЕМ,
- Модел се може применити за прорачун температурског поља и у другим случајевима при хлађењу других објеката системима на бази ТЕМ, за познате јачине топлотних извора,
- Могућност анализе утицаја различитих режима хлађења на температуре у резном алату,
- Избор оптималног режима хлађења за дати материјал, примењене услове обраде, као и прорачун температура за сваки од примењених режима,
- Хлађењем на овај начин у првом реду избегавају се термички утицаји на резни алат при обради на суво и њихови утицаји на интензификацију хабања, термичке деформације и тачност,
- Указано је на актуелне правце истраживања у области термоелектрике и могућности њихове примене у овој области,
- Дисертација подстиче рад на истраживању, развоју и примени система за хлађење на бази ТЕМ у области резних алата.

**Кључне речи:** обрада на суво, резни алат, топлотни извори, топлотни понори, температурско поље, хлађење, термоелектрични модул (ТЕМ), метод коначних елемената (МКЕ), постојаност алата

**Научна област:** Производне технологије

**Ужа научна област:** Термодинамика резања и Електротермија



# **RESEARCH OF THE TEMPERATURE FIELD IN CUTTING TOOLS WHEN DRY CUTTING ON A LATHE WITH A THERMOELECTRIC MODULE COOLING SYSTEM**

## **Abstract**

The subject of research of this doctoral dissertation is to explore the possibilities of the implementation of systems based on a thermoelectric module (TEM) for cooling the cutting tool. This cooling becomes significant when it is not possible to use conventional coolants and lubricants (CLM). Starting from existing mathematical models for the calculation of the temperature field of the cutting tool, a mathematical model is developed that takes into account the cooling based on the TEM. The use of the finite element method (FEM) determine temperature field when finishing grinding dry in the cooling conditions based on the TEM. The Software package, PAK-T, is used for the calculations and was developed at the Department of Applied Mechanics, Faculty of Engineering Sciences in Kragujevac. The system for cooling the cutting tool based on the TEM was realized under laboratory conditions on a prototype model, which consists of a cutting tool and a thermoelectric module. Verification of the obtained results was carried out on the basis of a mathematical model by experimental research of the temperature field of the cutting tool in terms of cooling based on a TEM.

The dissertation text is composed of eight chapters.

The first gives an overview of previous research in the area of monitoring and modeling of temperature fields in the cutting process. As the focus of this dissertation is the cooling of the cutting tool based on a TEM in dry processing, the overview of research in this field is provided in this chapter.

The subsequent section presents the theoretical considerations of the cutting process, which are related to temperature occurrences in the cutting zone. Starting from the basic models of chip formation, the basic parameters of the geometry and mechanics of cutting are defined as are their relationships and calculations. Determination of the characteristic parameters is also shown as they are required for the calculation of the power of the heat sources.

In the third chapter, with previous theoretical considerations in mind, the heat sources and sinks in the machining system of cutting are analyzed. Starting from existing models, accounting for new knowledge with respect to the convection and conduction of heat, and bearing in mind the limitations and capabilities of the existing software, a mathematical model is developed for calculating the temperature field of the cutting tool when dry processed without cooling. This model is the basis for further upgrades and calculations of temperature fields in conditions of cooling of the cutting tool based on TEM in processing of dry scraping.

The fourth chapter gives the basics of cooling based on the TEM. Starting from the essence of thermoelectric occurrences, the thermoelectric processes are explained. Considering the basic thermocouple, the basic equations for calculating are derived. The thermoelectric module is defined, and the equations derived for thermocouple are applied to the TEM. Through detailed analysis of the work of the TEM, the heat flux is defined as that which draws module from the object being cooling. This equation is the boundary condition in the mathematical model.

Starting from the basic model, the fifth chapter develops a mathematical model for the calculation of the temperature field of the cutting tool in processing by dry grinding with cooling using a TEM. The base model is revised by taking into account modern knowledge about convection and heat conductivity and by adding a boundary condition representing a heat sink at the place of the TEM.

The sixth, seventh and eighth chapter provides an overview of the results obtained, a description of the experimental equipment used for measuring the value of the temperature field, the arrangement of measuring points on the cutting tool, and other conditions for conducting an experiment. Described in detail is the construction of a prototype model of the cooling system of the cutting tool based on a thermoelectric module (TEM) as are other conditions for conducting an experiment. Finally, a comparative analysis is carried out; a

detailed overview of the results obtained from the mathematical model and experimental data from the prototype is performed.

The scientific contributes of the doctoral dissertation are as follows:

- Development of new systems for cooling the cutting tool in conditions when it is not possible to use conventional CLM,
- Development of a mathematical model for the calculation of the temperature field of a cutting tool cooled by a system based on a TEM,
- Mathematical model that can be applied for the calculation of temperature fields in other cases when cooling systems of other objects are based on a TEM, for the known intensity of heat sources,
- Possibility of analyzing the impact of different modes of cooling on the temperature of the cutting tool,
- Selection of an optimal cooling mode for given workpiece materials and cutting tools, applied processing conditions, and method of calculating temperatures of each of the applied modes,
- By cooling in this manner, the thermal effects on the cutting tool when processing dry are avoided and lessened are their impact on the intensification of wear, thermal deformation and accuracy,
- It furthers current research in the field of thermoelectricity as well as possibilities of its application in this field,
- Encourages further work on research, development and application of the cooling system based on TEM in the field of cutting tools.

**Key words:** dry processing, cutting tool, heat sources, heat sinks, temperature field, cooling, thermoelectric module (TEM), finite element method (FEM), cutting tool lifetime

**Scientific field:** Production Technology

**Scientific Area:** Thermodynamics of cutting and Thermoelectrics

# САДРЖАЈ

ПРЕГЛЕД КОРИШЋЕНИХ ОЗНАКА

УВОД

1. ПРЕГЛЕД ДОСАДАШЊИХ ИСТРАЖИВАЊА У ОБЛАСТИ ТЕРМОДИНАМИКЕ РЕЗАЊА И ЕЛЕКТРОТЕРМИЈЕ .....	7
2. ОБРАДА РЕЗАЊЕМ, ОСНОВЕ ПРОЦЕСА И ИЗРАЧУНАВАЊЕ СНАГЕ РЕЗАЊА .....	24
2.1. МЕХАНИКА ПРОЦЕСА РЕЗАЊА .....	26
2.1.1. МОДЕЛИ НАСТАНКА СТРУГОТИНЕ .....	27
2.1.2. ОТПОРИ РЕЗАЊА .....	32
2.2. НАПОНИ У ЗОНИ РЕЗАЊА .....	39
2.3. ЕНЕРГИЈА И СНАГА РЕЗАЊА .....	45
3. ТЕРМОДИНАМИЧКЕ ПОЈАВЕ У ЗОНИ РЕЗАЊА .....	54
3.1. ГЕНЕРИСАЊЕ И ДИСТРИБУЦИЈА ТОПЛОТЕ .....	55
3.2. ИЗВОРИ И ПОНОРИ ТОПЛОТЕ .....	57
3.2.1. ПРОРАЧУН СНАГЕ ИЗВОРА ТОПЛОТЕ .....	61
3.2.2. ПРОРАЧУН СНАГЕ ПОНОРА ТОПЛОТЕ .....	67
3.3. КОЕФИЦИЈЕНТИ ДИСТРИБУЦИЈЕ ТОПЛОТЕ .....	70
3.4. МОДЕЛИ ТЕМПЕРАТУРСКИХ ПОЉА У ЗОНИ РЕЗАЊА .....	72
3.5. БАЗНИ МАТЕМАТИЧКИ МОДЕЛ ТЕМПЕРАТУРСКОГ ПОЉА .....	77
4. ОСНОВЕ ТЕРМОЕЛЕКТРИЧНОГ ХЛАЂЕЊА .....	81
4.1. ТЕРМОЕЛЕКТРИЧНЕ ПОЈАВЕ .....	81
4.1.1. ТОМСОНОВ ЕФЕКАТ .....	81
4.1.2. ЗЕБЕКОВ ЕФЕКАТ .....	82
4.1.3. ПЕЛТИЈЕОВ ЕФЕКАТ .....	82
4.1.4. ЏУЛОВ ЕФЕКАТ .....	83
4.2. ПРОВОДЉИВОСТ У ПОЛУПРОВОДНИЧКИМ МАТЕРИЈАЛИМА .....	83
4.3. ОСНОВНИ ТЕРМОЕЛЕМЕНТ .....	86
4.3.1. ТОПЛОТНИ БИЛАНС ПРИ РАДУ ТЕРМОЕЛЕКТРИЧНОГ МОДУЛА .....	87
4.4. МЕХАНИЗМИ ФУНКЦИОНИСАЊА ТЕРМОЕЛЕКТРИЧНОГ МОДУЛА .....	95
5. МОДЕЛИРАЊЕ ТЕМПЕРАТУРСКОГ ПОЉА ПРИМЕНОМ МКЕ .....	106
5.1. МЕТОД КОНАЧНИХ ЕЛЕМЕНАТА (МКЕ) .....	106
5.2. МОДЕЛИРАЊЕ ТЕМПЕРАТУРСКОГ ПОЉА ПРИ ОБРАДИ НА СТРУГУ БЕЗ ХЛАЂЕЊА .....	109
5.3. МОДЕЛИРАЊЕ ТЕМПЕРАТУРСКОГ ПОЉА ПРИ ОБРАДИ НА СТРУГУ У УСЛОВИМА ТЕРМОЕЛЕКТРИЧНОГ ХЛАЂЕЊА .....	121

6. ПРОРАЧУН ТЕМПЕРАТУРСКОГ ПОЉА ПРИМЕНОМ МКЕ.....	128
7. ЕКСПЕРИМЕНТАЛНА ИСТРАЖИВАЊА ТЕМПЕРАТУРСКОГ ПОЉА.....	135
7.1. УСЛОВИ ИЗВОЂЕЊА ЕКСПЕРИМЕНТА.....	135
7.2. ЕКСПЕРИМЕНТАЛНО ИСТРАЖИВАЊЕ ТЕМПЕРАТУРСКОГ ПОЉА ПРИ ОБРАДИ НА СТРУГУ БЕЗ ХЛАЂЕЊА .....	136
7.3. ЕКСПЕРИМЕНТАЛНО ИСТРАЖИВАЊЕ ТЕМПЕРАТУРСКОГ ПОЉА ПРИ ОБРАДИ НА СТРУГУ У УСЛОВИМА ТЕРМОЕЛЕКТРИЧНОГ ХЛАЂЕЊА.....	136
8. АНАЛИЗА РЕЗУЛТАТА ИСТРАЖИВАЊА.....	146
9. ЗАКЉУЧАК.....	159

ЛИТЕРАТУРА

БИОГРАФИЈА

ИЗЈАВЕ АУТОРА

## ПРЕГЛЕД КОРИШЋЕНИХ ОЗНАКА

$h$	mm	дебљина резног слоја
$b$	mm	ширина резног слоја
$A$	mm <sup>2</sup>	површина попречног пресека резног слоја
$l_c$	mm	дужина контакта струготине са алатом
$l_p$	mm	дужина зоне пластичног контакта
$l_{c1}$	mm	дужина зоне еластичног контакта
$l_{c3}$	mm	дужина контакта алата и обратка на леђној површини
$h_{ch}$	mm	дебљина струготине
$b_{ch}$	mm	ширина струготине
$A_{ch}$	mm <sup>2</sup>	површина попречног пресека струготине
$A_r$	mm <sup>2</sup>	стварна површина контакта струготине са грудном површином
$\phi$	°	угао смицања
$\rho$	°	угао трења
$\rho_s$	°	угао унутрашњег трења
$\gamma$	°	грудни угао
$\alpha$	°	леђни угао
$\lambda$	°	угао нагиба сечива
$\kappa$	°	нападни угао
$\varepsilon$	°	угао врха ножа
$\mu$	-	коэффициент трења на грудној површини
$\mu_s$	-	коэффициент унутрашњег трења
$\beta_n$	°	угао између силе резања и нормале на грудну површину
$\psi$	°	угао текстуре
$\eta_{ch}$	°	угао одвођења струготине
$\lambda$	-	фактор сабијања струготине

$v, v_c$	m/min	брзина резања
$v_{ch}$	m/min	брзина струготине
$v_\phi$	m/min	брзина смицања
$v_\psi$	m/min	брзина деформације у равни текстуре
$a_p$	mm	дубина резања
$f$	mm/o	корак
$F_{c\gamma n}$	N	сила резања
$F_{\phi t}, F_{\phi n}$	N	тангенцијална и нормална сила у равни смицања
$F_1, F_2, F_3$	N	главне компоненте отпора резања
$F_{cs}, F_p, F_f$	N	главне компоненте отпора резања
$F_{\gamma t}, F_{\gamma n}$	N	тангенцијална и нормална сила на грудној површини
$k_{c1.1}, k_{p1.1}, k_{f1.1}$	N/mm <sup>2</sup>	јединични специфични отпори резања
$\tau$	N/mm <sup>2</sup>	тангенцијални напон
$\sigma$	N/mm <sup>2</sup>	нормални напон
$P$	W	снага
$Pe$	–	Пеклеов ( <i>Peclet</i> ) број
$Re$	–	Рејнолдсов ( <i>Reynolds</i> ) број
$Nu$	–	Нуселтов ( <i>Nusselt</i> ) број
$Gr$	–	Грасхофов ( <i>Grashof</i> ) број
$Pr$	–	Прантлов ( <i>Prandtl</i> ) број
$a$	m <sup>2</sup> /s	коэффициент топлотне дифузије
$c$	J/kg·K	топлотни капацитет
$\rho$	kg/m <sup>3</sup>	густина материјала
$T$	K	апсолутна температура
$T_s$	K	температура површине са које се врши конвекција
$T_o, T_E$	K	температура околине
$T_c$	K	температура хладног споја

$T_h$	K	температура топлог споја
$I$	A	јачина струје
$R$	$\Omega$	електрични отпор
$\rho = RS/l$	$\Omega\text{m}$	специфична електрична отпорност
$\Pi = \alpha_{pn}T$	W/A	Пелтијеов коефицијент
$\tau$	W/AK	Томсонов коефицијент
$\alpha_{pn}$	V/K	релативни Зебеков коефицијент
$\alpha_p, \alpha_n$	V/K	апсолутни Зебекови коефицијенти
$Q$	J	количина топлоте
$U$	W	унутрашња енергија
$N$	–	број термоелемената у ТЕМ
$\Phi$	$\text{W/m}^3$	јачина запреминског извора
$\dot{q}$	$\text{W} = \text{J/s}$	топлотни флукс
$q$	$\text{W/m}^2$	специфични топлотни флукс
$\lambda$	$\text{W/mK}$	коефицијент провођења топлоте
$k = \lambda S/l$	W/K	специфична топлотна проводљивост
$k_1$	–	коефицијент правца
$l$	m	дужина гране термоелемента
$S$	$\text{m}^2$	површина попречног пресека гране термоелемента
$\alpha$	$\text{W/m}^2\text{K}$	коефицијент прелаза топлоте
$M = 0,99951$	J/Nm	топлотни еквивалент механичког рада

### СКРАЋЕНИЦЕ

$CH$	струготина
$W$	обрадак
$T$	алат



<i>E</i>	околина
<i>TE</i>	термоелектрични
<i>TEM</i>	термоелектрични модул
<i>CXII</i>	средства за хлађење и подмазивање
<i>TP</i>	термофизички метод
<i>DTC</i>	природни (динамички) термопарови
<i>IR</i>	инфрацрвени

## УВОД

У процесу обраде резањем облик изратка добија се скидањем вишка материјала у облику струготине. Део механичке енергије, која се троши на скидање материјала са обратка, претвара се у топлотну, при чему се јављају топлотни извори који доводе до загревања елемената обрадног система (алата и обратка). Топлота се генерише услед деформисања материјала обратка у зони смицања при стварању струготине, услед различитих брзина клизања појединих слојева материјала струготине у кочионом слоју, као и услед трења на контактима грудне површине алата са струготином и леђне површине алата са обрађеном површином обратка. Највећи део генерисане топлоте одлази са струготином, док се мањи део задржава у обратку и резном алату.

Вишак материјала који се преводи у струготину после одвајања од обратка наставља кретање по грудној површини резног клина алата. На површини њиховог међусобног контакта настаје топлотни извор. Због тога се може посматрати да се топлотни извор на грудној површини креће по наличју струготине, па се може узети да у струготини настаје покретно, нестационарно температурско поље.

Са практичног аспекта, посебан значај има топлота која се преноси на алат и обрадак. У питању су топлотни извори велике густине топлотних флуксава. Њихов утицај огледа се у првом реду на обрадљивост, тј. на тачност облика и димензија, квалитет обрађене површине и хабање алата.

Са кретањем сечива алата у односу на обрадак настаје и померање топлотног извора. На тај начин настаје покретно, нестационарно температурско поље, а путања овог топлотног извора по обрађеној површини је идентична са путањом сечива алата.

Топлотни извори на алату налазе се на резном клину. Овде се јављају два топлотна извора који имају пресудан утицај на загревање алата: један на грудној површини, на делу који је у контакту са струготином и други на леђној површини, на делу који је у

контакту са обратком. Део генерисане топлоте се преноси на струготину и обрадак преко површина контакта.

Густина два топлотна флукса, којим се генерише топлота у резном алату, мења се по дужини контакта, али су њихове вредности у току времена константне за конкретан режим обраде. Имајући у виду, како положај топлотних извора, тако и природу простирања топлоте у континууму, јасно је да у алату настаје нехомогено, нестационарно температурско поље. Због велике брзине генерисања топлоте и њеног концентрисања на малом простору у појединим тачкама температурског поља у алату јављају се високе температуре. У тим тачкама долази до пада механичких карактеристика алатног материјала што за последицу има интензивније хабање и брже затупљење сечива. Затупљено сечиво додатно повећава количину генерисане топлоте, па самим тим и пораст температуре. Услед повишених температура долази до термичких деформација елемената обрадног система што негативно утиче на тачност и квалитет обраде.

Топлота генерисана на контактима струготина-алат, алат-обрадак и струготина-обрадак преноси се на елементе обрадног система: алат, обрадак и струготину. Расподела генерисане топлоте врши се по сложеним зависностима које се мењају по дужини контакта. Ради упрошћавања проблема уводе се коефицијенти дистрибуције топлоте. На тај начин се стварају услови да се топлота у елементима обрадног система посматра одвојено.

Познавањем температурских поља у струготини, обратку и пре свега у алату могуће је боље подешавање услова хлађења и самим тим смањење неповољних утицаја термичког деловања. С тим циљем је развијен низ математичких модела који служе за рачунско одређивање температура у зони резања. Познавањем температурских поља у процесу резања омогућује се: правилније сагледавање проблема термичких деформација и хабања алата у различитим условима обраде, избор адекватног алатног материјала за одговарајуће услове, процене утицаја и квалитета расхладних средстава која се примењују у процесу резања итд., све са циљем побољшања обрадљивости, тачности обраде и квалитета обрађене површине. Због свега тога изучавање топлотних појава у зони резања има изузетно велики практичан значај.

Због низа наведених негативних утицаја генерисану топлоту је потребно одвести из зоне резања. Снижавање температура у резном алату је од посебног значаја за смањење хабања и побољшање тачности обраде. Хлађење се углавном врши применом класичних средстава за хлађење и подмазивање (СХП). У новије време, користећи чињеницу да се при већим брзинама резања највећи део генерисане топлоте одводи преко струготине, примењује се тзв. високобрзинска обрада. Притом се загрева струготина, док је загревање обратка и алата незнатно. Међутим, због веома великих брзина резања машине које се примењују при високобрзинској обради су повишених конструкционих захтева, пре свега по питању улежиштења главног вретена и стабилности, па су самим тим и знатно скупље. Резни алати су специјални, вишесечни, компликованије конструкције и такође знатно скупљи у односу на стандардне. Из наведених разлога примена високобрзинске обраде у случају мањих серија је економски неоправдана.

У условима повишених захтева за квалитетом обрађене површине, имајући у виду агресивно дејство средстава за хлађење и подмазивање на њу, није могућа примена класичних СХП. Ако тада није економски оправдана примена високобрзинске обраде преостаје једина могућност да се обрада обавља на суво, без хлађења. При таквим условима обраде појачава се загревање резног алата па се он интензивније хаба.

Термоелектрични модули (ТЕМ) у системима за хлађење налазе веома широку и разноврсну примену. У смислу решавања проблема уочених при обради на суво, дошло се на идеју да се покуша са термоелектричним хлађењем резног алата. У оквиру истраживања могућности примене ових система потребно је развити математички модел за прорачун температурских поља у алату у условима завршне обраде са хлађењем системом на бази ТЕМ. Како се све ово ради са циљем повећања постојаности алата на крају треба утврдити утицај оваквог хлађења на постојаност.

За потребе истраживања направљен је уређај за термоелектрично хлађење стругарског ножа. Монтажа уређаја врши се према тачно одређеној процедури како би се обезбедило правилно функционисање. У том смислу постоје препоруке произвођача ТЕ модула које се морају поштовати. Пре свега битно је обезбеђивање добрих термичких контаката између елемената система као и добра термоизолација простора у коме је смештен ТЕМ. Због тога се сви контакти премазују термалном машћу.

Тежиште ове докторске дисертације је истраживање могућности примене термоелектричног хлађења резног алата. Полазећи од познатих математичких модела температурског поља у алату, као базних, развијен је модел који узима у обзир хлађење термоелектричним модулом. Овај модел је, у погледу задавања граничних услова, прилагођен расположивом софтверском пакету *PAK-T*. Софтверски пакет је развијен на Катедри за примењену механику Факултета инжењерских наука у Крагујевцу. Применом методе коначних елемената (МКЕ) дефинисано је температурско поље при завршној обради на стругу на суво у оваквим условима хлађења.

У резном алату настаје нехомогено, нестационарно температурско поље. Простирање топлоте врши се приближно концентрично у односу на места топлотних извора. Ова чињеница указује да на површини испод ТЕМ (хладна страна) постоји нехомогено, нестационарно температурско поље, односно температуре које се разликују од тачке до тачке и мењају се у току времена.

Рад ТЕМ, а самим тим и комплетног система за хлађење дефинише се преко три основна параметра: температуре на хладној страни, температуре на топлој страни и количине топлоте коју модул црпи из објекта који се хлади. Количина топлоте коју модул црпи из објекта директно зависи од разлике температура на његовој хладној и топлој страни. При прорачунима, углавном се узимају средње вредности ових температура. Ово је реално у ситуацијама када је могуће одређивање средњих вредности. У конкретном случају, на хладној страни је температурско поље чију је средњу вредност температуре немогуће израчунати. Због тога је у оквиру овог истраживања потребно развити реалан математички модел који би адекватно описивао поменути практични проблем. На тај начин је могуће дефинисати температурско поље у резном алату хлађеном помоћу ових система у било ком тренутку резања, односно, могуће је сагледати ефекте хлађења.

Температура на топлој страни се лако одржава константном помоћу размењивача топлоте на бази флуида који је повезан са регулатором. У размењивачу је монтиран сензор који је такође повезан са регулатором чиме је обезбеђена повратна спрега. Средња вредност температуре на топлој страни се дигитално подешава на регулатору. Дефинисањем вредности температура на хладној и топлој страни ТЕМ могуће је одредити количину топлоте коју модул црпи из објекта који се хлади а тиме и температурско поље у објекту.

Задатак истраживања је развој нових, термоелектричних система за хлађење стругарског ножа у условима када није могућа примена класичних СХП. У склопу истраживања развијен је математички модел за прорачун температурских поља у резном алату хлађеном термоелектричним модулом. Тиме је створена могућност анализе утицаја различитих режима хлађења на температуре у резном алату. Варирањем режима хлађења за дати материјал и примењене услове обраде, могуће је прорачунати температуре за сваки од примењених режима. Мерењем температуре у алату верификован је развијени модел, и показало се у којој мери је могућа примена ових система. Хлађењем на овај начин у првом реду избегавају се термички утицаји на резни алат при обради на суво па самим тим и интензивније хабање и термичке деформације. Тиме се побољшава обрадљивост, тачност и квалитет обраде. Истраживања приказана у овој докторској дисертацији треба да подстакну рад на развоју и примени система за хлађење на бази ТЕМ у области резних алата. У оквиру дисертације су приказана актуелна истраживања у области електротермије (нови приступ проблематици, нови материјали и нове концепције ТЕМ) и дате смернице за примену ових резултата и даља истраживања у области термоелектричног хлађења резних алата.

У првом делу даје се кратки осврт на досадашња истраживања у области прорачуна и квантификације температурских поља у резном алату. Како је тежиште рада термоелектрично хлађење алата при обради на стругу на суво у овом делу је приказан и преглед досадашњих истраживања у области електротермије.

У оквиру другог дела разматрају се основе процеса резања које су у вези са температурским појавама у зони резања. Полазећи од основних модела настанка струготине дефинишу се основне величине из геометрије и механике резања (карактеристични углови, дужине, отпори, брзине и напони у зони резања), њихове међусобне везе и методе прорачуна. Ово се односи на величине потребне за израчунавање снаге топлотних извора.

У трећем делу, на основу претходно обрађене теорије, врши се анализа и прорачун снаге топлотних извора и понора у обрадном систему. Полазећи од постојећих модела, применом нових сазнања, а имајући у виду ограничења и могућности постојећег софтвера, развијен је математички модел прорачуна температурског поља у резном алату при обради на суво, без хлађења. Овај модел је усвојен као базни за даљу

---

надградњу и прорачун температурског поља у условима хлађења алата системом на бази ТЕМ.

У четвртом делу описане су термофизичке основе термоелектричног хлађења. Полазећи од термоелектричних појава објашњава се суштина термоелектричних процеса. Посматрајући термоелемент („термопар“) изведене су основне једначине за прорачун. Дефинисан је појам термоелектричног модула, а једначине изведене за термоелемент модификују се и прилагођавају примени на ТЕМ. Детаљном анализом рада ТЕМ, квантификује се топлотни флуks који ТЕМ црпи из објекта који се хлади, а његова вредност рачуна се на основу једначине (5.61). Ова једначина представља гранични услов на месту модула.

У петом делу развијен је математички модел за прорачун температура у алату при обради на стругу на суво са хлађењем помоћу ТЕМ. Базни модел за прорачун температурског поља модификује се додавањем граничног услова који представља топлотни понор на месту ТЕМ. На тај начин коначно се долази до модела конкретног проблема који одговара условима обраде у којима се користи хлађење резног алата помоћу ТЕМ.

У шестом делу приказана је имплементација методе коначних елемената за прорачун. Рачунско одређивање температуре извршено је применом МКЕ, коришћењем пакета *РАК-Т* развијеном на Катедри за примењену механику, Факултета инжењерских наука у Крагујевцу. Дате су мреже коначних елемената за све разматране случајеве и описан начин уношења почетних и граничних услова.

У седмом делу дата је конструкција експерименталног уређаја за хлађење резног алата на бази ТЕМ уз опис осталих услова извођења експеримента. Експериментална верификација резултата вршена је мерењем вредности температура у седам тачака по дужини тела алата. У ту сврху примењен је уређај за мерење температуре Temperature Scanner 2300А, производ холандске фирме “Fluke”.

У осмом поглављу, на основу анализе и упоређивања резултата рачунских и експерименталних вредности температуре изведени су закључци. Ефекти хлађења праћени су мерењем постојаности алата за различите услове хлађења.

На крају су сумирана достигнућа и резултати у области електротермије и дате смернице за даља истраживања у примени ТЕМ за хлађење резног алата.

# 1. ПРЕГЛЕД ДОСАДАШЊИХ ИСТРАЖИВАЊА У ОБЛАСТИ ТЕРМОДИНАМИКЕ РЕЗАЊА И ЕЛЕКТРОТЕРМИЈЕ

Имајући у виду да се ради о мултидисциплинарном проблему који припада двома суштински различитим областима: термодинамици резања и електротермији, у оквиру овог поглавља се даје преглед резултата досадашњих истраживања у обе релевантне области.

У процесу обраде резањем температуре обратка и алата су у директној вези са квалитетом обрађене површине, тачношћу димензија и облика, површинским дефектима и заосталим напонима. Дифузиони процеси у зони резања експоненцијално зависе од температуре, што доводи до значајног термичког омекшавања материјала алата и интензивнијег хабања и при незнатним прираштајима температуре. Због тога је неопходно мерење температуре и управљање топлотним процесима у току обраде како би се обезбедио квалитет обратка уз минималне трошкове и самим тим ниску цену. У том смислу се прати утицај низа фактора на квалитет обратка и постојаност алата у самом процесу резања.

Упоредо са мониторингом температуре резања, развијају се модели за прорачун температурских поља чиме се омогућава термичка симулација процеса која у новије време, поред просторне, узима у обзир и временску компоненту. Упоређивањем рачунских са мереним вредностима температуре могућа је реалнија оцена мерних метода са математичким моделима и процена грешака.

Промена температуре резања у току процеса директно утиче на квалитет обратка, па је њена квантификација и одржавање у одређеним границама, тим значајнија. То је праћено низом потешкоћа и ограничења. Многи радови посвећени су баш том сегменту процеса, а преглед метода и резултата истраживања дају *R. Komanduri et. al.* [1, 2] и *G. Barrow* [3]. Иако је примарни разлог за континуирано мерење температуре побољшање



квалитета производа, резултати могу да помогну у предикцији хабања алата, као и у развоју софтвера за моделирање температуре резања и хабања алата.

Први радови о резању метала објављени су у XIX веку, али с обзиром да су емпиријског карактера, а посебно због тога што се баве обрадом у условима малих брзина резања, не поклања им се нека већа пажња.

Почецима мерења температуре у материјалу при обради резањем претходи рад на дефинисању механичког еквивалента топлоте *J. Joule*, пре педесет година, и рад *B. Rumford* [4] у коме се описује низ калориметријских експеримената који су вршени у фабрици топова у Минхену. Он је утврдио да обрадак од месинга при бушењу, за кратко време прима значајну количину топлоте, и да се струготина загрева још интензивније. Топлота која се генерише при трењу *“затупљене челичне бургије о дно цилиндра од месинга била је еквивалентна топлоти коју произведе девет воштаних свећа, свака пречника 3/4”, ако горе истовремено светлим јасним пламеном”*.

Творцем науке о резању сматра се професор Рударског института у Петрограду *J. A. Тиме*. Он је први поставио основе науке о резању 1870. године у раду *“Спротивление металлов и дерева резанию, теория резания и приложение јејо к машинам и орудинам”*. У раду су дате експериментално теоријске анализе настанка струготине. Неки закључци које је он тада извео и данас важе. Посебан значај је у томе што се том приликом први пут дају таблице дозвољених брзина резања [5].

Први значајнији допринос науци о резању дао је познати амерички инжењер *F. W. Taylor* [6]. Процес резања се посматра као стохастички процес који се не може описати прецизно дефинисаним законитостима. При том се зависност излазних и улазних фактора утврђује преко већег броја испитивања (емпиријско-статистички). У то време обрада је вршена малим брзинама резања. Теорија резања развијена је на основама класичне Теорије еластичности и Отпорности материјала. Може се сматрати да, због малих брзина, не долази до промене карактеристика материјала у односу на оне добијене статичким испитивањима, па су израчунате вредности отпора резања добро сагласне са експерименталним резултатима.

Припреме за Први светски рат условиле су нагли развој нових врста наоружања. То је неминовно захтевало развој комплетне металопрерађивачке индустрије. Уводе се нови алатни материјали који пружају могућност обраде већим брзинама резања.

Температуре резања при томе расту. Долази се до тренутка, када класична наука о резању, чије је основе поставио *Тиме*, више не може да реши проблеме који се појављују у таквим условима обраде. Резултати прорачуна отпора резања добијени на основама класичне теорије нису се слагали са експерименталним. Услед тога био је потребан нови приступ механици резања. Одговоре у вези топлотних појава ваљало је дати одмах.

Процене температуре при обради на стругу су прилично тачно вршене на основу боје оксидиране струготине - термо-физички метод (ТР) [4, 5, 7]. У оквиру ове групе метода као индикатори се примењују и термоосетљиве боје [8], термохроматични течни кристали, термографски фосфор [9] итд. Методе мерења температуре на основу микротврдоће и микроструктуре површинских слојева материјала алата и обратка први су користили *Б. И. Костецки* и *А. П. Гуљајев* [5]. При овом је неопходно познавање микроструктуре, фазног састава и тврдоће поменутих материјала на различитим температурама. Квантитативном идентификацијом уочених промена одређују се вредности температура. *Р. К. Wright* и *Е. М. Trent* [10] као индикаторе температуре користе боју струготине, микротврдоћу и фазне трансформације материјала обратка и алата.

Први радови у којима се презентирају резултати мерења средње температуре резања применом калориметра су радови *Савина (1909.)*, *Brockenberga* и *Mayera (1911.)* [4, 5].

Експерименти *Ј. Г. Усачева* представљају револуцију у мерењу температуре резања. Он први уводи, најпре вештачки, 1915, а убрзо затим и полуприродне термопарове [5]. На тај начин стварају се услови за мерење температуре непосредно у току процеса резања. Вештачки (уградни) термопар патентирао је *Verbeek* [4, 11], 1920. године. Рад ових термопарова базиран је на Зебековом ефекту. Термопар чине два проводника од различитих материјала чији су крајеви спојени у чворове, без коришћења трећег материјала. Ако се чворови нађу на различитим температурама  $T_1$  и  $T_2$  и у коло прикључи уређај за мерење електромоторне силе (ЕМС), јавиће се разлика потенцијала, односно доћи ће до протицања електричне струје. Јачина струје зависи од материјала проводника и од разлике температура у чворовима. Температура референтног чворишта је позната и одржава се константном. На тај начин ЕМС је само функција температуре на мерном чворишту. Ове зависности се дају у виду баждарних дијаграма за стандардне термопарове [12]. У случајевима вештачких термопарова,

уметање термопара доводи до значајних промена у структури и понашању система па самим тим и до грешака мерења [13, 14].

Прве верзије природних термопарова (динамичких) (*Dynamic Thermocouple, DTC*) у својим експериментима користе *H. Shore* [15], *K. Gottwein* [16] и *E. G. Herbert* [17]. Многи други попут *O. W. Boston, et. al.* [18], *K. J. Trigger, et. al.* 1958 [5], *D. R. Olberts* 1959 [4], *H. Lowack* 1967 [4], *B. Alvelid* [19], у својим радовима мерење температуре врше користећи побољшане верзије термопарова. Принцип рада ових термопарова базира на чињеници да је термоелектрични напон настао у контакту алат-обрадак пропорционалан средњој температури на њиховом контакту [20].

Ова метода је најпогоднија за коришћење у погонским условима. Калибрисање ових термопарова у статичким условима не обезбеђује потребну тачност, због нехомогености и динамичке природе контакта. Минималне грешке услед тога износе 5% [20]. Динамички термопарови су, упркос наведених тешкоћа, јефтине, практични, једноставни за примену и пружају могућност одређивања температуре и корелације између температуре и хабања алата, па налазе широку примену [4].

Додатну потешкоћу за све термопарове представља рад у условима обраде материјала резањем при чему су њихови чворови изложени израженим температурним градијентима. Код природних термопарова присутне су грешке додатног топлотног расипања (са обратка и алата). Оне се могу избећи само ако су чворови термопара изотермни (термички изоловани у односу на делове машине са којима су у контакту). Већина радова са мерењем помоћу термопарова у условима окретања обратка, током последњих неколико деценија усмерена је на отклањање извора поменутих грешака, а детаљно се овим проблемима бавио *G. Barrow* [3, 4].

Нешто касније *K. Gottwein* и *W. Reichel* развили су методу сличну природним термопаровима, где струјно коло поред обратка чине два алата од различитих материјала, али истих димензија и геометрије, названу “*термо-дуо*”. Метода је подесна за мерење температуре при вишим брзинама резања, али како је тешко одржавати исте услове на оба алата примењује се само при краткотрајном резању [5].

*F. Schwerd* (1933.) први пут уводи радијациони (оптички) метод мерења температуре [21]. Притом се сакупља топлотно зрачење са места на коме се мери температура резања, док се зрачење из околних тачака одстрањује помоћу бленде. Топлотно

зрачење се фокусира на топлом споју термопара, па се на основу генерисане ЕМС квантификује температура. Мерни уређаји сакупљају зрачење: дела спектра (одређене таласне дужине) или укупно зрачење. Оптички термометри као мерни сигнал користе монохроматско (на таласној дужини  $\lambda = 0,65 \mu\text{m}$  видљиви део спектра црвене боје) или дихроматско (на таласним дужинама црвене и плаве боје) зрачење, док радијацијски користе укупно зрачење [22]. На овај начин добијени су први динамички термални снимци струготине [23]. Температурска поља алата и струготине при обради месинга добијена су коришћењем сличног система за мерење температуре [24]. У радовима [25, 26] извршена је детаљна анализа фактора који утичу на тачност мерења обе врсте оптичких термометара и презентирани су резултати мерења температуре двобојним пирометром при високобрзинској обради.

Према *P. R. N. Child* [26], *J. V. Nikolas* и *D. R. Wajt* [27] основни извори грешака радијационих термометара могу се груписати у три групе: карактеристике површине (флуоресцентност, рефлексивност и емисивност), грешке преноса (апсорпција, емисивност, величина извора зрачења, путања зрака, расипање, препреке) и грешке обраде сигнала. Најчешће грешке су услед колебања емисивности и грешке при мерењу зрачења.

Усавршавањем инструменталне технике, између осталог развијена је метода мерења температуре помоћу инфрацрвене (*Infra Red*) IR камере. Један од првих радова са применом IR термографије у области мерења температуре резања објавио је *G. Boothroyd* [28], 1961. године, па се она сматра годином почетка термографије. Предност методе је у томе што омогућава праћење промене температурских поља у зони резања. Упркос низа недостатака публиковано је више радова базираних на овој методи [29, 30, 31]. Метода је посебно погодна у дијагностици техничких система, где у новије време налази широку примену [12]. За мерење температуре резања, посебно ако је потребна већа тачност, погоднија је примена термопарова и других метода које у мањој мери зависе од расипања зрачења и услова површине.

Поред побројаних метода, где се температура мери директно тј. непосредно у процесу резања, развијено је и неколико посредних метода, од којих треба поменути методе засноване на теорији сличности. Ове методе је примењивао *A. A. Аваков* [32], вештачким загревањем модела ножа од бакра. Методе електроотпорне аналогije везују се за име *A. O. Schmidta* [33]. Значајно је запажање до кога је дошао при различитим

ослањањима алата, да се алат спорије хаба када је ослоњен на површину која добро проводи топлоту, а знатно брже када је подлога лош проводник топлотне енергије.

Фактори који се морају узети у обзир при одабиру методе мерења температуре су [26]: мерни опсег, величина сензора, поремећаји који делују на сензор, тип сигнала и осетљивост на поремећаје, време одзива и поузданост. При одабиру оптималне методе мора се узети у обзир и: једноставност калибрисања, доступност, цена и габарити мерног уређаја.

*Д. Ј. Малкин* [5] је први експерименталним путем дошао до емпиријске формуле за прорачун средње вредности температуре резања:

$$T = C v_c^{0,42} f^{0,17} a_p^{0,12} (\sin \kappa)^{0,28} .$$

Средња температура је приказана као експоненцијална функција режима обраде (брзине  $v_c$ , корака  $f$  и дубине резања  $a_p$ ) и синуса нападног угла  $\kappa$ . Помоћу ове формуле омогућено је да се постојаност алата изражава преко средње температуре у зони резања мерене природним термомпаром. На овај начин успоставља се веза између две најважније појаве у процесу резања, хабања и температуре.

Први теоријски рад о топлотним појавама у зони резања на бази закона провођења топлоте објавио је *М. М. Левицки* [5]. Он је пошао од претпоставке да је температура дуж контакта струготине и алата константна, те да се топлотна енергија простире у једном правцу. Како обе поменуте чињенице не одговарају стварности, рад је трпео честе критике па је због тога био више пута прерађиван. Средњу температуру у струготини у граничној зони до наличја, рачунао је као аритметичку средину вредности температура: обратка, на контакту струготине са алатом и у равни смицања.

Значајни су радови *А. Н. Резникова* [34], где се полази од Келвиновог решења једначине провођења топлоте у неограниченом телу, а затим користећи методу фиктивних, симетричних извора топлоте прелази на ограничена тела. Топлотни извори се према њему налазе у равни смицања, на контакту струготине и алата и на контакту алата и обратка. Модел струготине је полуограничена трака, где се извор креће великом брзином. Увођењем два координатна система (покретног и непокретног) извор се понаша као да стоји. Сва топлота са грудне површине алата одлази у струготину, а бочне и горња површина су адијабатске, тј. преко њих струготина не врши топлотну

размену са околином. На овај начин је добијен израз за температурско поље у струготини. Модел алата је полуограничен клин, где се прорачун температурског поља врши независно од прорачуна температурског поља у струготини при чему се узима у обзир и размена топлоте са околином на леђној површини алата.

Модел *P. I. Bobrika*, у односу на претходни представља извесно побољшање, јер је узето у обзир кретање извора, али недостатак је као и у претходном случају што се занемарује количина топлоте која се на контакту грудне површине предаје алату [5]. Модели реалних тела су слични као у претходном случају. Струготина је трака коначне ширине, али неограничене дужине и дебљине. Густина топлотног флукса извора задаје се на контакту са грудном површином алата. Остале површине су адијабатске, па су граничне вредности исте као у случају претходног модела. Не узимају се у обзир понори топлоте, као ни извор у кочионом слоју, који реално постоје. Извор на грудној површини алата се задаје константном густином топлотног флукса по дужини контакта, док су све остале површине на алату адијабатске.

*B. T. Chao, K. J. Trigger* и *E. Sun* су пошли од једначине истог облика [5]. Њихови прорачуни претпостављали су неједнаку дистрибуцију топлотне енергије између струготине и алата, која је касније одређена из допунских услова који важе за контакт на грудној површини. За прву двојицу научника струготина је полуограничено круто тело са бесконачном ширином извора који је дуж контакта. Остварено је квази-стационарно температурско поље, односно, температура у температурском пољу извора се стабилизовала, топлотни губици се занемарују и резање се одвија уобичајеним режимима обраде, алатима од тврдог метала. Све остале површине су адијабатске. Први пут се уводе коефицијенти дистрибуције, односно, врши расподела топлоте настала на контакту између струготине и алата.

Побољшану, али сличну методу развио је *E. Sun* [5], који је, применом услова да је у свакој деоној тачки на контакту елементарна топлотна енергија трења, настала трошењем механичке енергије на савладавању отпора, једнака суми појединачних компонената које одлазе у струготину и алат, смањио број потребних итерација. Све остале површине су адијабатске.

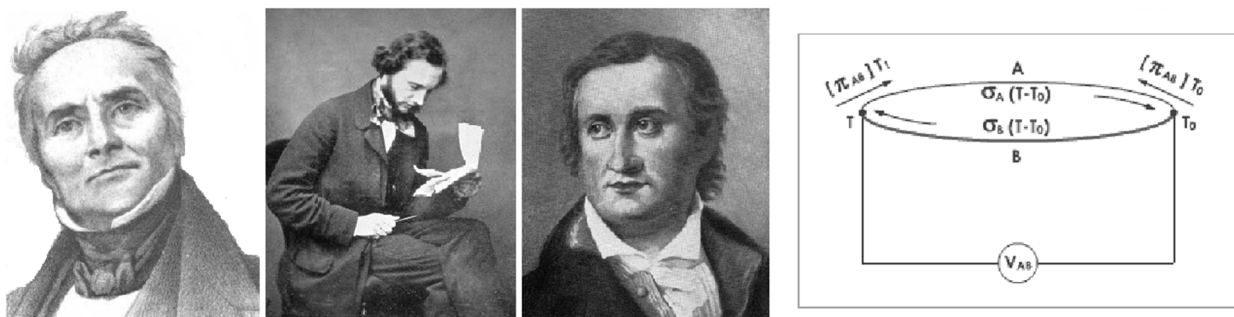
Руски научник *С. С. Силин* [35] узима у обзир топлотне изворе у равни смицања, на контакту струготине и алата и на контакту алата и обрађене површине. Снага топлотних извора по овом моделу рачуна се применом теорије сличности.

Један од свеобухватних модела развио је *Д. Вукеља* [5, 36], 1969. Извори топлоте су у равни смицања, кочионом слоју и на контактима алата са струготином и обратком. Снага ових извора се расподељује између тела у контакту што је узето у обзир коефицијентима дистрибуције, и није константна по дужини контакта. Размену топлоте са околином сва поменута тела обављају конвекцијом, преко слободних површина. Тела такође међусобно врше размену топлоте зрачењем. Модел који је развио односи се на обраду челика  $\check{C}$  1730 (С60) у конкретним условима обраде. Како је овај модел послужио као базни при истраживању система за хлађење на бази ТЕМ у овој дисертацији, услови обраде и материјал су исти као у [5].

Са аспекта практичне примене интересантан је модел који је развио *В. Müller* [37], 2004. Суштина је да су сви топлотни извори конвертовани у запреминске, проблем сведен на равански, а укупан учинак за произвољан коначни елемент (КЕ) је приказан као збир учинака свих релевантних топлотних извора.

Истраживања примене термоелектричног хлађења резних алата захтевала су како улажење у суштину термоелектричних процеса, тако и сагледавање резултата досадашњих истраживања у овој области и њихове примене.

Рад термоелектричних уређаја базира на појавама које обухватају три међусобно повезана термоелектрична ефекта: Томсонов, Зебеков и Пелтијеов који су праћени појавом Џуловог ефекта. Прва три ефекта су реверзибилног карактера, док је четврти иреверзибилна појава, што у многим отежава изучавање ове проблематике.



Слика 1.1. *J. C. Peltier, W. K. Thompson, T. J. Seebeck* и термоелектрични ефекти

Почетком изучавања термоелектричних појава могу се сматрати резултати до којих је дошао немачки физичар Зебек (*T. J. Seebeck, 1770-1831*), 1821. године, случајно откривши термоелектрични ефекат. Зебек је открио да се у електричном колу састављеном од два или више проводника јавља електромоторна сила (ЕМС), ако се

њихови спојеви налазе на различитим температурама. Испитивао је различите материјале: метале, легуре и минерале. Направио је квалитативни редослед 25 метала и 30 минерала на основу вредности релативних Зебекових коефицијената  $\alpha_{pn}$  [38]. Зебеков напон је термодинамичка функција стања [39].

Фарадеј (*M. Faraday, 1791-1896*) је јула 1836. записао у своју бележницу: „Сигурно се експериментално може остварити обрнуто од термоелектрицитета. Треба пропустити електрицитет кроз коло антимоно и бизмута“. Он је слабо пратио достигнућа савременика и није знао да је тај ефекат већ открио Пелтије (*J. C. Peltier, 1785-1845*). Он је био париски сајција који је у тридесетој години напустио занат да би се посветио науци. Током 1834. испитивао је однос између електричне струје и топлоте која се ослобађа у електричном колу при њеном протицању. Мерењем температуре по дужини проводника нашао је да је она константна, а да се мења само у близини крајева. Том приликом је открио да се спој жице од антимоно и бакра загрева за  $10^{\circ}\text{C}$  када струја пролази у једном, а хлади за  $5^{\circ}\text{C}$  када струја протиче у другом смеру. Пелтијеово откриће објављено је 1834. у часопису "*Annals Physics and Chemistry*". Оно заокружује читав низ међусобних преображаја једних сила у друге: механичке, електричне, магнетне, топлотне и хемијске. Нешто што је само један век пре тога, изгледало одвојено, од тада се не само повезује, већ и међусобно трансформише. Притом је утврђена дубока веза међу овим појавама и њихово јединство.

Енглески научник Џул (*J. P. Joule, 1818-1889*) 1843. године је утврдио да се у колу у коме протиче електрична струја генерише количина топлоте која је пропорционална производу електричног отпора, квадрата јачине струје и времена ( $RI^2t$ ).

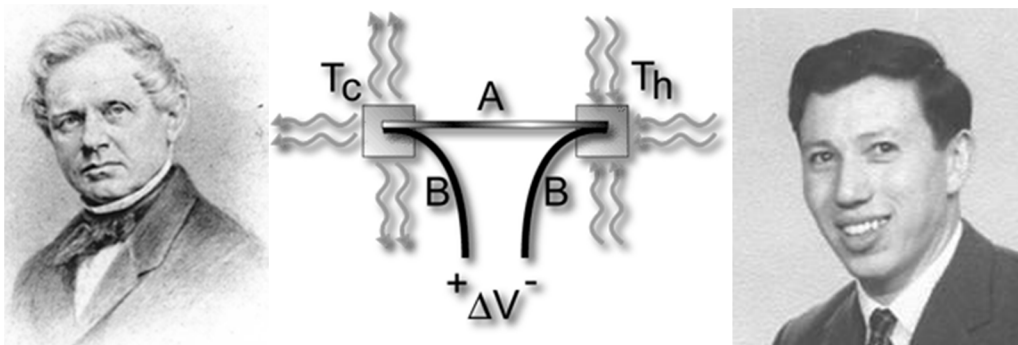
Три деценије после Зебековог открића Келвин (*William Thompson Kelvin, 1824-1907*) тражи објашњење за Зебеков и Пелтијеов ефекат и описује њихову међусобну повезаност. Тада долази на идеју да би могао да постоји и трећи ефекат. Овај ефекат дефинисан је 1851. године да би касније био и експериментално потврђен. Пелтијеов коефицијент је производ Зебековог коефицијента и апсолутне температуре, чију је скалу Томсон овом приликом установио. Он налази да ако се неки проводник на неком месту изложи спољашњем загревању, на том месту долази до пораста енергије носилаца проводљивости и њихове дифузије према хладним деловима. При овоме на топлим крају настаје мањак, а на хладном вишак носилаца. Услед тога крајеви постају различито наелектрисани и јавља се кочећа ЕМС која по успостављању равнотежног



стања потпуно онемогућава даље кретање носилаца. Појава је касније названа Томсоновим ефектом.

Немачки научник Магнус (*H.G. Magnus, 1802-1870*) је 1851. утврдио да у струјном колу састављеном од два проводника А и В (сл. 1.2) Зебеков напон не зависи од расподеле температуре дуж проводника између спојева [40], већ је пропорционалан разлици температура између спојева. Коефицијент пропорционалности  $\alpha$  познат је као Зебеков коефицијент. Ово је физичка основа рада термопарова, који се често користе за мерење температуре. Напон,  $\Delta U$ , који се јавља на прикључцима отвореног кола које чини пар разнородних метала, чија два споја се одржавају на различитим температурама дефинисан је Магнусовим законом:

$$\Delta U = \alpha (T_h - T_c).$$



Слика 1.2. *G. Magnus* и *H. J. Goldsmid*

Немачки научник Хакен (*W. Haken*) 1910, након Бекерелових (*A. H. Becquerel, 1852-1908*) студија на ZnSb и CdSb, квантитативно одређује Зебеков коефицијент и електричну проводљивост многих елемената, легура и једињења: Bi, Sb, Sb<sub>2</sub>Te<sub>3</sub>, Bi<sub>2</sub>Te<sub>3</sub>, SnTe, Ag<sub>3</sub>Sb, Bi<sub>90</sub>Sb<sub>10</sub>. Чак је још тада вршио испитивања и PbTe [41].

Револуција у приступу термоелектричним појавама почиње 1931. године са темељима иреверзибилне термодинамике које је поставио норвешки хемичар Онзагер (*L. Onsager, 1903-1976*). Он је развио општу теорију иреверзибилних процеса. Први пут се егзактно посматра проблем при чему се истовремено одвија више појава које су међусобно повезане и утичу једна на другу.

Немачки физичар Алтенкирх (*E. Altenkirch*) користи модел оптимизације (конструкција и радни услови) за постизање максималне ефикасности термоелектричног генератора 1909. и хладњака 1911. Овом приликом фактор  $ZT$  назвао је “фактором доброте“. Закључио је да би добри термоелектрични материјали морали да поседују велике Зебекове коефицијенте, тј. високу електричну проводљивост (у циљу смањења Џулове топлоте) и ниску топлотну проводљивост. Упркос свему дошао је до закључка да ова појава “нема неки већи практични значај јер су уочени ефекти хлађења исувише слаби“.

Мерења топлотне проводљивости чврстих материја која је вршио немачки научник Ојкн (*A. Eucken*) 1928. показала су да тачкасти дефекти у легурама значајно смањују топлотну проводљивост решетке. Ови закључци су веома важни за даља истраживања термоелектричних материјала.

Многи су мислили да би термоелектрични уређаји ускоро могли заменити постојеће конвенционалне топлотне уређаје и хладњаке па истраживања и интересовања за електротермију расту брзо у великим корпорацијама као што је "Westinghouse“, на универзитетима и у националним истраживачким лабораторијама [42-44].

Радовима руског академика Јофа (*A. F. Joffe, 1880-1960*) и његових сарадника објављеним 1950. године, постављени су темељи теорије енергетске примене термоелектричних појава. До 1956. објављено је више радова о полупроводницима, електротермији и термоелектричном хлађењу. Овде су утврђени услови и показани начини израде високоефектних претварача на бази полупроводника. Јофа је написао да би допирани полупроводници требали да буду најбољи термоелектрични материјали и да би термоелектрични уређаји од ових материјала могли да се користе за прављење хладњака који неби имали покретних делова и чији би век трајања био неограничен. Промовисао је такође примену тачкастих дефеката у легурама са циљем смањења топлотне проводљивости. Његови радови су покренули лавину истраживања у овој области широм света. Мислило се да је решење проблема лоцирано, те да је преостало само, мерењем физичких карактеристика наћи материјал који ће омогућити да термоелектрични уређај ради са што већом ефикасношћу. Испитивања су вршена у периоду од 1957. до 1965. са свим познатим полупроводницима, полуметалима и многим легурама. Физичке карактеристике материјала које су релевантне за електротермију обједињује фактор доброте  $Z$ , који се чешће користи у бездимензионом

облику  $ZT$ . Показано је да су материјали са високим факторима доброте обично јако допирани полупроводници, а најбољи резултати постигнути су са телуридима антимона, бизмута и олова [45-47].

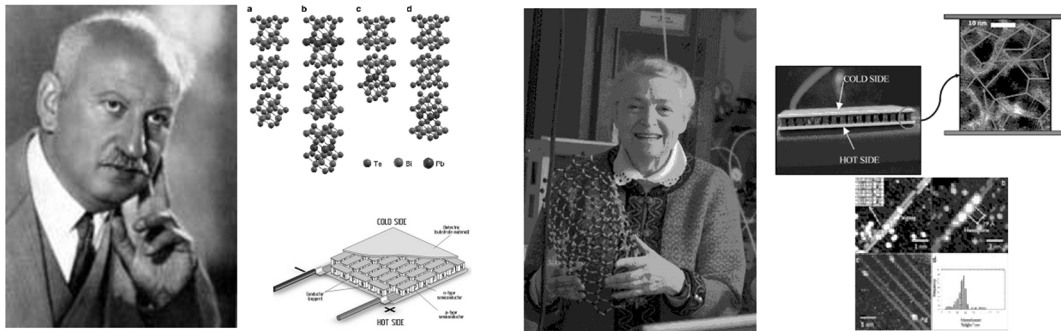
У то време постављено је конструкцијско решење за термоелектричне уређаје у облику наизменично паралелно постављених полупроводничких стубића  $p$  – и  $n$  - типа, међусобно повезаних металним мостовима, који су у том облику добили назив термобатерије или термоелектрични модули. Могли су да раде у режиму грејања и хлађења, али је у овом случају била интересантнија ова друга намена, с обзиром да је већ тада било развијено доста веома квалитетних система за грејање.

Проблем је, међутим, био у томе што су најбољи међу постојећим термоелектричним материјалима (за које је Јофа предвидео да представљају оптималан избор за постизање максималне ефикасности) омогућавали да термоелектрични хладњаци имају ефикасност од 10% ( $ZT = 1$ ). То је представљало трећину ефикасности хладњака који су користили фреонску технологију, тако да је „кућни фрижидер“ ( $ZT = 3$ ), остао репер ефикасности система за хлађење. Тадашњи ТЕ хладњаци, једноставно, нису представљали конкурентску технологију. Сви у овој области су и даље очекивали да ће бити пронађен одговарајући материјал, или да ће на начин бољи од дотадашњег бити урађена оптимизација рада ТЕМ у циљу постизања максималног ефекта хлађења.

Једну од првих презентација хлађења до  $0^{\circ}\text{C}$  извршио је Голдсמיד (*H. J. Goldsmid*) 1954. користећи термоелементе на основу  $\text{Bi}_2\text{Te}_3$  [48-51]. Голдсמיד је био један од првих који је дошао до закључка да ће термоелектрични фактор доброте, бити већи уколико је већа мобилност носилаца и нижа топлотна проводљивост решетке. Када се полупроводници правилно допирају представљају добре термоелектричне материјале. Голдсמיד је аутор многих књига, укључујући и Увод у електротермију (*Introduction to Thermoelectricity*, 2010).

Процес оптимизације рада ТЕМ, веома је сложен због великог броја међузависних величина, које је, уз то, немогуће контролисати на макроскопском нивоу. Тиме се проблем додатно усложњава. До 60-их година прошлог века урађене су све, тадашњој термодинамици познате оптимизације (узимањем у обзир температурске зависности скоро свих релевантних величина уз грубље апроксимације итд.), али што је било запањујуће, на крају се увек долазило до истих резултата.

Било је евидентно да у електротермији постоји велики проблем, али и то да је на основу свог расположивог знања о проблематици исти немогуће решити. Међутим, и даље није довођен у питање приступ термоелектричним феноменима и класично инжењерско решење техничких и конструкцијских питања самих уређаја.



Слика 1.3. *A. F. Joffe* и *M. S. Dresselhaus*

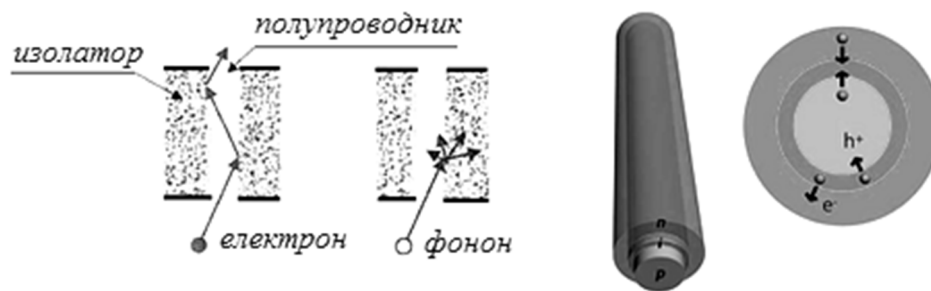
Стагнација у овој области трајала је скоро 30 година, па се чак почело да размишља и да се стигло до некакве природне границе. Долази период развоја полупроводничких материјала у микропроцесорској индустрији. Активности многих америчких лабораторија биле су усмерене ка изналажењу решења за изворе енергије за космичке бродове и свемирске станице. Резултат тога био је развој нових термоелектричних материјала Si-Ge легура (показале су се веома добро на високим температурама до 1000 K, са ефикасношћу  $ZT = 1\div 3$ ). Био је то ипак само почетак развоја термоелектричних генератора (TEG), али не и напредак у области хлађења, TEM.

Узрок стагнације електротермије био је тај што су термоелектричне појаве на којима се базира рад уређаја посматране са макроскопског становишта. На физичке карактеристике материјала се гледало као на непроменљиве величине за одређени материјал при конкретним спољашњим условима.

Приступ проблематици фундаментално се мења 90-их година прошлог века. Постављају се разна питања: Какве би физичке карактеристике требало да има неки материјал да би поседовао високи фактор добротe? Каква би требало да буде његова структура? Како произвести материјал са жељеним особинама? Шта је узрок у самој структури материјала за дотадашње ниске вредности фактора добротe? Професори из тима Дреселхаус (*Mildred S. Dresselhaus*) први постављају ова питања 1992. године, у

„Првој радионици термогенних хладњака у САД“. Они дају прве теоријске поставке за могуће нове приступе овој проблематици.

Први пут се пошло од тога какви би процеси и којим током морали да се одвијају унутар материјала, да би он, као резултат тога имао жељене карактеристике. То је значило залажење у саму структуру решетке материјала, у атомску структуру, у квантну физику. Дошло се до закључка да се повећање фактора добротe може постићи смањењем како самих димензија, тако и њиховог броја. Ово би значило повећање Зебековог и Пелтијеовог коефицијента. Смањењем броја димензија повећава се густина стања, од чега зависе поменути коефицијенти. Тиме се повећава електрична проводљивост. Смањењем димензија долази до већег расејања фонона чиме се смањује топлотна проводљивост (сл. 1.4). На овај начин се повећава фактор добротe.

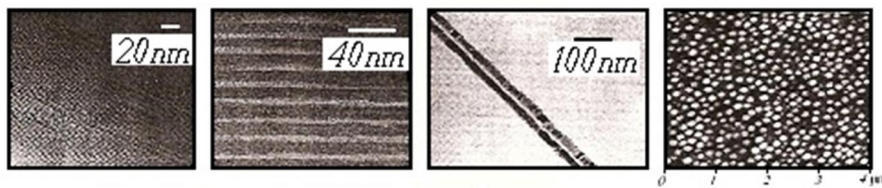


Слика 1.4. Кретање носилаца у 1D квантној жици унутар изолационог слоја

Први пут се врши одређивање тродимензионог фактора добротe, водећи при томе рачуна о кретању носилаца наелектрисања и топлоте, који се услед постојања градијента и расејања разликује за сваку од три димензије. Јасно је дефинисан циљ: проналажење материјала који је добар електрични, а лош топлотни проводник.

Осим детаљно урађеног модела за 3D, дошло се на идеју да се разраде аналогни теоријски модели прорачуна 2D и 1D форми од термоелектричних материјала. Одређивани су фактори добротe за сваки од наведених случајева. Неочекивано се дошло до открића да један те исти материјал има различите вредности фактора добротe у зависности од димензионалности система. Смањењем димензионалности код 2D система, тзв. *квантних јама*, фактор добротe иде преко 5, а код 1D система, односно, *квантних жица*, иста вредност прелази 15. Најнеобичније је да се овако високе вредности фактора добротe, добију не само смањењем димензионалности, већ и самих

димензија система. Драстичан пораст постиже се код система чије су димензије реда нанометра [52-59].



Слика 1.5. Материјали у формама од 3D до 0D

Како је промењен приступ проблематици, тако је и сам начин приступа хлађењу промењен. Дотадашњи ТЕ хладњаци су били макроскопских димензија, а прислањани су и усмеравани својом хладном страном на површину која се хлади. Новоразвијени хетероструктурни хладњаци су интегрисани са самим објектом који се хлади, а њихове гране нису физички одвојене. Новим приступом, примењује се директно хлађење површине којој је то потребно и у којој је имплантиран ТЕМ. На овај начин постало је изводљиво нешто о чему се до скоро могло само сањати, селективно, строго локализовано хлађење, односно загревање. Сами модули су продукти нанотехнологија.

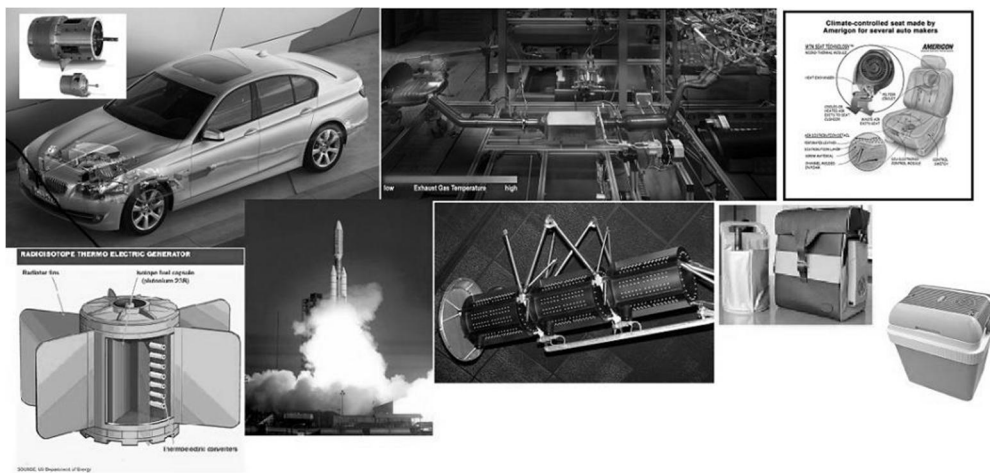
Истраживања ТЕ модула се врше у циљу налажења најповољније комбинације материјала, оптимизације конструкција и технологија израде модула базираних на новом приступу [60-71].

Нови приступ проблематици термоелектрике поспешео је развој многих постојећих научних дисциплина и отворио проблематику производње таквих материјала као и њихове индустријске примене при хлађењу макроскопских објеката. Тиме су отворене нове неслућене могућности и постављени темељи читавим новим наукама и технологијама.

Примена термоелектричног хлађења састоји се у изради широке гаме инжењерских конструкција термоелектричних расхладних уређаја у најразличитијим областима науке и технике и примени нових материјала. Велико интересовање за ову грану технике влада због низа предности ТЕ хладњака у односу на класичне: омогућавају снижење температуре објекта испод температуре околине, регулисање температура објеката који су подвргнути широком дијапазону промена околних температура као и низ већ поменутих предности.

Висока оптимална радна температура *Si-Ge* легура учинила је интересантним испитивање могућности њихове примене у свемирској и ракетној индустрији. На свемирској станици *Voyager*, лансираној 1977., уграђено је 1200 термоелектричних генератора. Они су се показали веома поузданим, без иједног отказа (сл. 1.6) [72].

Масовна примена ТЕ уређаја среће се у аутомобилској индустрији, код климатизованих седишта (*Climate Control Seat*) (сл. 1.6), која у себи имају уграђен систем за грејање и хлађење на бази ТЕМ. Овај систем је увелико заживео и уграђује се у одређене класе аутомобила које производе *Cadillac*, *Ford*, *General Motors*, *Nissan*, *Toyota*, *Hyundai*, *Kia* итд [73, 74].



Слика 1.6. Рекуперативни систем фабрике BMW и друге примене ТЕМ

Последњих година, најатрактивнија идеја у аутоиндустрији односи се на реализацију рекуперативног процеса за искоришћење топлоте која представља губитак класичних мотора. Од енергије која се ослободи сагоревањем горива искористи се свега 25 до 35%. Успешно коришћење отпадне топлоте возила која се губи са издувним гасовима је идентично развоју возила са степеном искоришћења преко 50%. Циљ је да се поменута топлота искористи тако што ће се применом ТЕ уређаја претворити у електричну енергију. Један део тако добијене електричне енергије користио би се за напајање постојећих електричних система, а други за напајање електричних система који би заменили неке од постојећих механичких система. Отпадна топлота се може користити са: аутомобилског хладњака, хладњака за уље, хладњака турбо компресора, из издувних гасова и сл. Корист од овога била би вишеструка: значајно повећање степена корисности (чак до 60%), заштита појединих делова и система од штетних утицаја температурских поља, значајно смањење емисије  $N$  и  $CO_2$  итд.

---

Прототип једног таквог рекуперативног система произвођача BMW (сл. 1.6) већ је реализован и испитан. Систем користи топлоту издувних гасова и топлоту са хладњака мотора при чему хлади поменуте елементе система и значајно смањује емисију издувних гасова [75].

Због низа компаративних предности у односу на класичне, термоелектрични уређаји налазе широку примену у најразличитијим областима науке и технике, као што су: астрономија, космичке летелице, електроника, нуклеарна физика, медицина, метеорологија итд. Напредак и резултати који су у овој области постигнути последњих година довели су до развоја нових материјала и технологија њихове израде као и до принципијелно различитих нових конструкција ТЕМ. Термоелектрично хлађење се суштински мења јер су модули продукти нанотехнологија, значајно мањих димензија, а истовремено ефикаснији, па се могу уградити непосредно испод површине коју треба хладити.



## 2. ОБРАДА РЕЗАЊЕМ, ОСНОВЕ ПРОЦЕСА И ИЗРАЧУНАВАЊЕ СНАГЕ РЕЗАЊА

Суштина израде делова и производа састоји се у употреби производних технологија с циљем да се предмету обраде дају жељени облик и димензије уз постизање захтеване тачности и квалитета [76]. Један од најчешће примењиваних начина израде делова је технологија обраде резањем. Заснована је на скидању материјала са припремка у облику струготине при чему се погодном комбинацијом кретања формира жељени облик обратка. Димензије припремка се добијају увећањем димензија обратка додацима за обраду. Процес резања заснован је на механичком раздвајању материјала и остварује се кретањем резног клина алата кроз материјал обратка [77].

Слој који се одстрањује са обратка назива се резни слој. Он се подвргава пластичном деформисању и одвајању. Материјал резног слоја на овај начин добија карактеристичну форму и у таквом облику представља струготину. Одрезана са обратка струготина се јавља као споредни продукт - отпад при обради метала резањем. Процеси и појаве који се дешавају у локализованој зони резања имају, не статички, већ изузетно динамички карактер. То је условљено методом обраде, машином, алатом, прибором, предметом обраде, условима обраде, нехомогеношћу материјала обратка, променљивом дубином резања, динамичким карактером процеса формирања струготине, настанком и разарањем наслага на врху резног клина, крутошћу и нестабилношћу обрадног система итд. [78].

Пластично деформисање и одвајање материјала са обратка, односно његово трансформисање у струготину одвија се у специфичним условима које карактеришу веома сложена напонска и температурска стања [5, 36].

Настанак струготине одвија се у једном веома сложеном процесу, по веома сложеним механизмима, при чему се механичка енергија једним делом троши на деформисање и одвајање материјала, а другим делом се претвара у топлоту. Иако највећим делом

---

настала топлота загрева струготину и одводи се са њом, део топлоте загрева алат и обрадак. Температурска поља настала на овај начин нестационарна су и негативно утичу на процес обраде, посебно оно у резном алату [36].

Сложена механичко-термичка напрезања, као и трење, како на грудној, тако и на леђној површини резног клина алата, узрокују хабање резног алата тј. његово трошење у току процеса обраде све до момента његовог затупљења. Затупљењем алата отежава се процес обраде: расту отпори резања и температуре у зони обраде, расту термичке деформације, смањује се тачност, погоршава квалитет обрађене површине и сл. Због тога је неопходно дефинисати критеријуме затупљења алата. Ови критеријуми углавном се узимају у облику вредности параметара хабања при којима се прекида са резањем. Постојаност алата представља време резања између два оштрења или промене сечива код изменљивих плочица.

Генерисану топлоту је потребно одвести из зоне резања. То се постиже хлађењем резног алата, обично применом класичних СХП. СХП агресивно делују на обрађену површину. Због тога, у случајевима повишених захтева за квалитетом обрађене површине није могуће овакво хлађење, па се обрада обавља на суво, без хлађења. Последице таквих услова обраде су израженије загревање у зони резања, термичке дилатације елемената обрадног система (првенствено алата и обратка) и тиме додатно погоршање обрадљивости.

Развој нових полупроводничких материјала условио је пројектовање и израду великог броја разноврсних термоелектричних уређаја за хлађење различите намене. Ови уређаји за хлађење, у новије време, налазе примену у астрономији, нуклеарној физици, електроници, аутомобилској индустрији као и у многим другим областима науке и технике. У смислу решавања проблема уочених при обради материјала резањем на суво дошло се на идеју да се покуша са термоелектричним хлађењем резног алата.

Да би се извршило пројектовање једног таквог уређаја, потребно је претходно свеобухватно сагледати процес резања са посебним освртом на процес настанка струготине и термодинамичке појаве које га прате. Дефинисањем величина напона и брзина у зони резања, могуће је израчунати снагу топлотних извора. Генерисана топлота се у зависности од параметара процеса, расподељује између елемената обрадног система (обрадак, алат) и струготине, према познатим законитостима, што се

узима преко фактора дистрибуције топлоте [5, 36]. Снага топлотних понора одређује се коришћењем доступних знања везаних за конвекцију, кондукцију и зрачење топлоте.

## 2.1. МЕХАНИКА ПРОЦЕСА РЕЗАЊА

Процес резања заснива се на пластичном деформисању и одвајању материјала резног слоја. У веома малој, уско локализованој зони, долази до изузетно великог пластичног деформисања, смицања и одвајања материјала. При том се јављају сложени триболошки процеси и генерише се велика количина топлоте. Овај процес је веома сложен па из тих разлога не постоје поуздани, тачни математички модели за описивање и предвиђање механичких, термодинамичких и триболошких појава у зони резања. Модели који се примењују за описивање појединих фаза процеса резања су поједностављени, па самим тим и приближни [78].

Полазећи од теорије пластичности, науке о грађи материјала и резултата експерименталних испитивања, ток процеса резања може се раставити на три фазе: *фаза почетне (еластичне) деформације*, затим *фаза пластичне деформације резног слоја у уској области (зони резања)* и на крају, *процес разарања материјала, формирања и одвођења струготине*. При томе процес пластичне деформације представља најважнији део процеса резања. Стога се, с обзиром на врло мале вредности еластичних у односу на пластичне деформације, као и на то да се целокупни рад резања троши на пластично деформисање уског слоја у зони резања, и на савлађивање отпора трења, еластична деформација при резању може занемарити. Цео процес резања се може посматрати као процес локалног пластичног деформисања који траје све до одвајања материјала резног слоја, тј. све до његовог претварања у струготину (сл. 2.1). При томе разликујемо три зоне смицања у зони резања. Зона примарног смицања, која настаје у равни смицања, је најзначајнија за процес обраде. Секундарно смицање настаје у кочионом слоју између појединих слојева материјала који се, услед силом трења ометаног кретања материјала у граничној зони наличја струготине, крећу различитим брзинама. Терцијарно смицање настаје у граничном слоју на површини обратка, на врху резног клина. Трење на резном клину, јавља се на грудној површини у контакту са наличјем струготине и на леђној са обрађеном

површином обратка. Све ове појаве доприносе генерисању велике количине топлоте [37].

Механичке, термодинамичке, триболошке и друге појаве у зони резања директно утичу на излазне ефекте процеса (економичност, производност, квалитет итд.), па је од изузетног значаја познавање њихових законитости, како при раду на конвенционалним, тако и на CNC машинама. За анализу појава и процеса у зони резања најчешће користе методе које у својој основи имају експеримент.



Слика 2.1. Основне зоне деформисања и трења у процесу настанка струготине [37]

За разумевање процеса резања и свих поменутих комплексних појава које се дешавају у зони резања, полази се од модела формирања струготине. Развијено је више теоријских модела од којих се могу издвојити неколико карактеристичних.

### 2.1.1. МОДЕЛИ НАСТАНКА СТРУГОТИНЕ

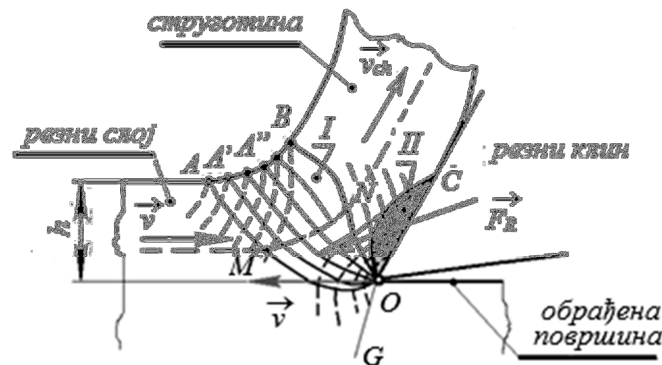
#### Модел 1

Процес резања започиње тако што резни клин, који се креће брзином  $v$ , делује на материјал резног слоја дебљине  $h$ , и ширине  $b$  силом  $F_R$ . Пластично деформисање материјала смицањем врши се, не у једној и не равној површини, већ у више кривих површина (сл. 2.2), које представљају фамилију површина  $OA$ ,  $OA'$  до  $OB$  (зона  $I$ ). Површина  $OA$  раздваја материјал предмета обраде у коме још није дошло до деформисања од дела у коме започиње деформисање. На површини  $OB$  се завршава

смицање и почиње формирање струготине. Зона *II*, кочиони слој, представља зону трећем ометаног кретања материјала струготине (напред поменута зона секундарног смицања).

## Модел 2

У даљим анализама прихваћен је модел раванског напонског и деформационог стања, чиме се процес пластичног деформисања у простору своди на равански. Резултати експерименталних испитивања показују незнатну разлику између ширине резног слоја и ширине струготине, па се овај модел може прихватити као реалан. Процес тече тако што се неко зрно резног слоја, које се креће брзином  $v$ , почиње да деформише у положају  $M$ , деформација се повећава кроз зону резања  $I$ , да би се процес деформисања завршио у тачки  $N$ , одакле на даље тако деформисано зрно наставља да се креће брзином  $v_{ch}$ . Дакле, процес деформисања почиње на површини  $OA$  где је напон смицања  $\tau = \tau_E$  (једнак напону на граници течења материјала обратка), а завршава се на десној граници зоне резања  $OB$ .



Слика 2.2. Модели 1-2 [76-80]

Поред поменутих зона деформација, процес пластичног деформисања захвата и известан слој обрађене површине непосредно испод врха резног клина. Линија  $OG$  је неутрална линија која дели површински слој на две зоне: притиснуту (лево) и затегнуту (десно од ње).

Услед постојања трења између грудне површине алата и струготине, реално, процес пластичног деформисања се не завршава на површини  $OB$ . Слојеви материјала до грудне површине се крећу ометано па накнадно деформисање у зони  $II$  може бити веома изражено. Ова зона (великих деформација) ограничена је линијом  $OCO$ .

Карактеристика овог модела је да веома добро одговара реалним процесима, али због математичког модела велике сложености није погодан за инжењерску употребу [76-80].

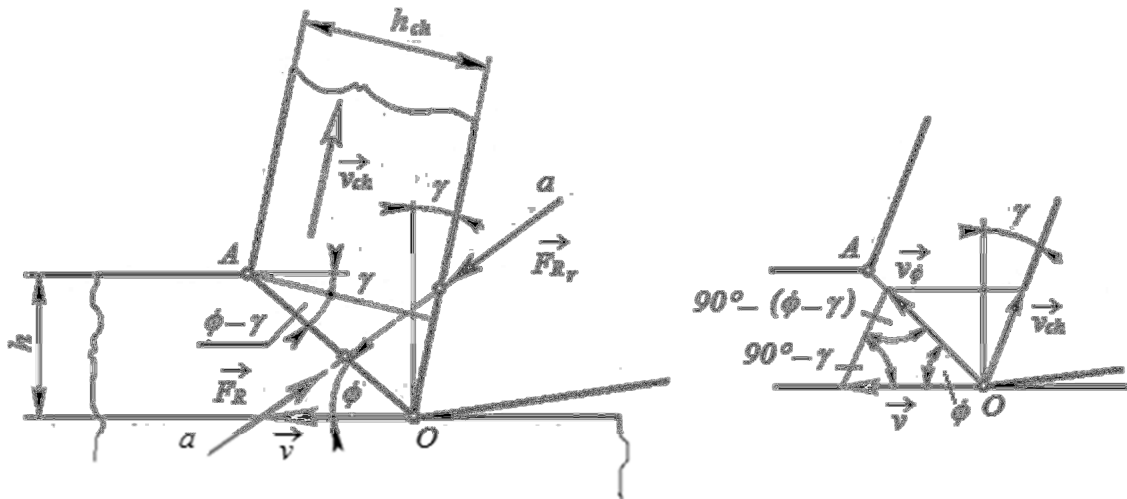
### Модел 3

Због неприлагођености претходног модела практичној употреби развијено је неколико упрошћених модела који на одређени начин објашњавају поједине појаве у процесу резања. Експериментална истраживања показују да се величина зоне резања  $OABO$  знатно сужава при одређеним вредностима грудног угла, карактеристикама материјала обратка и малој дубини резања. Тада се лева  $OA$  и десна  $OB$  граница зоне резања толико приближавају једна другој да фамилије површина смицања прелазе у једно веома уско подручје, па се може сматрати да се ова своди на једну равну површину тзв. *раван смицања  $OA$*  (сл. 2.3).

Сложени процес пластичног деформисања у зони резања апроксимира се једноставним непрекидним процесом сукцесивних клизања ламела у тој равни. Деформисање настаје на тај начин што је слој материјала испред равни недеформисан, док је слој иза ње потпуно деформисан. Модел је посебно погодан за дефинисање фактора сабијања струготине, угла смицања, брзина у зони смицања и других параметара релевантних за сам процес. Основе овог модела постављене су у радовима Тиме, Мерчанта, Ернста, Лија и др. [76, 77-79].

Основну карактеристику процеса резања представља *угао смицања  $\phi$* . Њиме се дефинише правац пластичних деформација у зони резања. Од њега зависи утрошак енергије при резању, количина генерисане топлоте, степен пластичног деформисања и интензитет триболшких процеса на грудној и леђној површини резног клина. Он је један од критеријума за оцену степена обрадљивости материјала. При већим вредностима угла  $\phi$  постижу се бољи квалитет обрађене површине, мањи отпори резања и тракасти облик струготине. Поред тога од вредности угла смицања зависе и други елементи механике резања: напони, степен пластичне деформације, брзине смицања и одвођења струготине. Величина угла одређена је изразом [37]:

$$\phi = \operatorname{atan} \frac{\cos \gamma}{(h_{ch}/h) - \sin \gamma}. \quad (2.1)$$



Слика 2.3. Модел 3 [76-80]

Вредност угла смицања зависи од врсте и особина материјала обратка, брзине и дубине резања, грудног угла  $\gamma$ , угла трења  $\rho$  и низа других мање или више значајних фактора. Што је угао  $\phi$  већи услови резања биће повољнији, односно, биће мањи утросак енергије при резању.

Најновија истраживања су дала израз за угао смицања облика [76]:

$$\phi = C_1 - C_2(\rho - \gamma), \tag{2.2}$$

где се преко константи  $C_1$  и  $C_2$  узимају у обзир: услови обраде, врста материјала и геометрија алата, врста материјала предмета обраде и сл.

Фактори сабијања струготине дефинишу се као односи одговарајућих димензија у деформисаном и недеформисаном стању, и најчешће се користи израз облика [76]:

$$\lambda = \frac{h_{ch}}{h} = \frac{\overline{OA} \cos(\phi - \gamma)}{\overline{OA} \sin \phi} = \frac{\cos \gamma}{\tan \phi} + \sin \gamma. \tag{2.3}$$

Ови фактори дефинишу степен деформисања материјала резног слоја, при чему су фактори дебљине  $\lambda_h = h_{ch}/h > 1$  и ширине  $\lambda_b = b_{ch}/b > 1$ , а фактор дужине  $\lambda_l = l_{ch}/l < 1$ . Попречни пресек струготине повећава у обе своје димензије у односу на пресек материјала од ког настаје, а дужина се смањује у односу на пут који по предмету обраде опише врх резног клина.

Брзине у зони резања (сл. 2.3) могу се одредити као [37, 76, 79]:

◆ брзина струготине :

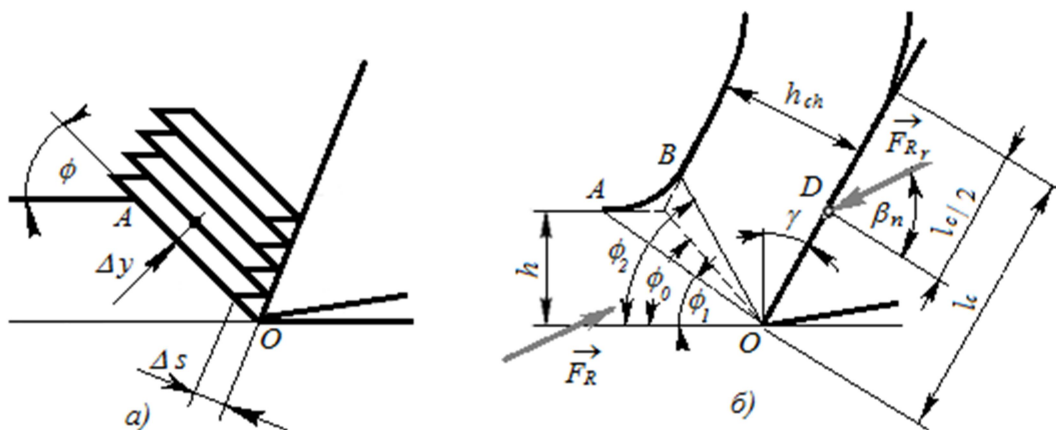
$$v_{ch} = v \frac{\sin \phi}{\cos(\phi - \gamma)} = \frac{v}{\lambda}, \quad (2.4)$$

◆ брзина смицања :

$$v_{\phi} = v \frac{\cos \gamma}{\cos(\phi - \gamma)}. \quad (2.5)$$

#### Модел 4

Металографским испитивањима уочено је да је струготина састављена од низа танких сегмената, ламела дебљине  $\Delta y$  које су у равни клизања релативно померене за  $\Delta s$ , у смеру клизања. Намеће се закључак да струготина настаје низом сукцесивних смицања елемената, које се одвија само у једној равни, док остали део није деформисан. Овај модел омогућава одређивање брзине и времена клизања ламела (сегмената). Битан параметар који се овде може дефинисати је учестаност формирања ламела, који указује на динамички карактер процеса резања (сл. 2.4.а) [76-78].



Слика 2.4. Модел 4-5 [76-80]

#### Модел 5

Окушима и Хитома су дефинисали модел са развијеном зоном деформације (сл. 2.4.б) [77]. Пластична деформација се истовремено јавља у више равни смицања. Линије текстуре се зракасто простиру ширећи се из врха резног клина према лицу струготине. Напонско и деформационо стање варира у различитим равнима. Зона клизања је



клинастог облика ограниченог равнима  $OA$  и  $OB$ , а трећа граница је закривљена површина  $AB$  на лицу струготине. Претпостављено је да је материјал идеално пластичан и да су тангенцијални напони на површинама  $OA$  и  $OB$  једнаки напонима течења при смицању.

Сила  $F_R$  и отпор резања  $F_{Rr}$  делују на истом правцу (сл. 2.4.б), једнаких су интензитета, а супротних смерова.

### 2.1.2. ОТПОРИ РЕЗАЊА

У процесу обраде јављају се силе (отпори) резања који се, у општем случају могу разложити на три ортогонална правца (сл. 2.5.а):

- ◆  $F_c = F_1$  главни отпор резања (тангенцијални, у правцу брзине главног кретања),
- ◆  $F_p = F_2$  отпор продирању (радијални),
- ◆  $F_f = F_3$  отпор помоћном кретању (аксијални).

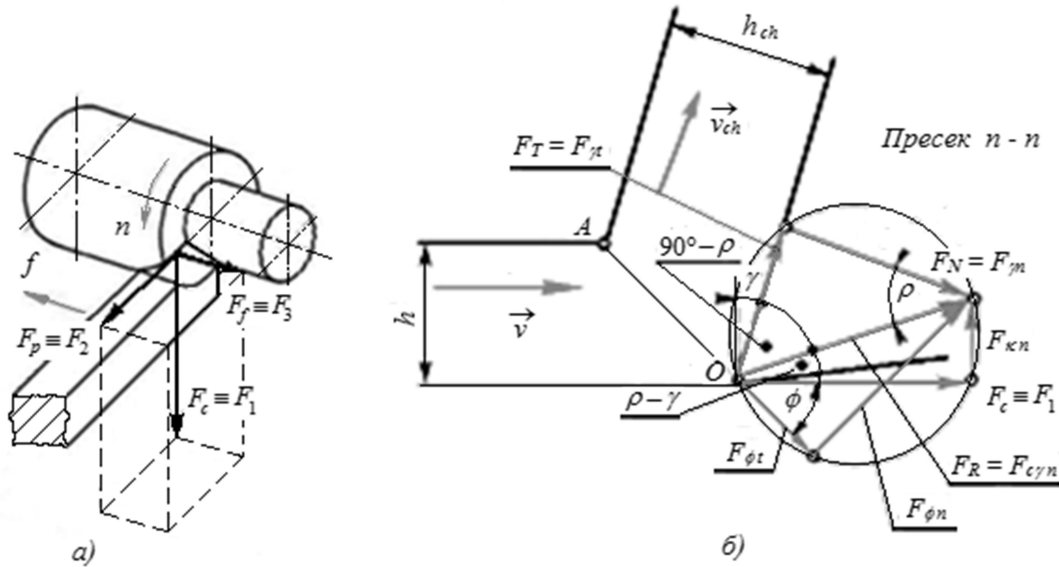
Код ортогоналног резања вектор брзине је управан на главно сечиво. У том случају углови су:  $\kappa = 90^\circ$ ,  $\lambda = 0^\circ$ ,  $\omega = 0^\circ$  [76].

Резултујућа сила  $F_{cm}$  (сл. 2.5.б) разлаже се на:

- ◆ тангенцијалну силу (силу трења)  $F_{\gamma t}$  (у равни грудне површине) и нормалну  $F_{\gamma n}$  (у равни нормалној на грудну површину резног клина).
- ◆ силу у равни смицања (силу смицања)  $F_{\phi t}$  и нормалну силу  $F_{\phi n}$  (у равни нормалној на раван смицања),
- ◆ главну силу (главни отпор резања)  $F_c$  (у правцу брзине резања) и силу (отпор помоћном кретању)  $F_f$  (у правцу помоћног кретања). При ортогоналном резању компонента  $F_{kn}$  постаје  $F_f$ .

Полазећи од претпоставки које је увео Мерчант [76] и плана сила у зони резања (сл. 2.5.б), могуће је написати следеће математичке зависности отпора резања [37, 79]:

$$F_{c\gamma n} = \frac{F_c}{\cos(\rho - \gamma)} = \frac{F_{\gamma t}}{\sin \rho} = \frac{F_{\gamma n}}{\cos \rho} = \frac{F_{\phi t}}{\cos(\phi + \rho - \gamma)} = \frac{F_{\phi n}}{\sin(\phi + \rho - \gamma)}. \quad (2.6)$$



Слика 2.5. Главни отпори резања и њихове компоненте у нормалној равни [76]

Компоненте отпора резања значајне за прорачун снаге топлотних извора приказане су на сликама 2.5.б и 2.6, а рачунају се на основу израза [37, 76]:

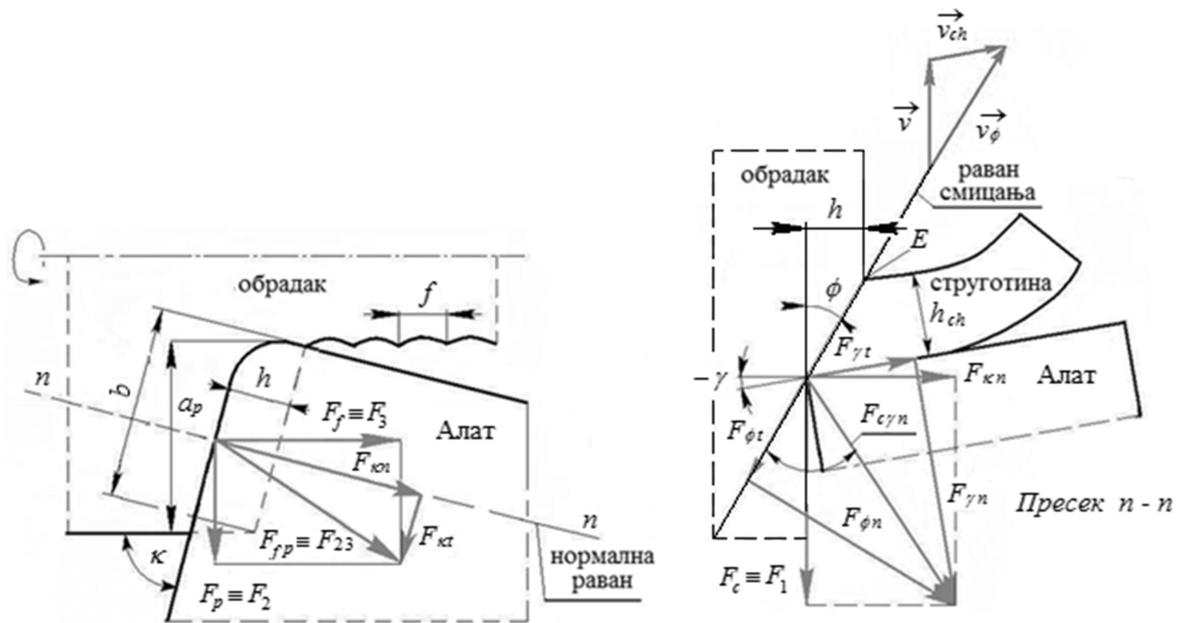
$$F_{\gamma t} = F_{c\gamma n} \sin \rho = F_c \frac{\sin \rho}{\cos(\rho - \gamma)} = \mu F_{\gamma n}, \quad (2.7)$$

$$F_{\gamma n} = F_{c\gamma n} \cos \rho = F_c \frac{\cos \rho}{\cos(\rho - \gamma)}, \quad (2.8)$$

$$F_{\phi t} = F_{c\gamma n} \cos(\phi + \rho - \gamma) = F_c \frac{\cos(\phi + \rho - \gamma)}{\cos(\rho - \gamma)}, \quad (2.9)$$

$$F_{\phi n} = F_{c\gamma n} \sin(\phi + \rho - \gamma) = F_c \frac{\sin(\phi + \rho - \gamma)}{\cos(\rho - \gamma)}, \quad (2.10)$$

Ако је нападни угао  $\kappa \neq 0$  (сл. 2.6), јављају се све три компоненте отпора: тангенцијална  $F_c = F_1$ , радијална  $F_p = F_2$  и аксијална  $F_f = F_3$ .



Слика 2.6. Компоненте отпора резања - просторна слика [37]

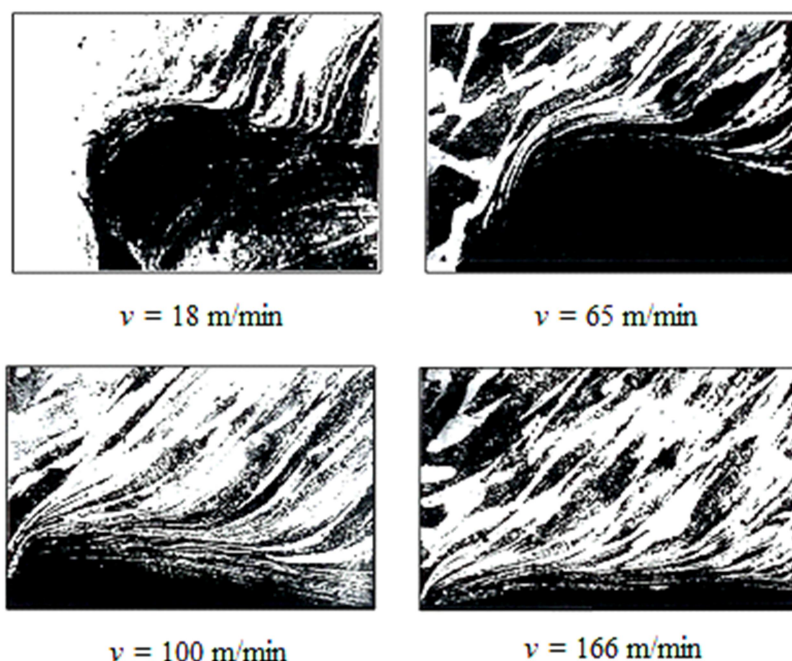
Површина пресека струготине у равни смицања је:

$$A_{ch} = \overline{OA} b = \frac{hb}{\sin \phi} = \frac{A}{\sin \phi}. \quad (2.11)$$

Напон смицања у равни смицања је [81]:

$$\tau = \frac{F_{\phi t}}{A_{ch}} = \frac{F_{c\gamma n}}{A} \sin \phi \cos (\phi + \rho - \gamma). \quad (2.12)$$

Анализом фотографија зоне резања и корена струготине (сл. 2.7) уочено је да долази до издужења металних зрна материјала под углом  $\psi$  (до  $30^\circ$ ) (сл. 2.8) и да су линије текстуре паралелне, осим на мањем делу уз грудну површину, где услед дејства нормалне силе и силе трења долази до њиховог повијања у смеру супротном од смера кретања струготине. Овај слој се назива *кочиони слој*. Модел даје најбоље резултате, али је проблем у томе што захтева познавање угла текстуре [76].



Слика 2.7. Фотографије текстуре [5, 36]

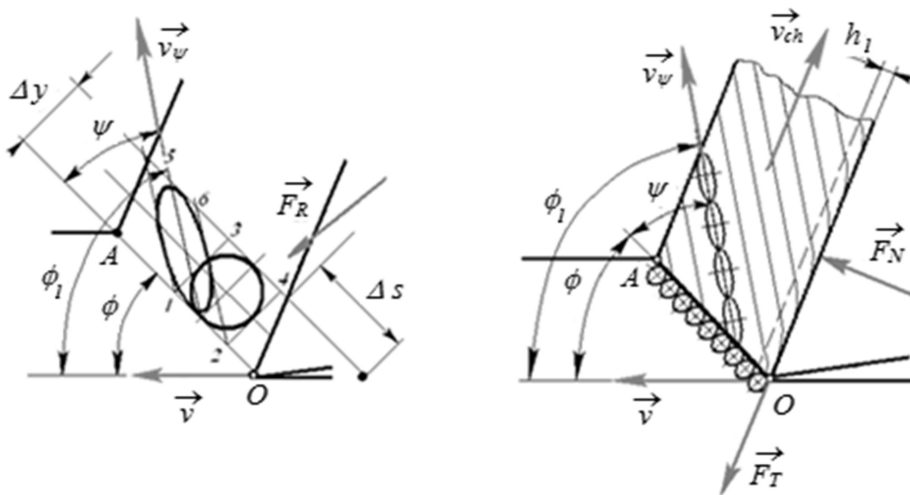
У процесу формирања струготине долази до промене облика зрна материјала које се одигравају између равни смицања и равни текстуре струготине (сл. 2.8). Сфероидно зрно материјала се може приказати унутар коцке странице  $\Delta y$  (дебљина ламеле) тако да се у пресеку уочава круг пречника  $\Delta y$  уписан у квадрат. Услед смицања горња страна се релативно помера у односу на доњу за величину апсолутног смицања  $\Delta s$  тако да се квадрат претвара у паралелограм, а круг у елипсу, односно, сфероидно зрно се трансформише у “елипсоидно”, издужено у правцу клизања. Угао нагиба дуж осе елипсе у односу на раван смицања представља угао текстуре  $\psi$ . Зрна материјала клизе дуж равни смицања брзином  $v_\phi$  док стварно клизање настаје у равни текстуре зрна брзином  $v_\psi$  [76, 80].

Угао текстуре се може дефинисати преко односа релативних померања [76]:

$$\psi = \operatorname{atan} \frac{\Delta y}{\Delta s}. \quad (2.13)$$

Услед значајних сила притиска и брзина резања, истовремено настају две по природи различите појаве трења: унутрашње, у кочионом слоју и спољашње, настало после изласка зрна метала струготине из кочионог слоја у предео где су силе притиска мање. Обе ове појаве узрокују интензивно генерисање топлотне енергије. Течење зрна метала

кроз кочиони слој одвија се у врло сложеним условима. На њих истовремено делују механичка и термичка оптерећења. Механичка узрокују ојачавање и повећање тврдоће, а топлотна омекшавање. У граничном слоју, долази до повећања тврдоће у односу на тврдоћу основног материјала. При обради мањим брзинама резања утицај топлотног фактора је значајнији [5, 36].



Слика 2.8. Дефиниција геометријских величина у зони резања и угао текстуре [76]

На основу тангенцијалне и нормалне силе, може се одредити коефицијент и угао трења на грудној површини [37, 76]:

$$\mu = \tan \rho = \frac{F_{\gamma t}}{F_{\gamma n}} = \frac{F_c \sin \gamma + F_{kn} \cos \gamma}{F_c \cos \gamma - F_{kn} \sin \gamma} = \frac{F_c \tan \gamma + F_{kn}}{F_c - F_{kn} \tan \gamma}, \quad (2.14)$$

а коефицијент и угао унутрашњег трења, могу се изразити формулом облика:

$$\mu_s = \tan \rho_s = \frac{F_{\phi t}}{F_{\phi n}} = \frac{F_c \cos \phi - F_{kn} \sin \phi}{F_c \sin \phi + F_{kn} \cos \phi} = \frac{F_c - F_{kn} \tan \phi}{F_c \tan \phi + F_{kn}}. \quad (2.15)$$

На вредност отпора резања утичу материјал обратка, дубина резања, корак, брзина резања, средство за хлађење и подмазивање и сл. Утицај материјала обратка се одражава преко утицаја физичко-механичких особина и структуре материјала, а нарочито кроз утицај жилавости и склоности материјала ка образовању наслагае.

Утицај геометрије алата и геометрије обраде одвија се зависно од угла резног клина, угла нагиба сечива, радијуса заобљења врха и нападног угла. Вредност угла  $\alpha$  не утиче

суштински на отпоре резања, али при промени угла  $\gamma$ , мења се отпор  $F_c$ . Нападни угао, такође значајно утиче на све три главне компоненте отпора резања, док угао нагиба сечива  $\lambda$  утиче незнатно, углавном на компоненту  $F_p$ .

Брзина резања за алате од тврдог метала у области 80-700 m/min, значајно утиче на отпоре резања.

Многа испитивања су показала да је утицај дебљине и ширине попречног пресека резног слоја на отпоре резања релевантнији од утицаја дубине резања и корака. Попречни пресек резног слоја, на пример, при обради на стругу, при истим вредностима дубине резања и корака има различит облик у зависности од вредности нападног угла  $\kappa$  (сл. 2.9) [76, 77].

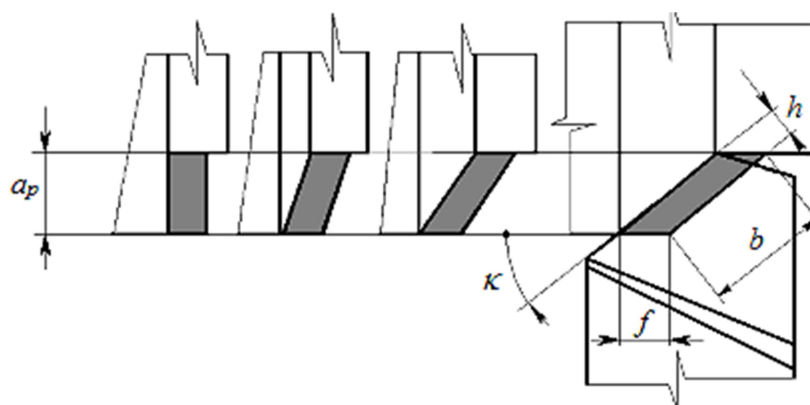
Због тога се површина попречног пресека резног слоја изражава преко релевантнијих величина, ширине  $b$  и дебљине  $h$  резног слоја [76, 77]:

$$b = \frac{a_p}{\sin \kappa}, \quad h = f \sin \kappa. \quad (2.16)$$

За прорачун главног отпора резања најчешће се користи проширени израз облика [69]:

$$F_c = C_{k1} a_p^{x1} f^{y1}, \quad (2.17)$$

где су:  $C_{k1}$ ,  $x1$  и  $y1$  - константа и експоненти утицаја материјала предмета обраде, геометрије алата и услова обраде [83].



Слика 2.9. Геометрија пресека резног слоја у зависности од нападног угла [76, 77]

Тачнији проширени изрази обухватају и корекционе факторе којима се узима у обзир утицај *тврдоће материјала предмета обраде*  $K_m$ , *нападног*  $K_\kappa$ , и *грудног угла*  $K_\gamma$ ,

радијуса врха  $K_r$ , брзине резања  $K_v$ , затупљења алата  $K_h$  и других утицајних параметара на отпоре резања [76]. У том случају проширени израз за главни отпор је облика [79, 83]:

$$F_c = C_{k1} a_p^{x1} f^{y1} K_m K_\kappa K_\gamma K_r K_v K_h . \quad (2.18)$$

Кинцлова (*Kienzle*) једначина за главни отпор резања има облик [76]:

$$F_c = k_c A = \frac{k_{c1.1}}{h^m} b h = k_{c1.1} b h^{1-m} , \quad (2.19)$$

где је:  $k_c$  - специфични отпор резања, а  $k_{c1.1}$  - јединични специфични отпор резања.

Истраживања од стране многих научника (*Mayer, König, Essel*) су показала да се Кинцлова једначина за главни отпор резања може применити и на компоненте  $F_p$  и  $F_f$ , ако се одреде вредности јединичних специфичних отпора ( $k_{p1.1}$  и  $k_{f1.1}$ ) и експоненти  $1 - x$  и  $1 - y$ . У том случају ове компоненте су одређене релацијама [76, 83]:

$$F_p = k_{p1.1} b h^{1-x} , \quad (2.20)$$

$$F_f = k_{f1.1} b h^{1-y} . \quad (2.21)$$

Компоненте  $F_p$  и  $F_f$  за различите типове алата могу се одредити у зависности од  $F_c$  и услова обраде. Тако при обради на стругу алатима са  $\kappa = 45^\circ$ ,  $\lambda = 0^\circ$ , и  $\gamma = 15^\circ$  компоненте отпора резања су [76]:

$$F_p \approx (0,4 - 0,5) F_c$$

$$F_f \approx (0,2 - 0,3) F_c .$$

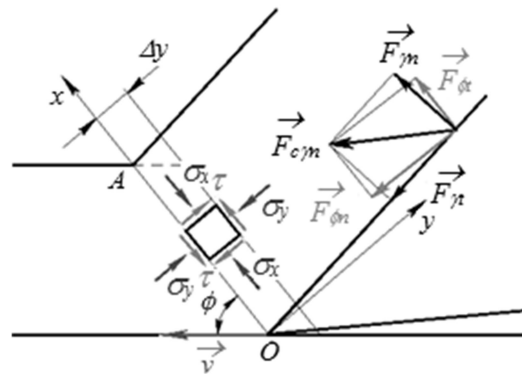
Више од 99,5% енергије, утршене у процесу резања, на деформисање материјала предмета обраде и савладавање сила трења на контактним површинама резног клина (грудној и леђној), претвара се у топлоту [76], чиме и изучавање ове проблематике још више добија на значају.

## 2.2. НАПОНИ У ЗОНИ РЕЗАЊА

Резни клин се креће кроз резни слој брзином  $\vec{v}$ , делујући на материјал силом  $\vec{F}_{c\gamma n}$ , при чему настају тангенцијални и нормални напони. Претпостављено је да се ради о ортогоналном резању тј. да у струготини влада равнско напонско стање.

Напонско стање у зони резања карактерише просто смицање под дејством напона смицања  $\tau$  и снажног напона притиска  $\sigma$  (сл. 2.10) [81]. За нормалне напоне важи релација [80]:

$$\sigma_x = \sigma_y = \sigma .$$



Слика 2.10. Напони на издвојеном елементу у зони смицања [80]

Нормални напон  $\sigma$ , поред простог смицања под дејством  $\tau$ , сабија материјал са свих страна. Да би се одредили напони потребно је одредити пројекције сила  $F_c$  и  $F_f$  у равни смицања и нормално на њу [37, 73, 81]:

$$F_{\phi t} = F_c \cos \phi - F_f \sin \phi = F_{c\gamma n} \cos(\phi + \rho - \gamma), \quad (2.22)$$

па се тангенцијални и нормални напони у равни смицања добијају делењем одговарајућих пројекција са површином  $A_{ch}$ , односно [81]:

$$\tau = \frac{F_{\phi t}}{A_{ch}} = \frac{F_c \cos \phi - F_f \sin \phi}{hb} \sin \phi = \frac{F_{c\gamma n} \cos(\phi + \rho - \gamma)}{hb} \sin \phi, \quad (2.23)$$

Настанак тракасте струготине при слободном резању, применом алата са равном грудном површином (без ломача струготине), дефинишу следећи параметри [82]:



◆ стварна контактна површина струготине са грудном површином алата  $A_r$ ,  $\text{mm}^2$ ,

◆ дужина контакта  $l_c$  код које разликујемо две зоне:

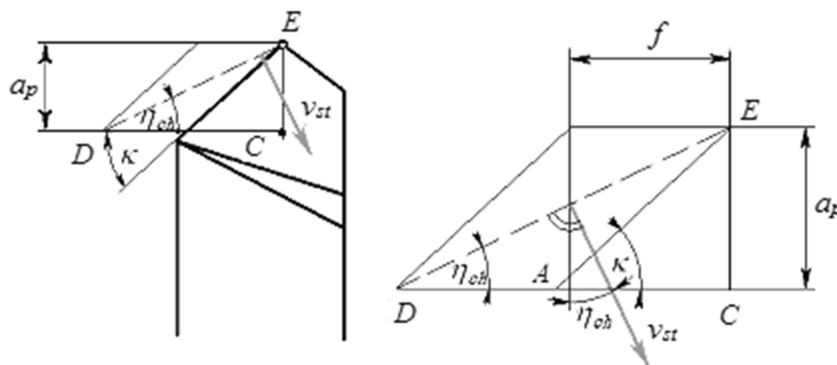
$l_p$  - зону пластичног контакта и

$l_{c1}$  - зону клизног контакта.

При обради на стругу (*према Зореву*), тангенцијални и нормални напони дати су изразима облика:

$$\tau_p = \frac{2F_{\gamma t}}{\cos \eta_{ch} (1 + l_p/l_c) b l_c}, \quad (2.24)$$

где је  $\eta_{ch}$  - угао одвођења струготине.



Слика 2.11. Дефиниција угла одвођења струготине [76]

Са слике (сл. 2.11) тангенс угла одвођења струготине дефинисан је следећим изразом [76]:

$$\tan \eta_{ch} = \frac{a_p}{CD} = \frac{a_p}{CA + AD} = \frac{a_p}{a_p \cot \kappa + f} \quad (2.25)$$

У процесу резања једним сечивом струготина се премешта у правцу највећег нагиба грудне површине резног клина, максималне вредности грудног угла  $\gamma_{max}$ . При екстремној вредности грудног угла, добија се израз за угао одвођења струготине, облика:

$$\eta_{ch} = \frac{\tan \gamma \cos \kappa + \tan \lambda \sin \kappa}{\tan \gamma \sin \kappa - \tan \lambda \cos \kappa} \quad (2.26)$$

Очигледно је да се правац одвођења струготине мења у зависности од геометрије резног клина алата. При  $\lambda > 0$  (угао нагиба сечива), струготина се повија према обрађеној површини, док се при  $\lambda < 0$  повија од ње.

Овај угао је битан за тачно дефинисање стварне површине контакта струготине са грудном површином алата, а самим тим и укупне снаге извора  $q_1$ .

Фактор сабијања тракасте струготине (*de Chiffre*) зависи од дужине контакта  $l_c$ , и дат је изразом [82]:

$$\lambda = \sqrt{1 + \frac{l_c}{h} \cos \gamma_n} , \tag{2.27}$$

што је приказано дијаграмски (сл. 2.12). При томе је:

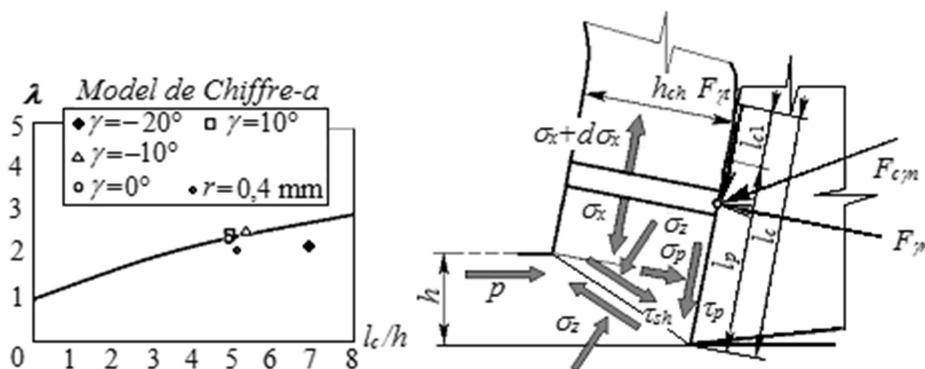
$$l_c = l_p + l_{c1} .$$

Из услова равнотеже биће:

$$h_{ch} d\sigma_x = \tau_p dl_c .$$

Напон који настаје услед трења на грудној површини је [82]:

$$\tau_p = \tau_{sh} \cos 2(\phi - \gamma) = \left[ \frac{2\lambda^2}{1 + \left(\frac{\lambda}{\cos \gamma} - \tan \gamma\right)^2} - 1 \right] \tau_{sh} . \tag{2.28}$$



Слика 2.12. Напони у зони резања и фактор сабијања тракасте струготине [82]

Године 1995.  $Li$  је зону контакта струготине и алата поделио на две области. У првој области  $0 \leq x \leq l_p$ , названој зоном пластичности, јавља се тангенцијални напон  $\tau_p$ ,

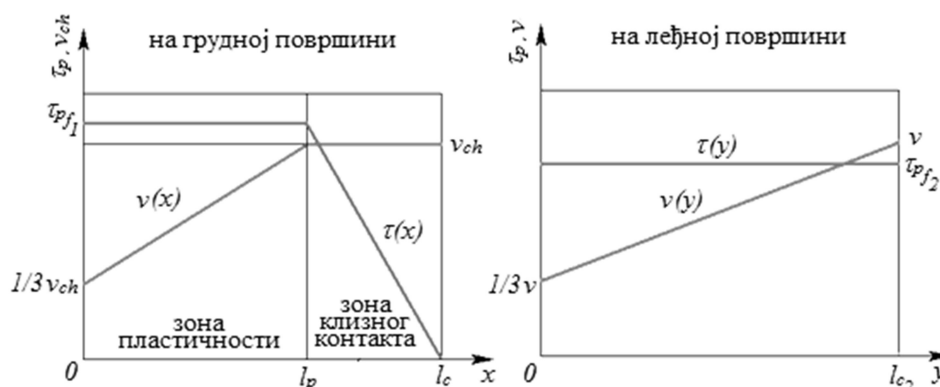
који се према овом научнику може сматрати константним, а представља количник силе трења на грудној површини и површине контакта:

$$\tau_{pf1} = \frac{2F_{\gamma t}}{b(l_p + l_{c1})}. \quad (2.29)$$

У другој зони, названој зоном клизног контакта, тангенцијални напон је дефинисан производом коефицијента трења између струготине и грудне површине  $\mu$  и нормалног напона у зони секундарног смицања  $\sigma_p$ :

$$\tau(l_p < x \leq l_c) = \mu \sigma(x). \quad (2.30)$$

Промена нормалног напона је параболичка, али се због начина промене коефицијента трења, може сматрати да смичући напон линеарно опада, од вредности дефинисане једначином (2.29) у зони пластичности  $l_p$ , до нуле, на крају контакта  $l_c$ . Ове вредности су приказане на (сл. 2.13).



Слика 2.13. Напони и брзине у зони резања (према Li-y) [37, 82]

Дужина зоне пластичног деформисања, приближно се може одредити на основу израза [37]:

$$l_p \approx \frac{h \sin \theta}{\sin \phi \cos(\theta - \phi + \gamma_k)}. \quad (2.31)$$

Угао  $\theta$  је дефинисан изразом:

$$\theta = \phi + \text{atan}(F_{kn}/F_c). \quad (2.32)$$

где је  $\gamma_k$  - коригована вредност грудног угла, уколико постоји канал за ломљење струготине  $\gamma_k = \gamma + \gamma'_0$ .

Сада се може написати израз за тангенцијални напон на контакту струготине и грудне површине алата у облику [37]:

$$\tau_{p(x)} = \begin{cases} \tau_{pf1} & , & 0 \leq x \leq l_p \\ \tau_{pf1} \left( 1 - \frac{x - l_p}{l_c - l_p} \right) & , & l_p < x \leq l_c \end{cases} \quad (2.33)$$

Сила трења на грудној површини је:

$$F_{\gamma t} = \int_0^{l_c} \tau_{p(x)} b \, dx = \frac{1}{2} \tau_{pf1} b (l_{c1} + l_p).$$

Одговарајући смицајни напон је:

$$\tau_{pf1} = \frac{2F_{\gamma t}}{b(l_{c1} + l_p)}. \quad (2.33)$$

Сагласно претходном, брзина клизања је:

$$v(x) = \begin{cases} v \left( 1 + \frac{2}{3l_p} (x - l_p) \right) & , & 0 \leq x \leq l_p \\ v & , & l_p < x \leq l_c \end{cases} \quad (2.34)$$

Значајни параметри процеса обраде резањем су: угао нагиба условне равни смицања и релативна дужина контакта струготине са алатом. За њихово одређивање могу бити коришћени и критеријуми сличности [35, 37, 82].

У примени су три бездимензиона критеријума. Степен утицаја параметара режима резања, у поређењу са термофизичким својствима материјала обратка, дефинише се Пекле - овим (*Peclet*) критеријумом:

$$Pe = \frac{vh}{a}. \quad (2.35)$$

где је  $vh$  - производ брзине резања и дебљине резног слоја, а  $a = \lambda/\rho c$  - коефицијент топлотне дифузије материјала обратка.

Други критеријум одражава утицај геометрије алата ( $\varepsilon_r$  - угао врха ножа), упоређујући топлотне проводљивости алатног  $\lambda_T$  и обрађиваног материјала  $\lambda_W$ :

$$F = \frac{\lambda_T}{\lambda_W} \varepsilon_r. \quad (2.36)$$

Трећи критеријум узима у обзир однос димензија пресека резног слоја од кога се формира струготина:

$$D = \frac{h}{b}. \quad (2.37)$$

За практичну примену која одговара реалним условима обраде, за одређивање угла нагиба равни смицања користи се упрошћени израз експоненцијалног облика:

$$B = \tan \phi = \frac{m P e^n}{F^k D^p (1 - \sin \gamma)^q}. \quad (2.38)$$

За израчунате вредности на основу критеријума сличности, и одређене односе истих наведене у литератури [35], табеларно су дати коефицијент  $m$  и експоненти ( $n, k, p, q$ ) који фигуришу у једначини (2.38), тако да је на тај начин дефинисан угао равни смицања.

Дужина контакта струготине са грудном површином алата одређује се уз увођење одређених претпоставки и ограничења, помоћу израза:

$$l_c = 1,45h \left( \frac{\cos \gamma + \sin \gamma}{B} - \cos \gamma + \sin \gamma \right). \quad (2.39)$$

Сада се може израчунати фактор попречног сабијања струготине:

$$\lambda_h = \frac{\cos \gamma}{B} + \sin \gamma. \quad (2.40)$$

Средња вредност коефицијента трења на грудној површини резног алата сада се може израчунати као:

$$\mu = \frac{\cos \gamma + \sin \gamma - B(\cos \gamma - \sin \gamma)}{\cos \gamma - \sin \gamma + B(\cos \gamma + \sin \gamma)}. \quad (2.41)$$

Из једначине се види да се повећањем угла нагиба ( $B = \tan \phi$ ) равни клизања коефицијент трења струготине о грудну површину смањује. Вредност коефицијента  $\mu$

тим је нижа уколико је мањи позитиван грудни угао  $\gamma$ . Ова вредност додатно зависи од критеријума сличности  $Pe$ ,  $F$ ,  $D$ , на тај начин што расте са повећањем топлотне проводљивости алатног материјала, а смањује се при порасту брзине резања и дебљине резног слоја. Ови подаци се одлично слажу са резултатима експерименталних истраживања [35].

### 2.3. ЕНЕРГИЈА И СНАГА РЕЗАЊА

Енергија која се троши у процесу резања може се поделити, слика 2.14, на:

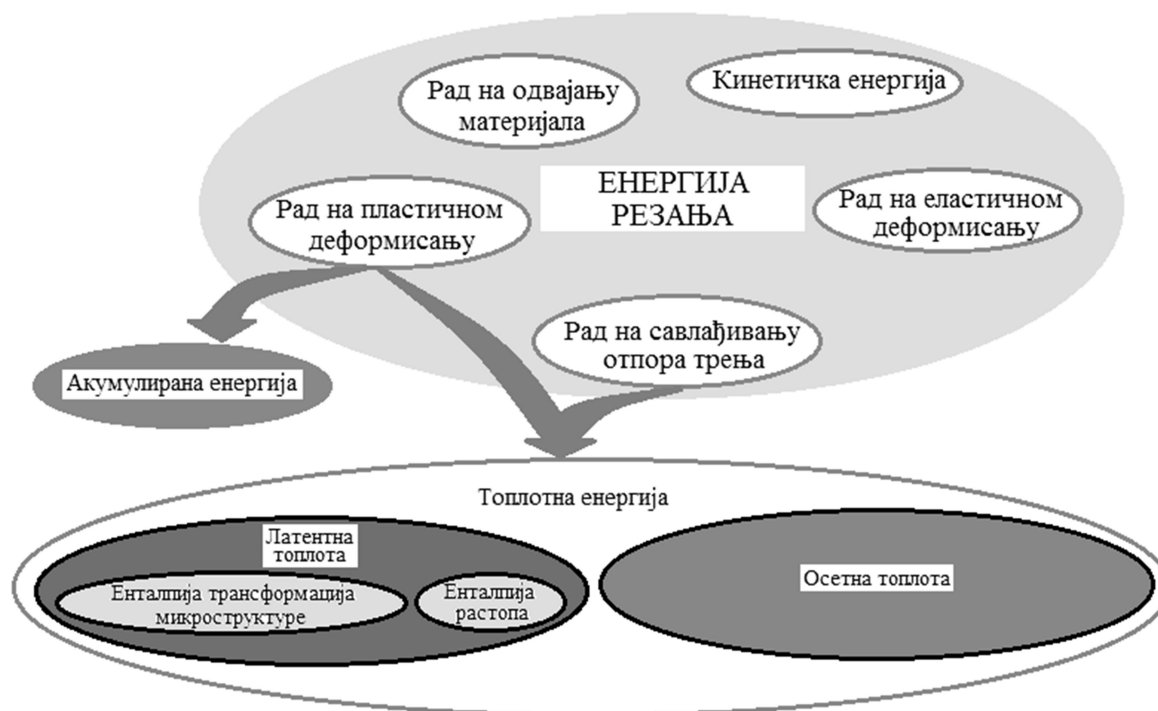
- ◆ Енергију (рад) утрошену на еластичном деформисању материјала,
- ◆ енергију (рад) утрошену на пластичном деформисању материјала,
- ◆ енергију (рад) утрошену на одвајање материјала,
- ◆ енергију (рад) утрошену на савлађивање сила трења и
- ◆ кинетичку енергију.

Највећи део енергије се троши на пластично деформисање материјала у процесу формирања струготине у зонама смицања. Друга по величини компонента се троши на савлађивање отпора трења. Део енергије у процесу утрошен при формирању нових површина на еластично деформисање и одвајање материјала обично се занемарује [85-87]. Такође се занемарује део кинетичке енергије који се троши на промену правца импулса материјала у примарној зони смицања [88, 89]. Међутим, ова компонента се мора неизоставно узети у обзир у случајевима ултра високих брзина резања.

Снага резања  $P_c$  се може израчунати као збир производа главног отпора резања  $F_c$  и брзине резања  $v_c$  и отпора помоћног кретања  $F_f$  и брзине помоћног кретања  $v_f$ , као [37]:

$$P_c = F_c v_c + F_f v_f \approx F_c v_c . \quad (2.42)$$

У испитиваним условима, брзина помоћног кретања је реда величине  $10^2$  до  $10^3$  пута мања од брзине резања, па се, имајући у виду и чињеницу да је и отпор помоћном кретању знатно мањи у односу на главни отпор резања, може занемарити удео снаге отпора помоћном кретању у укупној снази. Снага машине се троши на снагу потребну за механичка кретања и снагу резања. Снага резања се троши на еластично и пластично деформисање и одвајање материјала као и на савлађивање отпора трења (сл. 2.14).



Слика 2. 14. Енергија резања [37]

Рад на савладавању отпора трења представља потпуно расипање енергије (трансформише се у топлотну енергију), а део рада пластичних деформација се акумулира неповратно у структури материјала (деформације кристала), латентна топлота [90, 91].

Однос рада утрошеног на пластично деформисање  $W_p$  и топлоте у коју се он конвертује  $Q$  дефинише се фактором  $\beta$ :

$$\beta = Q/W_p = \dot{Q}/P_p .$$

За мерење овог параметра, постоји неколико приступа [92], а теоријска објашњења експерименталних резултата се дају у смислу појашњења суштине процеса [90, 93]. Први покушај да се експерименталним путем одреди енергија садржана у деформисаном узорку био је калориметарским путем [94]. Други приступ је да се утврди топлотна енергија радиометријским мерењима температуре површине током деформације [91, 95], а поређење добијених експерименталних вредности са адекватном анализом дато је у [92].

Вредности показују значајну дисипацију, што је узроковано уведеним претпоставкама ради упрошћења и грешкама метода мерења. Нетачности мерења температуре могу

бити услед нехомогеног температурског поља на површини, или услед појаве расипања топлоте на околну средину или на носач алата, с обзиром да се унутрашња енергија мери калориметром.

Висока температура резања, која влада у зони резања, погодује ослобађању латентне енергије [94]. Топлотна енергија која се при овоме генерише може бити осетна или латентна (сл. 2.14). Осетна топлота се манифестује кроз пораст температуре, док се латентна акумулира у облику реверзибилне трансформације у материјалу, као што су појаве трансформација микроструктуре или топљење.

У зони резања разликујемо пет зона и то: примарног, секундарног и терцијарног смицања, и зоне трења на грудној и леђној површини (сл. 2.1). Примарна зона смицања је један паралелограм чија се снага извора описује хомогеном расподелом. Секундарна и терцијарна зона смицања имају нехомогену расподелу снаге топлотних извора, по дубини, која опада удаљавањем од граничних површина. Две зоне трења имају такође променљиву снагу по дужини контаката.

Укупна енергија свих пет зона, дефинише се на основу просечне снаге одређене на основу измерених сила резања помоћу једначине (2.42). За израчунавање укупне енергије постоје различити модели који дефинишу расподелу снаге извора топлоте у појединим зонама. Поједине компоненте снаге топлотних извора израчунавају се као производи одговарајућих компоненти вектора силе и брзине за конкретну зону. Полазна основа при томе је приказан механички модел настанка струготине који је дат у [85, 97, 98] и кроз једначине (2.4-2.10). Међутим, овај модел не разматра утрошену снагу у зони трења на леђној површини алата, нити локалне дистрибуције између тела у контакту за различите топлотне изворе, што је у овом случају неопходно.

Такође треба напоменути да у условима обраде које карактеришу ултра високе брзине резања мора бити узета у обзир и снага која се троши у зони терцијарног смицања [36].

Помоћу модела формирања струготине [97] и механике резања [85] могуће је одредити снагу извора у зони смицања као производ тангенцијалне силе  $F_{\phi t}$  и брзине смицања  $v_{\phi}$ :

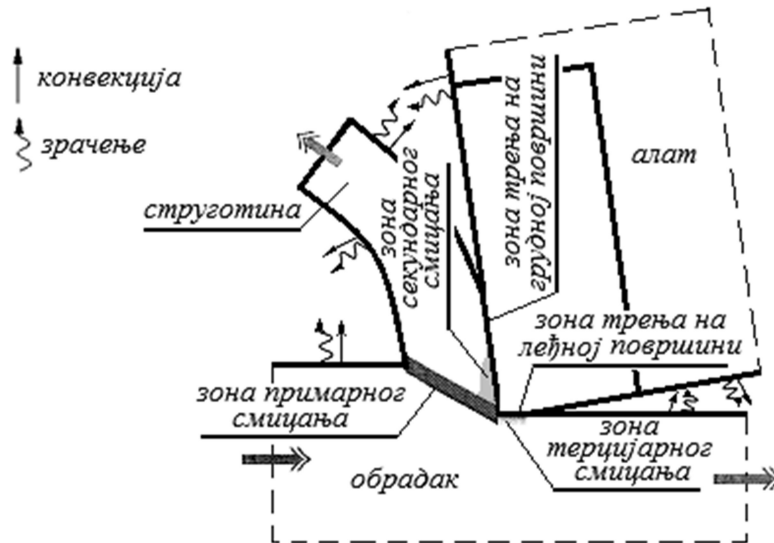
$$P_{Sh1} = F_{\phi t} v_{\phi}. \quad (2.43)$$

За разлику од модела *Ernst & Merchant* где се смицање узима и једној равни, овде се узима у зони ширине  $\sim 20 \mu\text{m}$ , што је прецизно утврђено, а зона примарног смицања је



ромбоидног облика [89] (сл. 2.15). Експерименти са брзим прекидањем процеса резања, на основу изгледа микроснимака ове зоне [99] и МКЕ прорачуни пластичног понашања материјала у зони примарног смицања [5, 36, 97, 100] потврдили су претходно изнету чињеницу. Овде се уводи фактор  $\eta$  којим се узима у обзир и флуks енергије из области примарног у област секундарног смицања, па је снага која остаје у примарној области:

$$P_{Sh1}^* = \eta F_{\phi t} v_{\phi}. \quad (2.44)$$



Слика 2.15. Термодинамички модел са топлотним флуksевима и преносом топлоте [37]

Укупна снага у граничној зони контакта стругоине са грудном површином алата, резултат је заједничког деловања секундарног смицања  $P_{Sh2}$  и трећа у периферној зони контакта  $P_{Fr1}$ . Ова компонента се може израчунати као производ тангенцијалне силе на грудној површини и брзине стругоине:

$$P_{Fr1} + P_{Sh2} = F_{\gamma t} v_{ch}. \quad (2.45)$$

Укупна снага која се у овој зони троши на генерисање топлоте биће:

$$(P_{Fr1} + P_{Sh2})^* = F_{\gamma t} v_{ch} + (1 - \eta) F_{\phi t} v_{\phi}. \quad (2.46)$$

У циљу дефинисања расподеле ове снаге између две зоне, примењује се модел који омогућава израчунавање снаге у зони трећа, где се користе поједностављене функције напона смицања и распореда брзине у зони трећа, базиран на радовима [101-103]. Снага извора у зони трећа израчунава се интегралњем производа промене

тангенцијалног напона  $\tau(x)$  и брзине  $v(x)$  по дужини зоне трења  $l_{c1}$ , у периферној зони контакта. Зависности напона и брзине на контакту на грудној површини, дате једначинама (2.33 и 2.34), приказане су на (сл. 2.13).

$$P_{Fr1} = \int_0^{l_{c1}} \tau(x) v(x) b dx. \quad (2.47)$$

Анализе које је радио *Li* [103] довеле су до поделе зоне трења на грудној површини резног клина на две области. У првој области  $0 \leq x \leq l_p$ , тзв. области пластичног контакта: тангенцијално напрезање настало под дејством нормалне силе премашује тангенцијално напрезање од силе трења на контакту, чији је допринос укупном смицању неупоредиво мањи, па се може претпоставити константно тангенцијално оптерећење у овој зони. У другој области  $l_p \leq x \leq l_c$ , области еластичног контакта, у принципу се може узети да је тангенцијални напон производ нормалног напона  $\sigma$  и коефицијента трења  $\mu$  (2.30). Нормални напон има облик параболичне расподеле [82, 103], међутим, због непознатих вредности коефицијента трења, распоред тангенцијалног напона не може се поуздано одредити.

Димензије зона трења могу бити процењене на основу употребљаваног алата, јер на местима контакта на грудној и леђној површини постоји изражено хабање.

Стога се у области клизног контакта апроксимативно претпоставља линеарно смањење смичућег напона, при чему се смањује до вредности 0 на крају контакта (сл. 2.13). У овој области доминирају еластични ефекти трења између струготине и грудне површине. Расподела смичућег напона дефинисана је на основу експерименталних испитивања, па је на основу тога извршена овде приказана апроксимација [104-106]. Претпоставка линеарног смањења у еластичној области не изазива велику грешку, јер је ова зона релативно мала.

Интеграцијом једначине (2.47) уз коришћење једначина (2.33) и (2.34) израчунава се снага губитака на грудној површини:

$$P_{Fr1} = \tau_{p,Fr1} v_{ch} b \left( \frac{1}{2} l_{c1} + \frac{1}{6} l_p \right). \quad (2.48)$$

Заменом израза за тангенцијални напон (2.33') у (2.48) добија се:

$$P_{Fr1} = F_{\gamma t} v_{ch} \frac{l_{c1} + \frac{1}{3}l_p}{l_{c1} + l_p}. \quad (2.49)$$

Снага утрошена у секундарној зони смицања дефинише се разликом учинака контактних напона у граничним зонама струготине, једначина (2.46), и учинка трења, једначина (2.49):

$$P_{Sh2}^* = (P_{Fr1} + P_{Sh2})^* - P_{Fr1} = F_{\gamma t} v_{ch} + (1 - \eta)F_{\phi t} v_{\phi} - F_{\gamma t} v_{ch} \frac{l_{c1} + \frac{1}{3}l_p}{l_{c1} + l_p},$$

$$P_{Sh2}^* = F_{\gamma t} v_{ch} \left( 1 - \frac{l_{c1} + \frac{1}{3}l_p}{l_{c1} + l_p} \right) + (1 - \eta)F_{\phi t} v_{\phi}, \quad (2.50)$$

Секундарна зона смицања се завршава у  $x = l_p$ , јер одавде надаље у зони трења, која је суседна зона секундарне зоне смицања, више није присутна никаква пластична деформација.

Одређивање компоненте снаге на контакту обратка и леђне површине резног клина, која обухвата зону трења на леђној површини и зону терцијарног смицања, није могуће на основу модела формирања струготине који су дали *Ernst & Merchant*. На основу овог модела претходно су израчунате снаге на грудној површини и у равни смицања. У реалним условима, посебно при високим брзинама, чак и при краткотрајном резању хабање алата није занемарљиво. Због тога се мора узети у обзир и зона трења на леђној површини, при чему се као нападне силе фиктивно узимају силе које делују на грудној површини. Микрографија површинског слоја обратка показује да је на одређеној дубини дошло до пластичног деформисања. Ова чињеница указује на постојање зоне терцијарног смицања. Она је посебно релевантна у случајевима веома високих брзина резања.

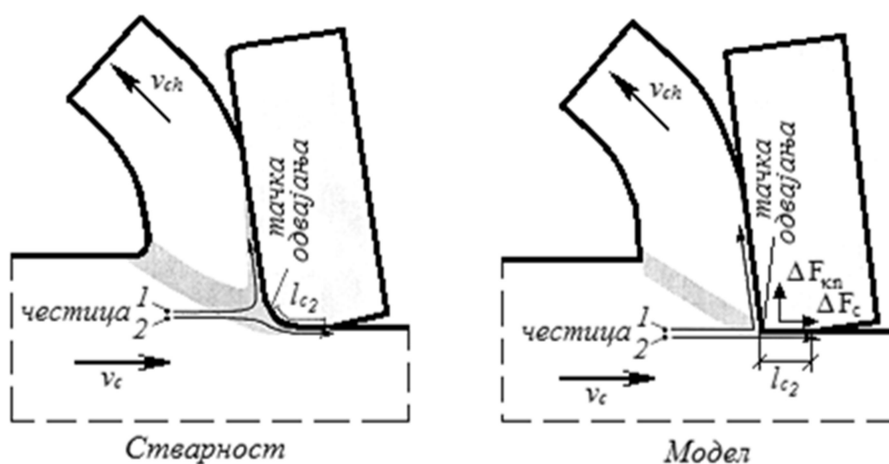
На основу студија које је радио *Harris* [107], снага у зони трења на леђној површини, (сл. 2.16), одређује се као функција главног отпора резања  $F_c$ , дужине фрикционе зоне  $l_{c2}$  и дебљине струготине  $h$ . Прираштај тангенцијалне силе на контакту на леђној површини је:

$$\Delta F_c = \frac{C_F K_{c1} F_c l_{c2}}{h}, \quad (2.51)$$

а за нормалну силу:

$$\Delta F_{kn} = \frac{C_F K_{c2} F_{kn} l_{c2}}{h}.$$

Вредности константи су експериментално одређене у [107] и износе  $K_{c1} = 0,0671$  и  $K_{c2} = 0,0528$ .  $C_F$  је фактор за подешавање размере при итеративном прилагођавању снаге топлотног извора и усклађивању прорачунских са измереним вредностима температуре.



Слика 2. 16. Стварни изглед и модел зоне трења на леђној површини [37, 107]

Силе на грудној површини морају се кориговати за овај део па постају:

$$F_c^* = F_c - \Delta F_c, \quad F_{kn}^* = F_{kn} - \Delta F_{kn}$$

тако да се аутоматски мора кориговати и вредност за тангенцијалну силу  $F_{\phi t}$  у примарној зони смицања.

Укупна снага у зони трења на леђној површини и зони терцијарног смицања одређује се на основу прираштаја тангенцијалне силе  $F_c$  (2.51) на тој површини и одговарајуће брзине (брзина резања)  $v = v_c$ :

$$P_{Fr2} + P_{Sh3} = \Delta F_c v_c = \frac{C_F K_{c1} F_c l_{c2}}{h} v_c. \quad (2.52)$$

Дистрибуција снаге ових извора између поменуте две зоне се дефинише интеграцијом локалне расподеле смичућег напона и брзина у зони трења. Нормални напон у

материјалу изазива сила нормална на површину трења. Ради упрошћења претпоставља се њена униформна расподела по дужини контакта као и константни коефицијент трења. Услед тога, може се узети да је смичући напон константан по дужини зоне контакта  $l_{c2}$  [103] (сл. 2.13).

Средња вредност напона смицања може се израчунати преко тангенцијалне силе:

$$\tau_{p,Fr2} = \frac{\Delta F_c}{b l_{c2}}. \quad (2.53)$$

За брзину је усвојена расподела као у зони трења на грудној површини (сл. 2.13), јер се пластично деформисање одвија у граничној зони:

$$u(y) = v_c \left( 1 + \frac{2}{3l_{c2}} (y - l_{c2}) \right). \quad (2.54)$$

Интеграљењем производа ове две функције (2.53 и 2.54) по  $y$  добија се израз за снагу у зони трења на леђној површини:

$$P_{Fr2} = \frac{2}{3} \tau_{p,Fr2} v_c l_{c2} b = \frac{2}{3} \Delta F_c v_c. \quad (2.55)$$

Део снаге утрошен у зони терцијарног смицања је разлика између укупне снаге на леђној површини, једначина (2.52) и учинка трења на овој површини, једначина (2.55) и може се израчунати:

$$P_{Sh3} = (P_{Fr2} + P_{Sh3}) - P_{Fr2} = \frac{1}{3} \Delta F_c v_c. \quad (2.56)$$

Имајући у виду дате изразе за компоненте снаге у појединим зонама у даљем тексту биће израчунате снаге топлотних извора релевантних за загревање алата, обратка и струготине.

Сумарни приказ компонената снаге резања дат је у табели 2.1.

Табела 2.1: Компоненте снаге резања

Снага у зони	Израз за израчунавање
примарног смицања	$P_{Sh1}^* = \eta F_{\phi t} v_{\phi}$
секундарног смицања	$P_{Sh2}^* = F_{\gamma t} v_{ch} \left( 1 - \frac{l_{c1} + \frac{1}{3} l_p}{l_{c1} + l_p} \right) + (1 - \eta) F_{\phi t} v_{\phi}$
терцијарног смицања	$P_{Sh3} = \frac{1}{3} \Delta F_c v_c = \frac{1}{3} \frac{C_F K_{c1} F_c l_{c2}}{h} v_c$
трења на грудној површини	$P_{Fr1} = F_{\gamma t} v_{ch} \frac{l_{c1} + \frac{1}{3} l_p}{l_{c1} + l_p}$
трења на леђној површини	$P_{Fr2} = \frac{2}{3} \Delta F_c v_c = \frac{2}{3} \frac{C_F K_{c1} F_c l_{c2}}{h} v_c$

Снага резања рачуна се као збир појединачних компонента:

$$P = P_{Sh1}^* + P_{Sh2}^* + P_{Sh3} + P_{Fr1} + P_{Fr2}. \quad (2.57)$$

### 3. ТЕРМОДИНАМИЧКЕ ПОЈАВЕ У ЗОНИ РЕЗАЊА

У зони резања услед пластичног деформисања и трења на контактним површинама алата и обратка долази до генерисања топлоте. Топлота се дистрибуира из зоне резања у струготину, алат, обрадак и околну средину. Посебно негативан утицај има топлота која прелази у алат. Последица тога је пад тврдоће алатног материјала услед чега долази до интензивнијег хабања и пластичног деформисања резних елемената алата, губљења резних способности и затупљења.

Генерисана топлота у зони резања узрокује загревање резних елемената алата до температура које често премашују 800 °С. Температуре при којима долази до распада тврде мартензитне структуре челика, односно отпуштања структуре остварене термичком обрадом брзорезног челика, налазе се у интервалу 500 до 600 °С. Код тврдих метала изнад 800 °С долази до пада механичких својстава. Услед тога се појачава хабање и убрзава затупљење [108].

Од вредности и расподеле температуре у зони резања поред постојаности и хабања алата, зависе и чврстоћа и степен деформације материјала, тачност димензија и квалитет обрађене површине. Отуда је испитивање, мерење и познавање вредности и распореда температуре у алату и обратку од изузетног практичног значаја. На основу ових сазнања могу се одредити оптимални услови и режими обраде.

Експериментална истраживања су показала да температура резања представља један од најутिकाјнијих фактора на физичка својства обрађиваног материјала па тиме и на коефицијент трења  $\mu$  на контакту струготине и грудне површине резног клина алата, појаве наслагe на врху резног клина, отпоре резања, фактор сабијања струготине  $\lambda$  и стварни угао резања  $\delta = \alpha + \beta$  [9].

Термодинамика резања проучава:

- ◆ локацију, облике, распоред и јачину топлотних извора и понора,

- ◆ дистрибуцију генерисане топлоте у току процеса резања,
- ◆ законе промене температуре у зони резања (алату, струготини и обратку),
- ◆ температурска поља у зони резања,
- ◆ хлађење и утицај СХП на температурска поља.

Изучавање термодинамике резања базира се на аналитичким, нумеричким и експерименталним методама. На основу ових сазнања могуће је тумачење и предвиђање термофизичких појава у зони резања, управљање топлотним процесима, њихова оптимизација и адаптивно управљање обрадним системима.

### 3.1. ГЕНЕРИСАЊЕ И ДИСТРИБУЦИЈА ТОПЛОТЕ

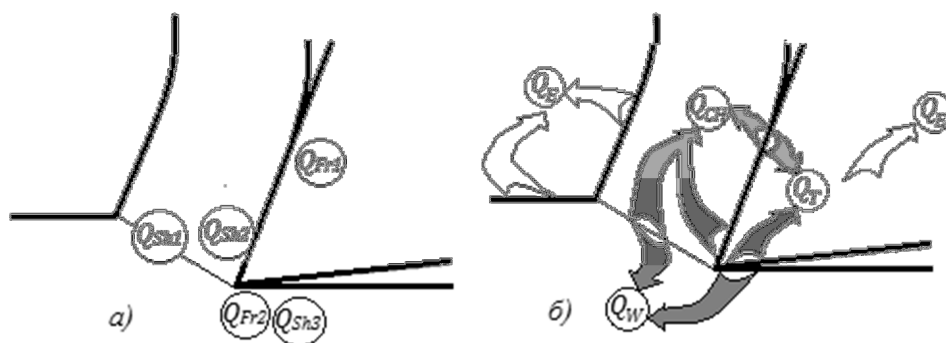
Енергија која се доведе, у процесу резања се троши на деформисање материјала предмета обраде и савладавање сила трења на контактним површинама резног клина алата (грудној и леђној). Највећим делом она се претвара у топлоту. Зато се узима да је количина генерисане топлоте у јединици времена једнака средњој снази резања  $P_c$  датај изразом (2.42):

$$Q = F_c v_c . \quad (3.1)$$

У складу са теоријским поставкама датим у поглављу 2.1. јављају се зоне у којима долази до трансформисања механичке у топлотну енергију. Топлота се генерише (сл. 3.1.а) у зони примарног смицања пластичним деформисањем и смицањем материјала резног слоја при његовом трансформисању у струготину  $Q_{Sh1}$ , на контакту грудне површине и струготине (у зони секундарног смицања  $Q_{Sh2}$  и зони трења  $Q_{Fr1}$ ) и на контакту леђне површине алата са обрађеном површином предмета обраде (у зони трења  $Q_{Fr2}$  и зони терцијарног смицања  $Q_{Sh3}$ ). Анализом јачина топлотних извора закључује се да извор у зони смицања има далеко највећи удео у укупној количини генерисане топлоте (75 до 80%). Други по уделу је извор на грудној површини (19 до 22,5%). Извори на леђној површини имају вишеструко мањи удео. Укупна количина топлоте може се приказати као збир појединачних топлота наведених извора [76]:

$$Q = Q_{Sh1} + Q_{Sh2} + Q_{Fr1} + Q_{Fr2} + Q_{Sh3} . \quad (3.2)$$





Слика 3.1. Топлотни извори и дистрибуција топлоте у зони резања

Кретање површине струготине која се граничи са грудном површином алата бива ометано дејством силе трења у супротном смеру од смера њеног кретања. Како се даљи слојеви крећу брже у односу на слојеве ближе контактної површини, чије је кретање ометано, долази до релативног померања једних у односу на друге, а самим тим и до појаве унутрашњег трења услед кога се генерише топлота  $Q_{Sh2}$ . На контактима (струготина-грудна површина и леђна површина-обрадак) ради се о релативном кретању храпавих површина у условима изузетно високих вредности нормалних сила. При релативном кретању два чврста тела, на контактним површинама додир се остварује по врховима неравнина. При том долази до периодичног формирања и раскидања контаката (еластичних и пластичних). У принципу, чак и ако силе трења на макроскопском нивоу изазивају чисто еластичне ефекте, у стварности се, микроскопски посматрано, не могу искључити пластичне деформације. Молекуларно динамичке симулације процеса трења између метала потврђују овај приступ [106]. Аутори рада [106] су у условима трења клизања извршили прорачун температурских поља за различите материјале у контакту, показујући да енергија пластичне деформације у близини контактних површина највећим делом представља губитак.

На фотографијама граничних зона струготине и обратка уочава се изражена пластична деформација, па се може закључити да се у контактним зонама јавља напон смицања. Услед тога се јавља и топлотни извор у терцијарној зони смицања који се мора узети у обзир посебно у случајевима ултра високих брзина резања.

Дистрибуција укупне количине генерисане топлоте (сл. 3.1.б) у широј зони резања врши се између: струготине  $Q_{CH}$  (86 до 52%), алата  $Q_T$  (3 до 7%), обратка  $Q_W$  (20 до 36%) и околине  $Q_E$  (1 до 5%) [82]. При високобрзинској обради са струготином одлази

и до 95%  $Q$ , па је загревање алата и предмета обраде незнатно [37, 76]. При дистрибуцији топлоте задовољен је први закон термодинамике:

$$\delta Q = \delta U + \delta W_{d1}, \quad (3.3)$$

који, пошто елементи обрадног система (алат, обрадак) и струготина не врше рад у термодинамичком смислу (као што је случај нпр. при промени запремине гаса), показује да се настала топлота троши на промену њихове унутрашње енергије, односно:

$$U = Q = Q_{Sh1} + Q_{Sh2} + Q_{Fr1} + Q_{Fr2} + Q_{Sh3} = Q_T + Q_{CH} + Q_W + Q_E. \quad (3.4)$$

Карактер дистрибуције топлоте зависи од поступка обраде, брзине резања, топлотне проводљивости материјала обратка и алата, димензија обратка и алата итд.

Без обзира што највећи део топлоте одлази у струготину, долази до високих термичких оптерећења алата, тим више што су димензије врха резног клина мале, па се јавља велика густина топлоте.

## 3.2. ИЗВОРИ И ПОНОРИ ТОПЛОТЕ

При обради метала резањем скида се материјал (додатак за обраду) са обратка на тај начин што се дејством резног алата преводи у струготину. При том се доводи механичка енергија која се троши на пластично деформисање и савлађивање отпора трења, највећим делом се трансформишући у топлоту.

У зони примарног смицања, пластичним деформисањем које је праћено релативним клизањем танких ламела и одвајањем, скинути материјал обратка даље наставља клизање по грудној површини резног клина у облику струготине. На тај начин се формира слојевита структура у виду нагнутих ламела чији су крајеви, у граничном слоју на наличју, повијени супротно од смера кретања. Узрок оваквог повијања ламела је трење на грудној површини. Услед великих сила притиска и брзине кретања, на контактним површинама струготине и резног клина, истовремено се јављају две, по природи различите силе трења. Унутрашње, у кочионом слоју и спољашње које настаје по изласку контактних зрна материјала из кочионог слоја, у области где су силе

притиска мање. Све овде описане појаве доводе до интензивног генерисања топлоте, а свака од описаних зона је извор топлоте.

Течење материјала кроз кочиони слој одвија се у врло сложеним условима које карактерише истовремено деловање механичких и топлотних оптерећења. Ове појаве утичу различито. Док услед механичких оптерећења долази до ојачавања материјала и повећања тврдоће, топлотна делују супротно (у смислу снижавања). Деформационо стање у овој области карактерише велики интензитет и брзина деформације. При великим брзинама деформације дислокације немају времена да изађу на границе кристалних зрна него остају блокиране. Зато тврдоћа у овој области, а нарочито у граничном слоју, расте у односу на полазну тврдоћу. Топлотна оптерећења доводе до омекшавања материјала, али је ова појава слабије изражена при већим брзинама резања. Утицај топлотне компоненте је значајнији тек при мањим брзинама резања.

За илустрацију кретања материјала уочене су две имагинарне честице које су означене на слици 2.16. Овде је приказан поједностављен изглед путања честица у зони трења на грудној и леђној површини, при чему се комплексност различитих ефеката не може узети у обзир. Честица 1 проласком тачке одвајања на сечиву одлази у струготину, док честица 2 остаје на обрађеној површини. Због радијуса врха сечива, који се хабањем повећава, тачка одвајања не налази се на најнижој тачки сечива. У моделима се претпоставља да је сечиво са идеалном оштрицом. Искуство показује да је у стварности честица 2 изложена сложеној деформацији. Њој се после смичуће деформације на излазу из примарне зоне смицања догађа још једна јака деформација, у материјалу долази до одвајања, потом ефекат трења у зони на леђној површини где поред тога трпи и притисно оптерећење (притиска је сечиво) и на крају смичућа деформација под дејством тангенцијалних сила које делују у зони трења. Све ове појаве изазивају загревање честица, што се у моделу апроксимира углавном загревањем од стране извора у зони трења на леђној површини и терцијарној зони смицања.

Топлотни флуks се дефинише као први извод генерисане количине топлоте по времену:

$$\dot{q} = \frac{dQ}{dt} \cdot$$

Ово је вектор који има правац нормале на површину, а смер протока топлоте [109]. Знак овог вектора је позитиван ако је усмерен као јединични вектор нормале. Ако се флукс сведе на јединицу површине, добија се густина топлотног флукса  $q$  са којом ће се на даље оперисати у топлотним прорачунима.

У оквиру овог истраживања треба израчунати температурско поље у резном алату при чему се врши термоелектрично хлађење како би се сагледали ефекти хлађења и испитале могућности примене. Имајући у виду локацију топлотних извора, конструкцију система и положај термоелектричног модула, јасно је да се ради о просторном проблему, па је потребно наћи математички модел који га третира на такав начин. При том се такође морају имати у виду ограничења која намеће расположиви софтвер. У оквиру овог истраживања коришћен је софтверски пакет *PAK-T*, развијен на Катедри за примењену механику, Факултета инжењерских наука у Крагујевцу, о чему се водило рачуна при изради математичког модела.

Термодинамички модел процеса обраде резањем, који ће бити основа ових прорачуна, приказан је на слици 3.2, где се даје локација појединих извора и понора. Топлотни извори су места на којима се генерише топлота која условљава пораст температуре посматраног тела. Топлотни флукс има смер од извора према унутрашњости тела. Топлотни понори су места на којима се одаје топлота тела, смерови топлотних флуксева су од тела према другом телу или околној средини, услед чега опада температура посматраног тела. Термини топлотни извор и понор морају се узимати условно. Ако се нпр. посматра размена топлоте зрачењем између алата и обратка: са аспекта алата (предаје топлоту) ради се о топлотном понору, док за обрадак (прима топлоту) ово представља топлотни извор.

Топлотни извори су (сл. 3.2) [5, 36]:

- ◆  $q_1$  - топлотни извор који настаје услед трења на месту контакта грудне површине алата и струготине,
- ◆  $q_2$  - топлотни извор који настаје у кочионом слоју струготине услед унутрашњег трења при релативном клизању појединих слојева због различитих брзина,
- ◆  $q_3$  - топлотни извор који настаје на месту контакта леђне површине алата и обратка,

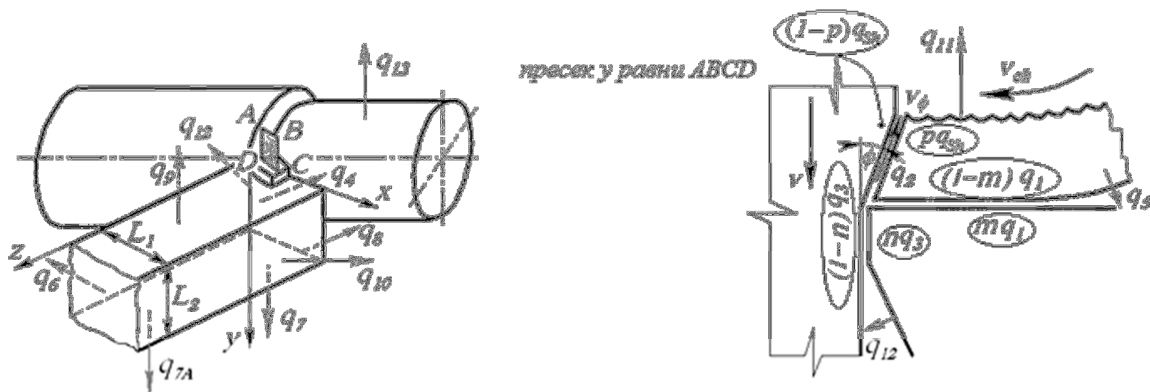
◆  $q_{Sh}$  - топлотни извор који настаје у зони смицања, услед пластичног деформисања материјала,

Док су топлотни понори следећи:

◆  $q_4$  и  $q_{12}$  - топлотни понори где се топлота преко леђне површине алата зрачењем предаје обратку,

◆  $q_5$  - топлотни понор где се топлота са наличија струготине зрачењем предаје резном алату,

◆  $q_6$ ,  $q_7$ ,  $q_9$  и  $q_{10}$  - топлотни понори где се топлота алата природном конвекцијом предаје околина,



Слика 3.2. Локација извора и понора и дистрибуција топлоте [5, 36]

◆  $q_{7A}$  - топлотни понор на месту контакта тела алата са машином, где се топлота преко носача алата предаје машини,

◆  $q_8$  - топлотни понор где се топлота са леђне површине алата принудном конвекцијом предаје околина,

◆  $q_{11}$  - топлотни понор где се топлота струготине конвекцијом предаје околина,

◆  $q_{13}$  - топлотни понор где се топлота обратка конвекцијом предаје околина.

### 3.2.1. ПРОРАЧУН СНАГЕ ИЗВОРА ТОПЛОТЕ

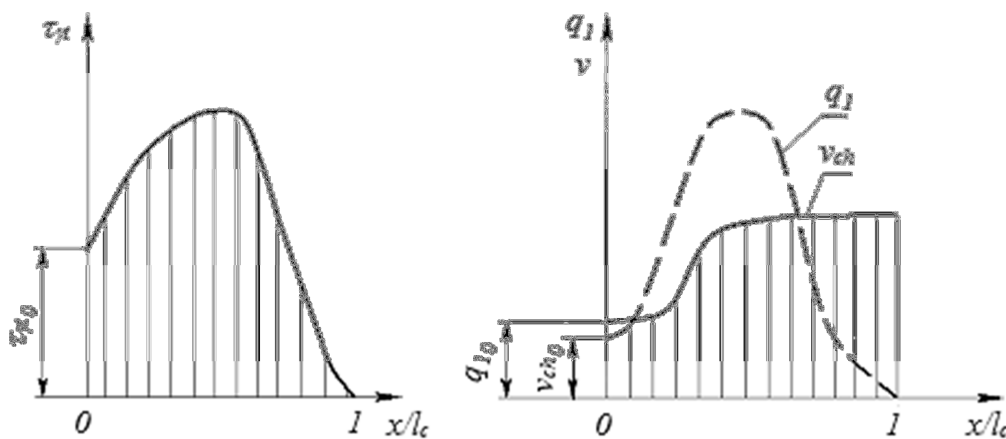
#### Компонента $q_1$

Топлотни извор на грудној површини настаје као последица трења, а генерисана топлота пропорционална је раду силе трења  $F_{\gamma t}$  у јединици времена која је дата једначином (2.45). Дељењем са површином  $A_r$ , добија се израз за густину топлотног флуksа овог извора:

$$q_1 = \frac{1}{M} \tau_{\gamma t} v_{ch}, \quad (3.5)$$

где је:  $\tau_{\gamma t}$  - специфична сила трења на грудној површини (сила трења  $F_{\gamma t}$  сведена на јединицу стварне површине контакта  $A_r$ ,  $N/m^2$ ).

Принципијелни изглед стварних дијаграма промене величина  $\tau_{\gamma t}$  и  $v_{ch}$  по дужини контакта, дат је у функцији односа  $x/l_c$  ( $x$  - текућа координата) (сл. 3.3). Ови дијаграми конструишу се на основу експерименталних истраживања. Брзина клизања одређена је на основу фотографије микроструктуре струготине диференцирањем путања честица при деформацији [5]. Прерачунавањем ових вредности по дужини контакта на основу једначине (3.5) израчунава се тражена густина топлотног флуksа за овај извор  $q_1$ .



Слика 3.3. Дијаграми  $\tau_{\gamma t}$ ,  $v_{ch}$  и  $q_1$  по дужини контакта [5]

Општи израз за израчунавање густине топлотног флуksа извора  $q_1$  је облика:

$$q_1 = q_{10} \exp \left[ A \left( \frac{x}{l_c} \right) - B \left( \frac{x}{l_c} \right)^2 \right], \quad (3.6)$$

где је  $q_{1_0}$  - вредност снаге поменутог извора за  $x/l_c = 0$ , срачуната помоћу израза:

$$q_{1_0} = \frac{1}{M} \tau_{yt_0} v_{ch_0}. \quad (3.7)$$

Почетна тачка  $x/l_c = 0$  је на врху резног клина, а  $x/l_c = 1$  на крају контакта струготине и грудне површине.

У једном од новијих модела [37], који је базиран на радовима *Taya* (1976) и *Lia* (1995), због природе процеса генерисања топлоте врши се подела зоне контакта на грудној површини на две области. Укупна снага која се троши на контакту дата је изразом (2.45), а снага топлотног извора за произвољни КЕ у области  $0 \leq y \leq l_p$ , може се израчунати коришћењем следеће једначине:

$$\dot{\Phi}_{I,JFr1} = \tau_{p,Fr1} v_{ch} \frac{V_{I,J}}{B_{Fr1}} \left( \frac{1}{3} + \frac{2}{3l_p} \Delta y_{Fr1} \left( J - J_{Fr1}' + \frac{1}{2} \right) \right),$$

а у области  $l_p \leq y \leq l_c$ :

$$\dot{\Phi}_{I,JFr1} = \tau_{p,Fr1} v_{ch} \frac{V_{I,J}}{B_{Fr1}} \left( 1 - \frac{1}{l_c - l_p} \left( \Delta y_{Fr1} \left( J - J_{Fr1}' + \frac{1}{2} \right) - l_p \right) \right).$$

Овде су I и J мрежни индекси КЕ у  $x$  - и  $y$  - правцу,  $V_{I,J}$  запремина КЕ,  $B_{Fr1}$  ширина зоне трења,  $\Delta y_{Fr1}$  дужина КЕ у  $y$  - правцу и  $J_{Fr1}'$  мрежни индекс почетног КЕ у зони трења. Мрежа КЕ у овој области је креирана на начин да дужине  $\Delta y_{Fr1}$  буду константне.

Ефекти у зонама трења, у овим нумеричким прорачунима нису као у већини коришћених модела у цитираној литератури везани за контактну површину струготине што се дефинише граничним условима, већ су у просторним коначним елементима узети као запремински топлотни извори. Овај приступ је физички реалнији, под условом да су димензије ћелија КЕ у зони трења довољно мале. У супротном долази до грешака у вредности максималне температуре и температурних градијената [37].

### **Компонента $q_2$**

При клизању струготине по алату, услед високих притисака и отпора трења на грудној површини, долази до бржег кретања горњих слојева у односу на гранични слој у струготини. Због неједнакости брзина, између поменутих слојева јавља се унутрашње

треће, па због тога настаје топлотни извор. Густина топлотног флукса извора једнака је [5]:

$$q_2 = \frac{1}{M} \tau_y v_\varepsilon, \quad (3.8)$$

где је:  $\tau_y$  - напон смицања у кочионом слоју, а  $v_\varepsilon$  - брзина смицања у кочионом слоју.

Приближан аналитички израз за линију деформације добијен на основу фотографија струготине је:

$$y = k \sin\left(\frac{\pi}{c}x\right) + nx. \quad (3.9)$$

За сваку линију величине  $k$ ,  $c$  и  $n$  одређују се поступком графичког диференцирања, једноставним мерењем са фотографије. Према теорији пластичности важи однос:

$$\varepsilon = \frac{1}{y'} = \frac{1}{\frac{\pi}{c}k \cos\left(\frac{\pi}{c}x\right) + n}, \quad (3.10)$$

где је  $y'$  - извод функције (3.9).

Одговарајући апроксимативни изрази за карактеристичне величине били би [5]:

$$\varepsilon = \varepsilon_0 \left(1 - \frac{y}{y_0}\right)^{\beta_j}, \quad v_{ch} = \frac{v}{\lambda}, \quad t = \frac{\Delta s}{v_{ch}},$$

$$v_\varepsilon = \frac{\varepsilon}{t} = \frac{dv_y}{dy}, \quad \tau_y = \tau_t \varepsilon^{n_j} = \tau_t \varepsilon_0 \left(1 - \frac{y}{y_0}\right)^{\beta_j \cdot n_j},$$

где је  $\Delta s$  - пређени пут зрна по линији текстуре у односу на раван смицања за време  $t$ .

Заменом поменутих величина у једначини (3.8), и сређивањем израза добија се:

$$q_2 = \frac{\tau_t \varepsilon_0^{n_j+1}}{t M} \left(1 - \frac{y}{y_0}\right)^{\beta_j(n_j+1)}. \quad (3.11)$$

За анализирани случај у литератури [5, 36] се налази вредност за  $n_j = 0,2$ , а експоненти  $\beta_j$  и  $n_j$  одређени су графички. За режиме обраде  $v = 100$  m/min,  $a_p = 1,0$  mm и  $f = 0,15$  mm/o добија се густина топлотног флукса у облику:



$$q_2 = 171,65 \cdot 10^8 \left(1 - \frac{y}{y_0}\right)^{2,6}. \quad (3.12)$$

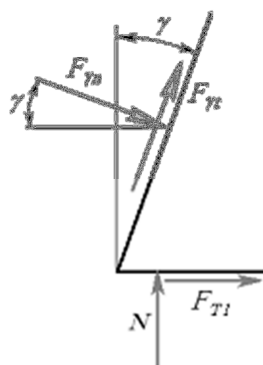
Овај извор настаје у струготини при брзинама резања већим од 60 m/min [5], али како је у овом раду интересантно температурско поље које настаје у резном алату, неће му бити посвећена посебна пажња, без обзира што се испитивање врши при  $v = 100$  m/min. У моделу [37] и у случају овог извора снага се своди на јединицу запремине, а специфична снага је  $\dot{\Phi}_{I, Jsh2}$ .

### Компонента $q_3$

Густина топлотног флукса овог извора дата је изразом:

$$q_3 = \frac{1}{M} \tau_l v. \quad (3.13)$$

Да би се могла одредити специфична сила трења на леђној површини, мора претходно бити дефинисана вредност нормалне силе  $F_{\gamma n}$  и силе трења на грудној површини  $F_{\gamma t}$ .



Слика 3.4. Одређивање сила на леђној површини резног клина

Нормална и сила трења на леђној површини (сл. 3.4) одређују се из израза:

$$N = F_{\gamma n} \sin \gamma - F_{\gamma t} \cos \gamma,$$

$$F_{T1} = \mu (F_{\gamma n} \sin \gamma - F_{\gamma t} \cos \gamma),$$

па је

$$\tau_l = \frac{\mu (F_{\gamma n} \sin \gamma - F_{\gamma t} \cos \gamma)}{b l_{c1}}, \quad (3.13')$$

где је:  $\tau_l$  - специфична сила трења на површини резања, а  $v$  - брзина резања.

Као што се може приметити снага топлотног извора на леђној површини резног клина одређена је на основу фиктивног оптерећења које стварно делује на грудној површини.

Заменом (3.13') у (3.13) добија се израз за густину топлотног флукса у облику:

$$q_3 = \frac{1}{M} \frac{\mu (F_{\gamma n} \sin \gamma - F_{\gamma t} \cos \gamma)}{b l_{c1}} v. \quad (3.14)$$

Тангенцијална сила апроксимира се изразом облика [5, 36]:

$$F_{\gamma t} = b \tau_0 \cos \gamma \int_0^{l_c} \exp \left[ A \left( \frac{x}{l_c} \right) + B \left( \frac{x}{l_c} \right)^2 \right] dx.$$

Ако се извор сведе на запремински, снага топлотног извора произвољног КЕ изражена преко специфичне запреминске снаге дата је изразом облика [37]:

$$\dot{\Phi}_{I,JFr2} = \tau_{p,Fr2} v_c \frac{V_{I,J}}{B_{Fr2}} \left( 1 + \frac{2}{3l_{c2}} \left( \Delta x_{Fr2} \left( I - I_{Fr2}' + \frac{1}{2} \right) - l_{c2} \right) \right).$$

### **Компонента $q_{sh}$**

Настаје у равни смицања у процесу настанка струготине. Компонента снаге која одговара овом топлотном извору дата је једначином (2.43). Одговарајућа густина топлотног флукса рачуна се као:

$$q_{sh} = \frac{1}{M} \tau_{\phi t} v_{\phi}, \quad (3.15)$$

где је:  $\tau_{\phi t}$  - напон смицања у равни смицања, а  $v_{\phi}$  - брзина смицања.

Према теорији датај у литератури напони смицања (добијени изједначавањем радова сила смицања и сила притисака) били би:

$$\tau_{\phi t} = \frac{F_c}{f b \lambda}, \quad (3.16)$$

где је  $\lambda$  - фактор сабијања струготине.

С друге стране, пошто су познате силе у равни смицања и површина смицања, напон је једноставније дефинисати као:

$$\tau_{\phi t} = \frac{F_{\phi t}}{A_{ch}} = \frac{F_c}{A} \frac{\sin \phi \cos(\phi + \rho - \gamma)}{\cos(\rho - \gamma)}. \quad (3.16')$$

Брзина смицања рачуна се као:

$$v_{\phi} = v \frac{\cos \gamma}{\cos(\phi - \gamma)}. \quad (3.17)$$

Величина деформације је:

$$\varepsilon_s = \frac{\lambda^2 - 2\lambda \sin \gamma + 1}{\lambda \cos \gamma}.$$

За конкретне вредности  $\gamma = 0^\circ$  и  $\lambda = 2$ , величина деформације је  $\varepsilon_s = 2,5$ .

$$q_{sh} = \frac{F_c v}{M A} \frac{\sin \phi \cos(\phi + \rho - \gamma)}{\cos(\rho - \gamma)} \frac{\cos \gamma}{\cos(\phi - \gamma)}. \quad (3.18)$$

Милеров модел [37], за разлику од дотадашњих модела који смицање посматрају у једној равни, зону смицања посматра као запремину облика правилног паралелопипеда. Користећи компоненту снаге која је дата изразом (2.44) и њеним свођењем на јединицу запремине  $V_{sh1}$ , добија се специфична снага запреминског извора у зони примарног смицања  $\dot{\Phi}'''_{sh1}$ ,  $W/m^3$ . На овај начин претпостављена је униформна расподела снаге извора по целој запремини ове зоне. Сада се снага запреминског извора произвољног коначног елемента (I,J) у овој зони може представити у облику производа специфичне јачине запреминског извора и запремине тог елемента  $V_{I,J}$ :

$$\dot{\Phi}_{I,Jsh1} = \beta \dot{\Phi}'''_{sh1} V_{I,J} = \beta \frac{P_{sh1}^*}{V_{sh1}} V_{I,J}, \quad (3.18')$$

где су мрежни индекси I у правцу x и J у правцу y - осе.

Како је тежиште овог рада хлађење резног алата, а овај извор није релевантан, то неће бити израчунавана његова снага.

У моделу [37] узима се у обзир и зона терцијарног смицања чија је снага означена као  $\dot{\Phi}_{I,Jsh3}$ , али како се овде ради о вишеструко мањим брзинама резања, овај извор је ирелевантан за конкретне услове обраде на које се примењује ТЕ хлађење, па неће бити

узет у обзир. Као и за све остале изворе и овде је специфична снага сведена на јединицу запремине.

Израчунавање генерисане топлоте на алату врши се узимајући у обзир топлотне изворе  $q_1$  и  $q_3$ , уз множење топлотних флуксева коефицијентима дистрибуције.

### 3.2.2. ПРОРАЧУН СНАГЕ ПОНОРА ТОПЛОТЕ

#### *Компонента $q_5$*

После напуштања контакта са алатом, површина струготине са стране алата наставља и даље кретање изнад њега, предајући алату путем зрачења део топлотне енергије.

Према законима термодинамике који се односе на пренос топлотне енергије зрачењем, количина топлоте која се на тај начин предаје алату биће [5, 36]:

$$\dot{q}_5 = \bar{F}_{1-2} A_5 C_c \left[ \left( \frac{T_1}{100} \right)^4 - \left( \frac{T_2}{100} \right)^4 \right] \varepsilon_{ekv}, \quad \frac{\text{J}}{\text{s}}, \quad (3.19)$$

где је:  $C_c = 5,7 \text{ W/m}^2\text{K}^4$ ,  $\varepsilon_{ekv}$  - еквивалентни коефицијент емисије и  $\bar{F}_{1-2}$  - геометријски параметар зрачења (одређује се графичким поступком и у конкретном случају износи 0,7) [36].

#### *Компоненте $q_4$ и $q_{12}$*

Као и у претходном случају размењена количина топлотне енергије у јединици времена биће:

$$\dot{q}_i = \bar{F}_{1-2} A_i C_c \left[ \left( \frac{T_1}{100} \right)^4 - \left( \frac{T_2}{100} \right)^4 \right] \varepsilon_{ekv}, \quad i = 4, 12. \quad (3.20)$$

Поступак одређивања појединих величина дат је у [5, 36] тако да овде неће бити детаљнијег улажења у ту проблематику, тим пре што је у овом случају утицај зрачења занемарен.

**Компоненте  $q_6$ ,  $q_7$ ,  $q_9$  и  $q_{10}$** 

У процесу резања неке површине алата су у контакту са мирним ваздухом (флуидом), па се размена топлоте између алата и околине врши природном (слободном) конвекцијом.

Специфични топлотни флуksi за наведене поноре се одређују применом једначине облика:

$$q_i = \alpha_i \Delta T_i, \quad \frac{W}{m^2}, \quad (3.21)$$

а количина топлоте у јединици времена која се размени преко неке од површина је:

$$\dot{q}_i = A_i \alpha_i \Delta T_i, \quad \frac{J}{s}. \quad (3.22)$$

Коефицијенти прелаза топлоте зависе од: облика и димензија површине и њеног положаја у простору, физичких својстава материјала конкретнoг тела, од својстава околине (густине, топлотне проводљивости и вискозности, које су функције температуре) и разлике температура (на површини и температуре околине  $\Delta T$ ). Зависност коефицијената прелаза топлоте обично је дата емпиријским формулама или дијаграмски [110-116].

Због начина кретања честица флуида при преносу топлоте конвекцијом дефинише се коефицијент прелаза топлоте за вертикалне површине, док се за хоризонталне узима 0,7 (за доњу), а 1,3 (за горњу) од вредности за вертикалне површине [5, 36]. Ови односи су добијени уз претпоставку да је дебљина брзинског граничног слоја једнака дебљини температурног.

**Компонента  $q_{7A}$** 

У процесу резања алат је стегнут у носачу алата. Пренос топлоте са алата на носач врши се преко површине контакта. Како ове површине нису идеално глатке додир се остварује преко врхова дискретно распоређених микронеравина. Због тога се јавља отпор при преносу топлоте са површине алата на машину.

У општем случају важи:

$$q_{7A} = \frac{1}{R_t} (T_1 - T_2) , \frac{W}{m^2} , \quad (3.23)$$

при чему је:

$$\frac{1}{R_t} = \frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2} + \frac{1}{R_3} ,$$

где је:

$R_1$  - отпор провођењу топлоте површине ножа,

$R_2$  - отпор провођењу топлоте површине носача алата и

$R_3$  - отпор провођењу топлоте ваздушног слоја.

Количина топлоте која се у јединици времена, кондукцијом размени са носачем је:

$$\dot{q}_{7A} = \frac{1}{R_t} A_{7A} \Delta T , \frac{J}{s} . \quad (3.24)$$

### **Компонента $q_{11}$**

Средња вредност коефицијента прелаза топлоте са струготине у околину, у условима малих брзина струјања ваздуха ( $v = 1,42$  m/s) на површини струготине биће [5, 36]:

$$\alpha_{sr} = Nu \frac{\lambda}{L} = 0,664 \sqrt[3]{Pr} \sqrt{Re} \frac{\lambda}{L} ,$$

при чему су вредности Рејнолдсовог и Прантловог броја за конкретан случај одређене у [5].

Специфични топлотни флуks од струготине у околину је:

$$q_{11} = \alpha_{sr} \Delta T , \frac{W}{m^2} , \quad (3.25)$$

а одговарајући топлотни флуks:

$$\dot{q}_{11} = \alpha_{sr} A_{11} \Delta T , \frac{J}{s} . \quad (3.26)$$

### **Компонента $q_{13}$**

Топлотни флуks услед конвекције са обратка у околину биће:

$$\dot{q}_{13} = \alpha_{sr} A_{13} \Delta T, \frac{\text{J}}{\text{s}}. \quad (3.27)$$

### Компонента $q_8$

Услед обртног кретања предмета обраде настаје брзинско поље које значајно утиче на коефицијент прелаза топлоте са чеоне површине алата на околину. Имајући у виду то, биће:

$$\alpha_{sr} = Nu \frac{\lambda}{H} = 0,664 \sqrt[3]{Pr} \sqrt{Re} \frac{\lambda}{H},$$

при чему је  $H$  - висина ножа, а вредности Рејнолдсовог и Прантловог броја за конкретан случај одређене у [5].

Специфични топлотни флуks овог понора:

$$q_8 = \alpha \Delta T, \frac{\text{W}}{\text{m}^2}. \quad (3.28)$$

Топлотни флуks који се са помоћне леђне површине конвекцијом преда околини биће:

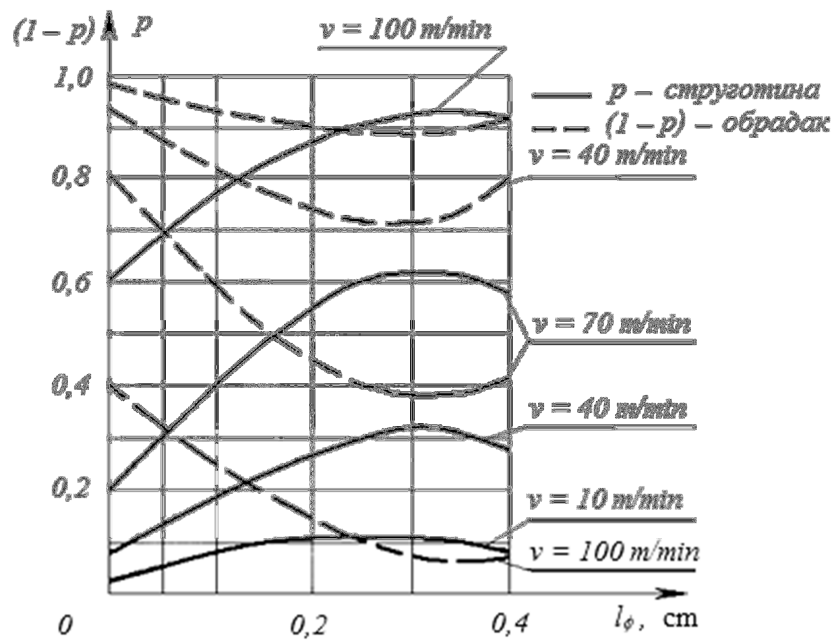
$$\dot{q}_8 = \alpha_{sr} A_8 \Delta T, \frac{\text{J}}{\text{s}}. \quad (3.29)$$

При прорачуну температурског поља у алату помоћу МКЕ поред топлотних извора морају се узети и топлотни понори  $q_6, q_7, q_9, q_{10}, q_8$  и  $q_{7A}$ .

## 3.3. КОЕФИЦИЈЕНТИ ДИСТРИБУЦИЈЕ ТОПЛОТЕ

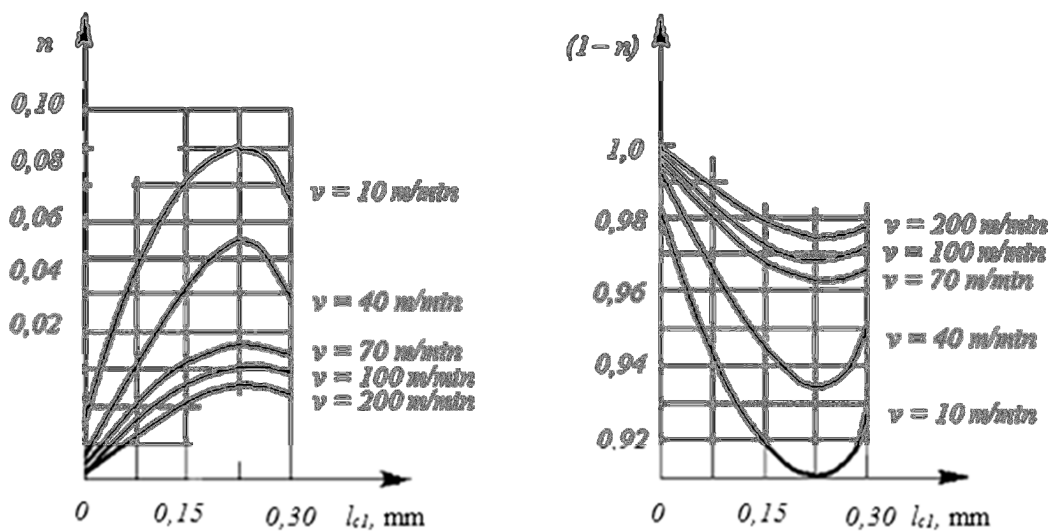
Да би се дефинисала дистрибуција топлотне енергије полази се од претпоставке о једнакости температуре на контактним површинама посматраних тела. Како је одређивање коефицијената дистрибуције детаљно дато у цитираној литератури [5, 36], овом приликом ће та проблематика бити обрађена на начин и у мери која ће омогућити практичну примену добијених резултата.

Вредности коефицијента дистрибуције топлотне енергије  $p$ , у равни смицања, дате су дијаграмски (сл. 3.5). Ове вредности су одређене за сваку тачку контакта.



Слика 3.5. Вредности коефицијента дистрибуције у равни смицања [5, 36]

Дистрибуција топлотне енергије између леђне површине алата и обратка дефинисана је коефицијентом дистрибуције  $n$  (сл. 3.6), чија је вредност дата у функцији дужине контакта.

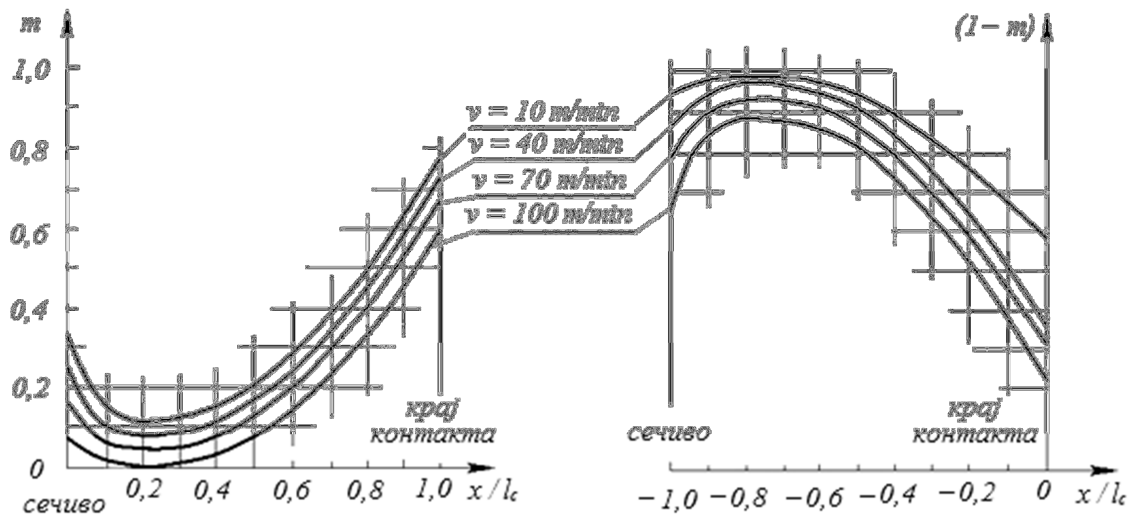


Слика 3.6. Вредности коефицијента дистрибуције на леђној површини алата [5, 36]

Прорачун дистрибуције је нешто сложенији на грудној површини обзиром на комплексан утицај извора који настају у равни смицања, кочионом слоју и на леђној



површини алата. Вредности овог коефицијента по дужини контакта, у зависности од брзине кретања струготине по грудној површини алата, дате су на слици (сл. 3.7).



Слика 3.7. Вредности коефицијента дистрибуције на грудној површини алата [5, 36]

### 3.4. МОДЕЛИ ТЕМПЕРАТУРСКИХ ПОЉА У ЗОНИ РЕЗАЊА

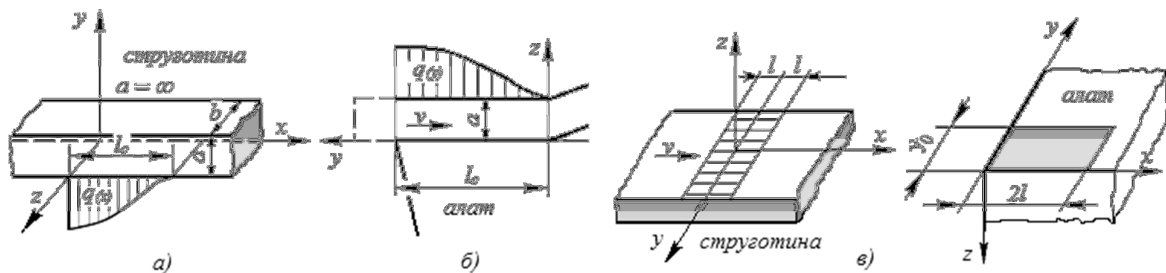
Први теоријски рад који се бавио изучавањем топлотних појава у зони резања на бази закона провођења топлоте и елемената математичке физике, објавио је *М. М. Левицки* [5], али је исти услед честе критике био више пута прерађиван. Он је пошао од претпоставке да је температура дуж контакта струготине и алата константна, те да се топлота простире у једном правцу, при чему је било потребно решити парцијалну диференцијалну једначину:

$$\frac{\partial T}{\partial t} = a \frac{\partial^2 T}{\partial x^2}, \quad 0 < x < l$$

за следеће почетне и граничне услове:

$T_{(x,0)} = 0$ ;  $T_{(0,t)} = T_{sr}$ ;  $T_{(l,t)} = 0$ ; где је  $l$  - дубина до које је продро топлотни фронт за време  $t$ ,  $a = \lambda/\rho c$ ,  $m^2/s$  - коефицијент топлотне дифузије. Средња температура у струготини, у граничној зони до наличја  $T_{sr}$ , рачуната је као аритметичка средина  $T_w$ ,  $T_{Fr1}$  и  $T_{Sh1}$  (средње вредности температура: радног предмета, на контакту струготине са алатом и у равни смицања, респективно).

У овој области значајно место заузимају радови *А. Н. Резникова* [34], који полази од Келвиновог решења једначине провођења топлоте у неограниченом телу, а затим користећи методу фиктивних, симетричних извора топлоте прелази на ограничена тела. Модел струготине је полуограничена плоча дебљине  $a$ , где се извор креће великом брзином и увођењем два координатна система (покретног и непокретног) исти се понаша као да стоји (сл. 3.8.а). Топлотни извори се према њему налазе у равни смицања, на контакту струготине и алата и на контакту алата и предмета обраде.



Слика 3.8. Модели температурских поља [5]

$$a \left( \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) = \frac{\partial T}{\partial t}, \quad (3.30)$$

за  $-\infty < x < \infty$ ;  $0 < y < \infty$ ;  $0 < z < b$ ; и  $t > 0$ , и узимајући да сва топлота са гурдне површине одлази у струготину  $q(x)$ , а такође да су бочне и горња површина адијабатске, тј. преко њих струготина не врши топлотну размену са околином, гранични услови се по њему могу представити као:

$$\lambda_{CH} \frac{\partial T}{\partial y_{(y=0)}} = q(x), \quad (3.31)$$

за  $0 < x < l_c$  и

$$\lambda_{CH} \frac{\partial T}{\partial x_{(y=a)}} = 0, \quad \lambda_{CH} \frac{\partial T}{\partial y_{(z=0,b)}} = 0, \quad (3.31)$$

за  $0 < z < b$  и  $0 < y < \infty$ . На овај начин добијен је израз за температурско поље у струготини.

Модел ножа код Резникова је полуограничен клин, чији се прорачун врши независно од прорачуна температурног поља у струготини при чему се узима у обзир и размена топлоте са околином на леђној површини. Притом се узима да је десна страна једначине (3.30) једнака нули.

Модел *P. I. Bobrika* (сл. 3.8.б), у односу на претходни представља извесно побољшање, јер је узето у обзир кретање извора, али недостатак му је као и у претходном случају што се занемарује количина топлоте која се преко грудне површине предаје алату. Такође и модели реалних тела су слични као у претходном случају. Пошло се од једначине:

$$a \left( \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) = -v \frac{\partial T}{\partial x}, \quad (3.32)$$

за  $0 < x < h_{ch}$ ;  $-\infty < y < +\infty$ ;  $0 < z < +\infty$ ; и  $t \rightarrow \infty$ . Такође и код овог модела, за алат, се узима да је десна страна претходне једначине једнака нули.

Гранични услови за струготину:

$$\lambda_{cH} \frac{\partial T}{\partial z(z=0)} = q(y), \quad 0 < y < l_c; \quad 0 < x < h_{ch}, \quad (3.33)$$

остале површине су адијабатске, па су граничне вредности исте као у претходном случају. Овде се такође не узимају у обзир понори топлоте, као ни извор у кочионом слоју, који реално постоје. За алат је узето:

$$\lambda_T \frac{\partial T}{\partial z(z=0)} = q = const., \quad 0 < y < l_c, \quad (3.33')$$

остале површине су адијабатске.

*B. T. Chao*, *K. J. Trigger* и *E. Sun* су пошли од једначине истог облика, али су њихови прорачуни претпостављали неједнаку дистрибуцију топлотне енергије између струготине и алата, која је касније одређена из допунских услова који важе за контакт на грудној површини. Поред ове, прва двојица научника учинила су и следеће претпоставке: 1) струготина је полуограничено круто тело са бесконачном ширином извора који је дуж контакта; 2) термичке карактеристике се не мењају у току посматрања; 3) остварено је квази-стационарно температурско поље, односно, температура у температурском пољу извора се стабилизовала; 4) топлотни губици се занемарују и 5) резање се одвија уобичајеним режимима обраде, алатима од тврдог метала. Према њима (сл. 3.8.в), гранични услови имају следећи облик:

$$\lambda_{cH} \frac{\partial T}{\partial z(z=0)} = q(x)p(x), \quad -l < x < l; \quad -\infty < y < +\infty, \quad (3.34')$$

$$\lambda_T \frac{\partial T}{\partial z(z=0)} = q_{(y)} m_{(y)}, \quad 0 < x < 2l; \quad 0 < y < y_0, \quad (3.34'')$$

где су  $p(x)$  и  $m(y)$  коефицијенти дистрибуције. Све остале површине су адијабатске.

Побољшану, али сличну методу развио је *E. Sun*, који је применом услова да је у свакој деоној тачки на контакту елементарна топлота трења, настала трошењем механичке енергије на савладавању отпора, једнака суми појединачних компонената које одлазе у струготину и алат, смањио број потребних итерација. Граничне услове узима у облику:

$$\lambda_{CH} \frac{\partial T}{\partial z(z=0)} = q_{CH(x)}, \quad -l < x < l; \quad -\infty < y < +\infty, \quad (3.35)$$

$$\lambda_T \frac{\partial T}{\partial z(z=0)} = q_{T(y)}, \quad 0 < x < 2l; \quad 0 < y < y_0, \quad (3.35')$$

$$q_{CH} + q_T = q. \quad (3.35''')$$

Све остале површине су адијабатске.

Са аспекта практичне примене интересантан је још модел који је развио *B. Müller* [37] 2004., а чији су поједини сегменти цитирани у претходним поглављима. Суштина је да су сви топлотни извори конвертовани у запреминске, проблем сведен на равански, а укупан учинак за произвољан КЕ је приказан као збир учинака свих релевантних топлотних извора:

$$\dot{\Phi}_{I,J} = \dot{\Phi}_{I,JSh1} + \dot{\Phi}_{I,JSh2} + \dot{\Phi}_{I,JSh3} + \dot{\Phi}_{I,JFr1} + \dot{\Phi}_{I,JFr2}. \quad (3.36)$$

Надаље се врши нумеричка интеграција диференцијалне једначине:

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t} = -\rho u c \frac{\partial T}{\partial x} - \rho v c \frac{\partial T}{\partial y} + \frac{\partial}{\partial x} \left( \lambda \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left( \lambda \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \dot{\Phi}, \quad (3.37)$$

где су  $u$  и  $v$  компоненте брзине кретања извора у правцима  $x$  и  $y$ , респективно.

За алат ће бити:

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t} = \lambda \left( \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} \right). \quad (3.38)$$

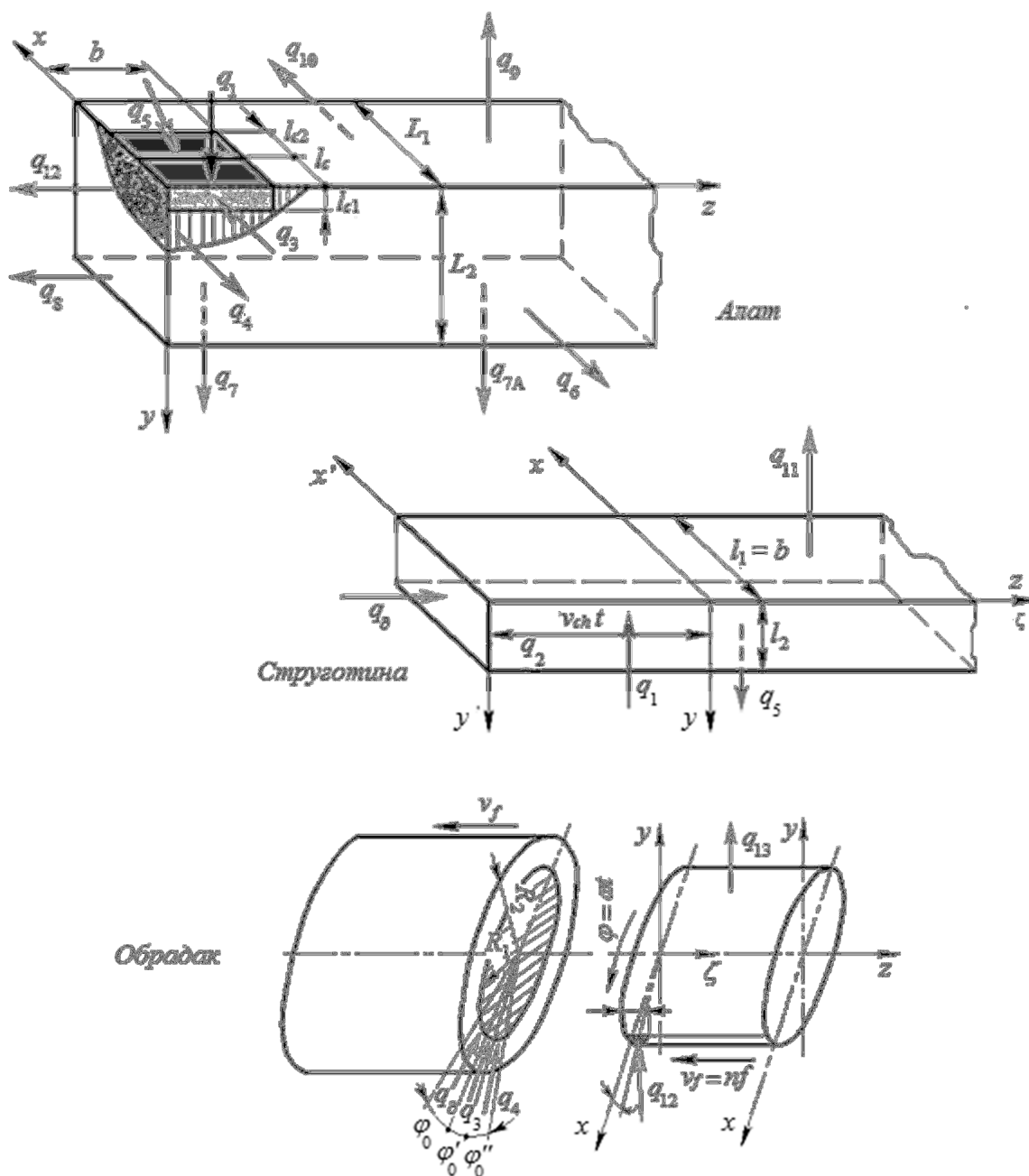
---

Решавање једначина се врши применом методе коначних елемената, при чему се као резултат добијају температурска поља у: алату, струготини и обратку. За нумерички прорачун постоји комерцијални програм CFD (Computational Fluid Dynamics) (1998).

Термодинамички модел који ће бити примењен за прорачун температурских поља у алату хлађеном помоћу ТЕМ, базира се, у делу који се односи на прорачун снаге топлотних извора, на радовима Душана Вукелје [5, 36]. Овај модел је, са аспекта облика почетних и граничних услова, најкомпатибилнији расположивом софтверу, PAK-T, а у истраживањима која је професор радио дао је добре резултате у поређењу са измереним вредностима. У оквиру ових експеримената, мерење температуре је вршено термопаром у једној тачки у зони контакта алата и струготине. У овој дисертацији дистрибуција топлоте описује се на исти начин као у поменутих радовима, факторима чије су вредности дате у претходном поглављу, а новине су унете у делу прорачуна снага топлотних понора и додавањем граничних услова који описују хлађење алата системом на бази ТЕМ.

У наредном поглављу су дате основе поменутог термодинамичког модела за прорачун температура резања у струготини, алату и обратку. У оквиру истраживања интересантно је само температурско поље у алату, како би били сагледани ефекти његовог хлађења системом на бази ТЕМ.

### 3. 5. БАЗНИ МАТЕМАТИЧКИ МОДЕЛ ТЕМПЕРАТУРСКОГ ПОЉА



Слика 3.9. Модели температурског поља у алату, струготини и обратку [5]

Математички модели температурских поља у струготини, алату и обратку које је развио Д. Вукеља приказани су на слици 3.9. Јачине топлотних извора и понора су

представљене густинама топлотних флуkseва  $q_i$ , а прорачун вредности за сваки од наведених биће приказан у оквиру математичког модела.

### **Модел температурског поља у струготини**

Модел је дат на (сл. 3.9), а диференцијална једначина има облик:

$$\rho_{CH} c_{CH} \frac{\partial T}{\partial t} = \lambda_{CH} \left( \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) + \Phi, \quad (3.39)$$

за  $t > 0$ ;  $-\infty < z < v_{cht}$ ;  $\zeta = v_{cht}$ ;  $0 < x < l_1$ ;  $0 < y < l_2$ .

Почетни услов:

$$T_{(x,y,z,0)} = T_E = T_0. \quad (3.40)$$

Гранични услови су следећи:

- На површини контакта струготине и алата

$$\lambda_{CH} \frac{\partial T}{\partial y_{(y=0)}} = (1 - m)q_{(\zeta)}, \quad 0 < x < l_1; \quad 0 < \zeta < l_c. \quad (3.41)$$

Фактором дистрибуције  $m$  узет је у обзир део ове топлоте који се предаје алату.

- Зрачење топлоте из струготине ка алату

$$\lambda_{CH} \frac{\partial T}{\partial y_{(y=0)}} = \sigma \varepsilon_1 \varepsilon_2 \bar{F}_{CH-T} (T_{CH}^4 - T_T^4), \quad 0 < x < l_1; \quad l_c < \zeta < l_c + l_{c1}. \quad (3.42)$$

- Прелаз топлоте са горње површине струготине у околину

$$\lambda_{CH} \frac{\partial T}{\partial y_{(y=l_2)}} = \alpha (T_{CH} - T_E), \quad 0 < x < l_1; \quad 0 < \zeta < vt. \quad (3.43)$$

- Топлота пластичног деформисања у равни смицања

$$\lambda_{CH} \frac{\partial T}{\partial z_{(z=0)}} = p q_{\partial}, \quad 0 < x < l_1; \quad 0 < y < l_2. \quad (3.44)$$

- Температуре на површини контакта са алатом су једнаке

$$T_{CH} = T_T, \quad \text{за } 0 < x < l_1; \quad y = 0; \quad 0 < \zeta < l_c. \quad (3.45)$$

**Модел температурског поља у алату**

Диференцијална једначина има облик:

$$\rho_T c_T \frac{\partial T}{\partial t} = \lambda_T \left( \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right), \quad (3.46)$$

за  $0 < x < L_1$ ;  $0 < y < L_2$ ;  $0 < z < +\infty$ ,  $t > 0$ .

Уз почетни услов:

$$T_{(x,y,z,0)} = T_0. \quad (3.47)$$

Обично се узима да је  $T_0$  температура околине.

Гранични услови су следећи:

- *Топлота коју алат прима на контакту са стругоотином*

$$\lambda_T \frac{\partial T}{\partial y_{(y=0)}} = m q_{1(x)}, \quad 0 < x < l_c; \quad 0 < z < b. \quad (3.48)$$

- *Топлота која се зрачењем од струготине преда алату*

$$\lambda_T \frac{\partial T}{\partial y_{(y=0)}} = q_5, \quad l_c < x < l_c + l_{c2}; \quad 0 < z < b. \quad (3.49)$$

- *Топлота настала на контакту са обратком коју прима алат*

$$\lambda_T \frac{\partial T}{\partial x_{(x=0)}} = n q_3, \quad 0 < y < l_{c1}; \quad 0 < z < b. \quad (3.50)$$

- *Прелаз топлоте преко спољних површина у околину*

$$\sum_i \lambda_T \frac{\partial T}{\partial n_i} = \sum_i \alpha_i (T_i - T_E), \quad i = 6,7,9,10,7A; \quad 0 < z < L. \quad (3.51)$$

при чему је: 7A - место на којем се топлота кондукцијом предаје носачу алата ( $\alpha_{7A} = 1/R_t$ ), а  $L$  - дужина тела ножа (држача резне плочице).

- *Топлота одзрачена из алата у обрадак*



$$\sum_i \lambda_T \frac{\partial T}{\partial n_i} = \sum_i \sigma \varepsilon_1 \varepsilon_2 \bar{F}_{T-W} (T_T^4 - T_W^4), \quad i = 4, 12. \quad (3.52)$$

### Модел температурског поља у обратку

Модел је дат на слици, а диференцијална једначина има следећи облик:

$$\frac{1}{a} \frac{\partial T}{\partial t} = \omega \frac{\partial T}{\partial \varphi} + \frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial T}{\partial r} + \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2 T}{\partial \varphi^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2}, \quad (3.53)$$

за  $0 \leq \varphi \leq 2\pi$ ;  $-\infty < z < -s n t$ ;  $0 < r < R_2$ ;  $-s n t < z < +\infty$ ;  $0 < r < R_1$ ;  $t > 0$ .

Почетни услов:

$$T_{(x,y,z,0)} = T_0. \quad (3.54)$$

Гранични услови су следећи:

- *Топлота деформисања предата обратку у равни смицања*

$$\lambda_W \frac{\partial T}{\partial \zeta_{(\zeta=0)}} = (1-p)q_0, \quad \varphi = \varphi_0 - \omega t; \quad -\varphi_0 < \varphi < 0; \quad R_1 < r < R_2. \quad (3.55)$$

- *Топлота коју алат преко фазете на леђној површини преда обратку*

$$\lambda_W \frac{\partial T}{\partial \zeta_{(\zeta=0)}} = (1-n)q_3, \quad 0 < \varphi < \varphi_0; \quad R_1 < r < R_2. \quad (3.56)$$

- *Топлота коју алат зрачењем са леђне површине преда обратку*

$$\lambda_W \frac{\partial T}{\partial \zeta_{(\zeta=0)}} = \sigma \varepsilon_1 \varepsilon_2 \bar{F}_{T-W} (T_T^4 - T_W^4), \quad \varphi_0' < \varphi < \varphi_0''; \quad R_1 < r < R_2. \quad (3.57)$$

- *Топлота која се са обрађене површине одзрачи у околину*

$$\lambda_W \frac{\partial T}{\partial r} = q_{13}, \quad 0 < \varphi < 2\pi; \quad 0 < \zeta < f n t. \quad (3.58)$$

- *На заједничкој површини се усваја да је:*

$$T_1 = T_2, \quad 0 < \varphi < 2\pi; \quad 0 < r < R_1; \quad \zeta = 0. \quad (3.59)$$

\*занемарен је извор на помоћној леђној површини  $q_{12}$ .

## 4. ОСНОВЕ ТЕРМОЕЛЕКТРИЧНОГ ХЛАЂЕЊА

### 4.1. ТЕРМОЕЛЕКТРИЧНЕ ПОЈАВЕ

Под појмом термоелектричне појаве подразумевају се појаве које обухватају три међусобно повезана ефекта: Томсонов (*Thompson*), Зебеков (*Seebeck*), и Пелтијеов (*Peltier*). Ове појаве су увек праћене Џуловим (*Joule*) ефектом. За разлику од прва три, Џулов ефекат је иреверзибилна појава.

#### 4.1.1. ТОМСОНОВ ЕФЕКАТ

Ако кроз проводник протиче струја, а његова температура по дужини опада или расте, он ће апсорбовати или одавати топлоту зависно од смера струје. Ако између два блиска пресека посматраног проводника постоји разлика температура  $dT$ , топлотни флуks на том делу биће:

$$d\dot{q}_T = \tau I dT .$$

Интеграцијом се добија укупни флуks Томсонове топлоте између топлог  $T_h$  и хладног краја  $T_c$  за цео проводник:

$$\dot{q}_T = I \int_{T_c}^{T_h} \tau(T) dT . \quad (4.1)$$

Проводник апсорбује топлоту ако је  $\dot{q}_T > 0$ , а исту одаје ако је  $\dot{q}_T < 0$ . Дакле, промена смера струје доводи до промене смера топлотног флуksа, па се може закључити да се ради о реверзибилном ефекту. У случају да су негативни носиоци проводљивости, Томсонов коефицијент  $\tau < 0$ . Проводник ће апсорбовати топлоту ако је смер струје од

хладног према топлом крају, а одаваће је околини у обрнутом случају. Ако су позитивни носиоци проводљивости,  $\tau > 0$ , а смер струје од хладног према топлом крају проводник одаје топлоту околини, у супротном исту апсорбује.

#### 4.1.2. ЗЕБЕКОВ ЕФЕКАТ

Ако се у струјном колу састављеном од два проводника  $a$  и  $b$  која су израђена од различитих материјала, спојеви одржавају на различитим температурама ( $T_h$  и  $T_c$ ), у њему ће се јавити електромоторна сила. Ако је прираштај температуре између две тачке у колу  $dT$ , прираштај електромоторне силе између њих биће:

$$dE_{Sab} = (\alpha_a - \alpha_b)dT = \alpha_{ab}dT .$$

Укупна електромоторна сила за струјно коло биће:

$$E_{Sab} = \int_{T_c}^{T_h} \alpha_{ab}(T)dT .$$

Услед тога у колу ће доћи до протицања електричне струје.

#### 4.1.3. ПЕЛТИЈЕОВ ЕФЕКАТ

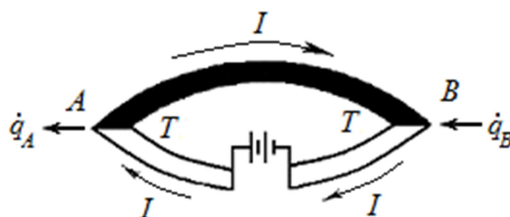
Супротно од Зебековог ефекта, ако у колу састављеном од два различита проводника, који се налазе на константној температури, протиче струја, један спој се загрева а други хлади. Ако се промени смер струје, спој који се хладио почеће да се загрева, а спој који се загревао да се хлади. Ова појава позната је под називом *Пелтијеов ефекат*.

Флукс Пелтијеове топлоте,  $\dot{q}_p$ , директно је пропорционалан јачини струје  $I$  која протиче кроз спој материјала [117-120]:

$$\dot{q}_p = \Pi I , \tag{4.2}$$

где је:  $\Pi$ ,  $W/A = V$  - *Пелтијеов коефицијент*. Ова топлота се апсорбује на хладном крају, а одаје на топлом и та физичка појава представља основни принцип на коме се

заснива рад термоелектричног модула. Најбољи ефекат хлађења биће уколико се за израду термопарова примене полупроводнички материјали.



Слика 4.1. Пелтијеов ефекат [117]

#### 4.1.4. ЦУЛОВ ЕФЕКАТ

При прогицању електричне струје кроз проводник силе електричног поља врше рад који се у целости трансформише у топлоту. Елементарна количина развијене топлоте за време  $dt$  у проводнику отпорности  $R$ , кроз који протиче струја  $I$  и између чијих крајева постоји напон  $U$  је:

$$dQ_J = RI^2 dt .$$

Флукс Цулове топлоте биће:

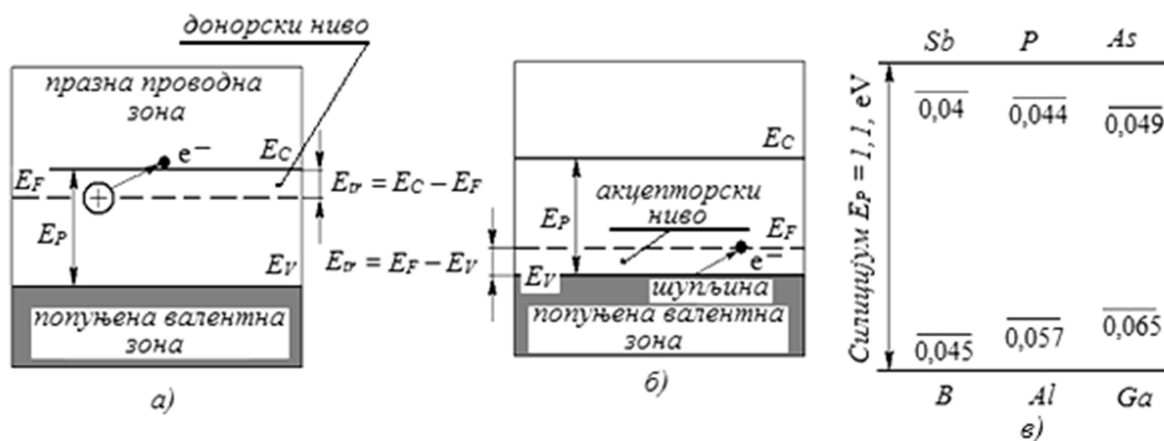
$$\dot{q}_J = RI^2 . \tag{4.3}$$

## 4.2. ПРОВОДЉИВОСТ У ПОЛУПРОВОДНИЧКИМ МАТЕРИЈАЛИМА

Термопарови се још називају и термоелементима. Термоелемент представља редну електричну и паралелну термичку везу два полупроводничка стубића (гране) који су повезани металним плочицама. Гране термоелемента морају бити израђене од два различита типа полупроводничких материјала да би се обезбедило његово правилно функционисање. Ово су примесни, тзв. допирани полупроводници који, уствари, представљају веома разблажене супституијске чврсте растворе, у којима примесни атоми имају различите валентне карактеристике у односу на атомску решетку

растварача, што је неопходно за остваривање електричне проводљивости ових материјала. Концентрације додатих, примесних атома у овим полупроводницима су обично у опсегу од  $10^2$  до  $10^3$  на милион атома растварача.

Према дијаграму енергетских зона за силицијум (сл. 4.2.в), сувишни електрон примесног атома из групе V-A (*Sb, P, As*) заузима енергетски ниво у забрањеном енергетском процепу непосредно, мало, испод празне проводне зоне. Такав енергетски ниво назива се *донорски ниво* јер је постигнут донорским примесним атомом који даје сувишни електрон. Електрони у енергетском донорском нивоу захтевају само малу количину енергије  $E_D$  да би се побудили у проводну зону. Кад сувишни електрон из донорског нивоа, апсорбујући потребну количину енергије, прескочи у проводну зону, остане непокретни позитивни јон (сл. 4.2.а). На овај начин се обезбеђује електрична проводљивост код полупроводника *n* - типа [121, 122].



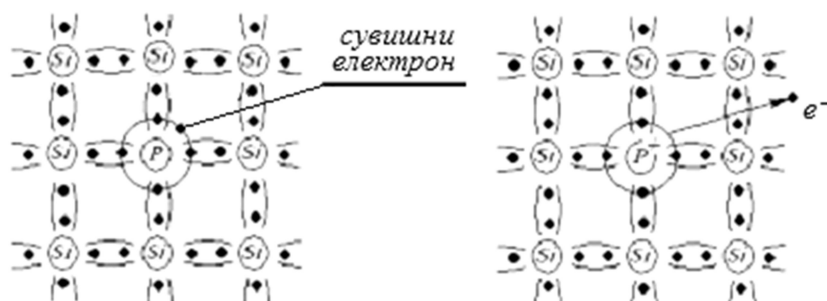
Слика 4.2. Дијаграми енергетских зона за примесне полупроводнике а) *n* - типа б) *p* - типа и в) износ јонизационих енергија (у eV) за различите примесе у силицијуму [121, 122]

За разлику од претходних, код *p* - типа полупроводника (сл. 4.2.б) проводљивост се остварује преко шупљина, које се понашају слично позитивном наелектрисању, тј. привлачи их негативан пол електричног поља. Узима се да шупљина има позитивно наелектрисање једнако по величини наелектрисању електрона. Енергија везе која одговара енергији потребној за одвајање електрона од атома силицијума, при чему настаје шупљина, за примесни *Al* износи само 0,057 eV. Ова величина енергије је мала у односу на 1,1 eV, износ енергије која је потребна за пренос електрона из валентне у проводну зону. Наиме, атом *Al* обезбеђује енергетски ниво који се назива акцепторски и мало је виши (0,057 eV) него највиши ниво попуњене валентне зоне силицијума. Кад

валентни електрон атома силицијума у близини атома алуминијума попуни електронску шупљину у валентној вези  $Al-Si$ , овај електрон се уздиже у акцепторски ниво при чему настаје негативни јон алуминијума. Атоми III-A групе као што су  $B$ ,  $Al$  и  $Ga$  који обезбеђују акцепторске нивое у силицијумским полупроводницима називају се акцепторским атомима.

Примесни атоми V-A групе као што су  $P$ ,  $As$  и  $Sb$  кад се додају силицијуму или германијуму обезбеђују лако јонизоване електроне за електричну проводљивост.

Механизам електричне проводљивости силицијума је приказан на (сл. 4.3). Ако примесни атом из групе елемената V-A (нпр. фосфор  $P^{5e}$ ) замени атом силицијума  $Si^{4e}$ , који је елемент групе IV-A, онда ће постојати вишак од једног електрона поред четири која су потребна за тетраедарску ковалентну везу, при чему је овај електрон компоненте слабо везан, тј. има малу енергију везе, па се под дејством прикљученог електричног поља лако одваја и постаје проводни, при чему долази до његовог кретања ка позитивном полу електричног кола. Губитком сувишног електрона, атом  $P$  постаје +1, позитиван јон. Примесни атоми који дају проводне електроне називају се донорским примесним атомима.

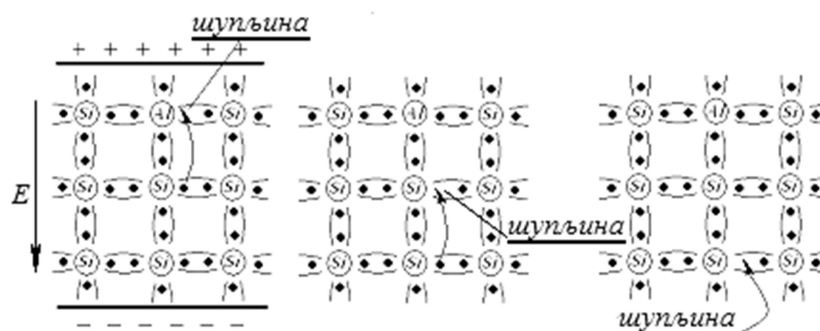


Слика 4.3. Остваривање проводљивости полупроводника  $n$ -типа [122]

Примесни атоми III-A групе као што су  $B$ ,  $Al$  и  $Ga$  кад се додају силицијуму обезбеђују акцепторске нивое који обезбеђују шупљинску проводљивост.

Додатком тривалентног  $Al^{3e}$ , као примесног атома у решетки четворовалентног  $Si^{4e}$  ствара се шупљина у једној од веза, јер недостаје један електрон (сл. 4.4). Под утицајем прикљученог електричног поља, уз потребну малу количину енергије привлачи се електрон од блиског атома растварача, при чему настаје непомићни јон примесе са

наелектрисањем  $-1$ . Нова шупљина настала у решетки растварача делује као позитивни носилац и њу привлачи негативни пол електричног поља.



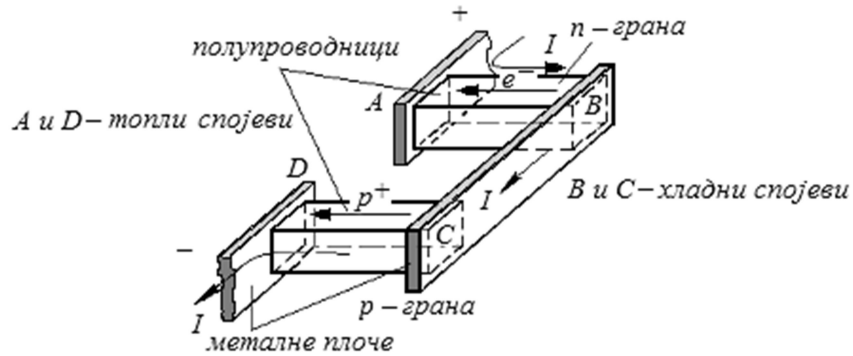
Слика 4.4. Остваривање проводљивости полупроводника  $p$  - типа [122]

### 4.3. ОСНОВНИ ТЕРМОЕЛЕМЕНТ

Термоелектрично хлађење базира се на чињеници да носиоци наелектрисања (електрони или шупљине), на спојевима полупроводник-метал, мењају енергију, апсорбујући исту од спојева или је предајући њима. За смер струје дат на слици 4.5. важи приказан распоред хладних и топлих спојева. Сваки термоелемент има две гране направљене од две различите врсте полупроводника:  $p$  - и  $n$  - типа. Код  $n$  - типа носиоци наелектрисања су електрони, а код  $p$  - типа то су шупљине, које се сматрају позитивним носиоцима. За приказани смер струје, носиоци наелектрисања апсорбују енергију у тачкама  $B$  и  $C$  чинећи ове спојеве хладним. Електрони се крећу супротно од смера струје (према “+” полу кола) и у споју  $A$  предају енергију кристалној решетки метала, што је праћено повећањем температуре споја. Позитивни носиоци крећу се у смеру кола (према “-” полу) предајући у тачки  $D$  енергију кристалној решетки метала, при чему се спој  $D$  загрева.

Уколико се смер струје промени, носиоци ће се кретати супротно, па ће логично хладни и топли спојеви заменити места. Због тога се овде искључиво користи једносмерна струја.

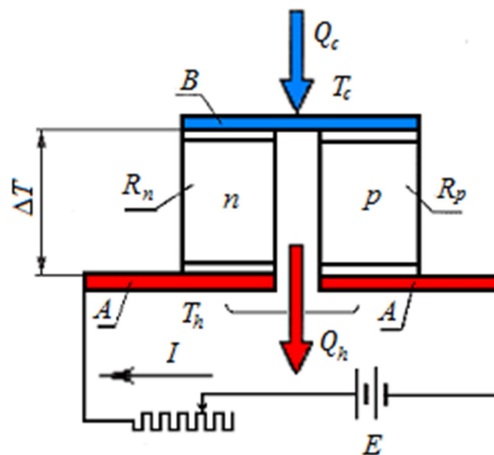
Ради постизања бољих ефеката хлађења, врши се повезивање више елемената у низ који називамо *термоелектричним модулом*, о чему ће бити више речи у даљем тексту.



Слика 4.5. Основни термоелемент

#### 4.3.1. ТОПЛОТНИ БИЛАНС ПРИ РАДУ ТЕ МОДУЛА

Као што је речено, термоелемент се састоји од две различите полупроводничке гране  $p$ - и  $n$ - типа (сл. 4.6).

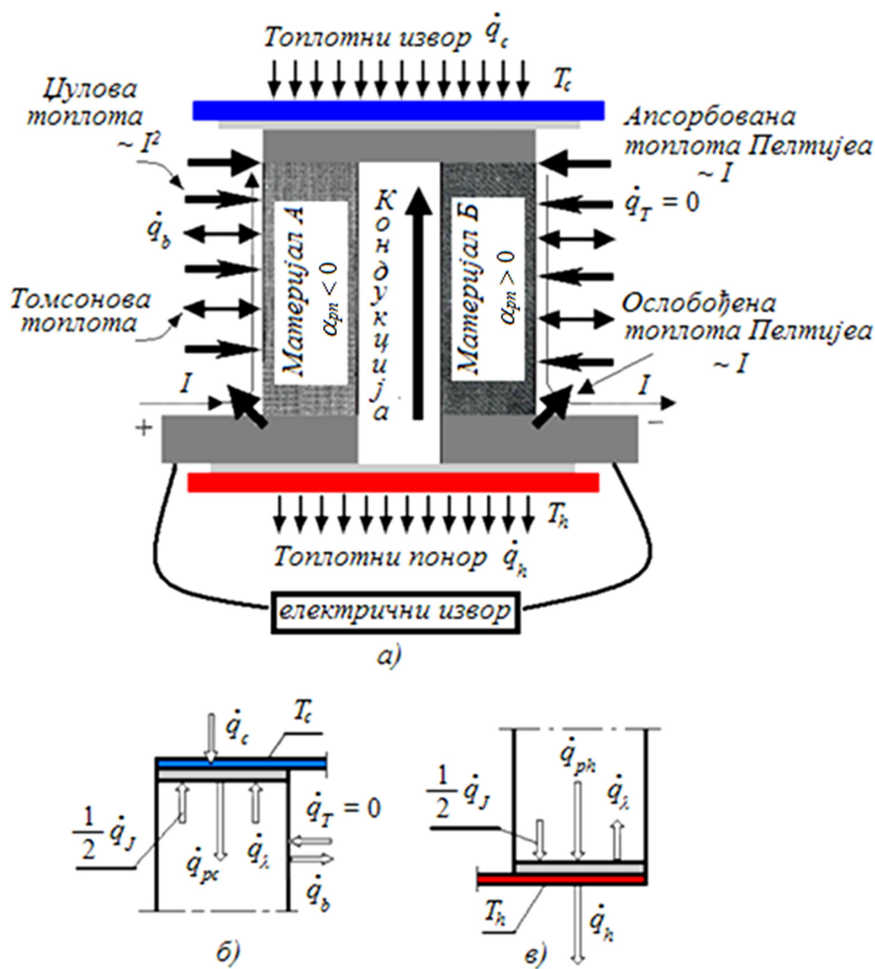


Слика 4.6. Идејна шема термоелемента за хлађење [123]

Повезивањем на извор једносмерне струје долази до појаве разлике температура на крајевима, тако да се хладни крај налази на температури  $T_c$ , а топли на температури  $T_h$ . Услед тога модул на хладној страни апсорбује топлоту  $Q_c$ , што доводи до хлађења објекта који је у контакту са њом. Ова количина топлоте зависи од разлике температура између спојева  $\Delta T$ . На топлој страни се ослобађа топлота  $Q_h$ . Да би се ефекат хлађења појачао, топлоту насталу на топлим спојевима потребно је одвести у околину.



Сви термоелектрични процеси у термоелементу приказани су топлотним флуксима на (сл. 4.7.а). Процеси који се одвијају на хладном споју приказани су на (сл. 4.7.б), а на топлотном на (сл. 4.7.в). На овој слици су:  $\dot{q}_{pc}$  и  $\dot{q}_{ph}$  - топлотни флуксеви Пелтијеа на хладном и топлотном споју, респективно;  $\dot{q}_c$  - снага хлађења (топлотни флукс који хладни спој апсорбује из околине, тј. простора који се хлади);  $\dot{q}_J$  - Џулов топлотни флукс;  $\dot{q}_\lambda$  - топлотни флукс између спојева који је последица топлотне проводљивости материјала грана и температурног градијента;  $\dot{q}_T$  - Томсонов топлотни флукс;  $\dot{q}_h$  - топлотни флукс који топли спој предаје околини и  $\dot{q}_b$  - топлотни флукс који гране размењују са околином преко бочних површина.



Слика 4.7. Термоелектрична слика: а) топлотни биланс једног термоелемента, б) хладни и в) топли спој [123, 124]

У условима топлотне равнотеже на хладном споју топлотни биланс је дефинисан једначином:

$$-\dot{q}_{pc} + \frac{1}{2}\dot{q}_J + \dot{q}_\lambda + \dot{q}_c = 0. \quad (4.4)$$

У овој једначини занемарен је утицај Томсонове топлоте и топлоте која се апсорбује преко бочних површина, мада се исте морају узети у обзир ако се захтева већа тачност. Такође је претпостављено да се топлотна енергија емитована у колу услед Џуловог ефекта равномерно распоређује између спојева тако да сваки спој апсорбује по  $\frac{1}{2}\dot{q}_J$ . Ефекат хлађења одређен је топлотним флуksom  $\dot{q}_c$ , који се може изразити из претходне једначине у облику:

$$\dot{q}_c = \dot{q}_{pc} - \frac{1}{2}\dot{q}_J - \dot{q}_\lambda. \quad (4.4)$$

Аналогно, на топлом споју биће:

$$\dot{q}_{ph} + \frac{1}{2}\dot{q}_J - \dot{q}_\lambda - \dot{q}_h = 0, \quad (4.5)$$

$$\dot{q}_h = \dot{q}_{ph} + \frac{1}{2}\dot{q}_J - \dot{q}_\lambda. \quad (4.5)$$

Топлотни флуks Пелтијеа (4.2)  $\dot{q}_{pc}$  и  $\dot{q}_{ph}$  може се изразити као функција физичких својстава материјала термоелемента и температуре спојева као:

$$\dot{q}_{pc} = (\alpha_p - \alpha_n)IT_c = \alpha_{pn}IT_c, \quad (4.6)$$

$$\dot{q}_{ph} = (\alpha_p - \alpha_n)IT_h = \alpha_{pn}IT_h, \quad (4.7)$$

где су  $\alpha_p$  и  $\alpha_n$  - апсолутни Зебекови коефицијенти за гране  $p$  и  $n$ , респективно, а  $\alpha_{pn}$  - релативни, односно, диференцијални Зебеков коефицијент.

Џулов топлотни флуks за термоелемент одређен је познатим Џуловим законом (4.3):

$$\dot{q}_J = I^2 R, \quad (4.8)$$

где је  $R$  - укупни електрични отпор термоелемента.

Топлотни флуks који одговара размени топлоте између спојева услед топлотне проводљивости материјала грана:

$$\dot{q}_\lambda = k(T_h - T_c) = k\Delta T, \quad (4.9)$$

где је  $k$  - специфична топлотна проводљивост.

Заменом парцијалних израза за поједине флуксе у полазним једначинама (4.4) и (4.5) добија се:

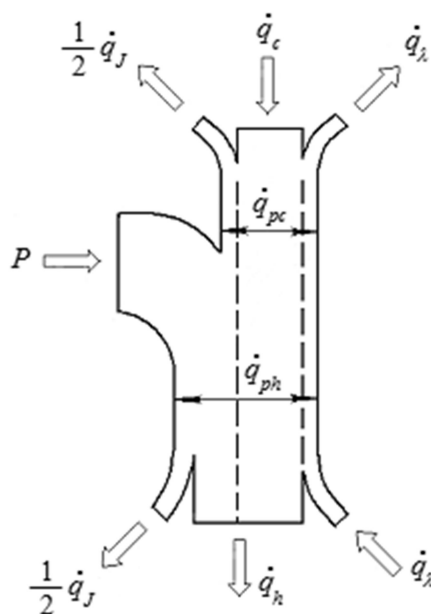
$$\dot{q}_c = \alpha_{pn}IT_c - \frac{1}{2}I^2R - k\Delta T, \quad (4.10)$$

$$\dot{q}_h = \alpha_{pn}IT_h + \frac{1}{2}I^2R - k\Delta T. \quad (4.11)$$

Одузимањем претходне две једначине се добија:

$$P = \dot{q}_h - \dot{q}_c = \alpha_{pn}I\Delta T + I^2R. \quad (4.12)$$

Лева страна једначине представља електричну снагу термоелемента  $P$  која је утрошена на термоелектричну снагу и снагу губитака услед Џулове топлоте (први и други члан са десне стране, респективно).



Слика 4.8. Топлотни биланс термоелемента за хлађење (Sankey-ов дијаграм)

Односно,

$$\dot{q}_h = P + \dot{q}_c \quad (4.13)$$

тј. топлотни флуks који се преко топлог споја предаје околини, представља збир топлотног флуksа који се одводи од објекта који се хлади (хладни спој) и електричне снаге уређаја  $P$ .

Енергетски биланс за оба споја термоелемента приказан је *Sankey*-овим дијаграмом на (сл. 4.8).

Ефикасност рада ТЕ уређаја, дефинише се коефицијентом перформансе  $COP$  (односно,  $\varepsilon$  или  $KP$ ), који представља однос апсорбоване топлоте (4.10) сведен на јединицу електричне снаге уређаја (4.12), у режиму хлађења:

$$COP = \frac{\dot{q}_c}{P} = \frac{\alpha_{pn}IT_c - \frac{1}{2}IR^2 - k\Delta T}{\alpha_{pn}\Delta Tl + I^2R}. \quad (4.14)$$

### ***Рад у режиму максималне снаге хлађења***

Топлота Пелтијеа у термоелементу расте пропорционално јачини струје (права  $\dot{q}_{pc}$ ) (сл. 4.9), Џулова топлота (крива  $\frac{\dot{q}_J}{2}$ ) се повећава пропорционално квадрату јачине струје, док је флуks кондукције од топлог ка хладном споју, узрокован проводљивошћу материјала грана, независан од јачине струје. Уочава се да апсорбована топлота постиже максимум при  $\Delta T = 0$  (*рад у режиму празног хода*). Такође се може видети, разматрајући промене  $\dot{q}_c$ , да расхладна моћ расте са порастом јачине струје, до постизања максимума, што се назива *радом у режиму максималне снаге хлађења*, а затим опада до нуле. При даљем повећању јачине струје хлађење прелази у загревање. Са порастом разлике температура међу спојевима снага хлађења се смањује за количину топлоте  $\dot{q}_\lambda$ , због топлотне проводљивости, независно од јачине струје ( $\dot{q}_\lambda = 0$ , за  $\Delta T = 0$ ). Услед губитака узрокованих топлотном проводљивошћу, хлађење се може постићи само до одређених вредности јачина струје [120].

Да би били одређени режими рада при којима ће снага хлађења бити максимална, први извод једначине (4.10) по јачини струје нападања мора бити једнак нули, односно:

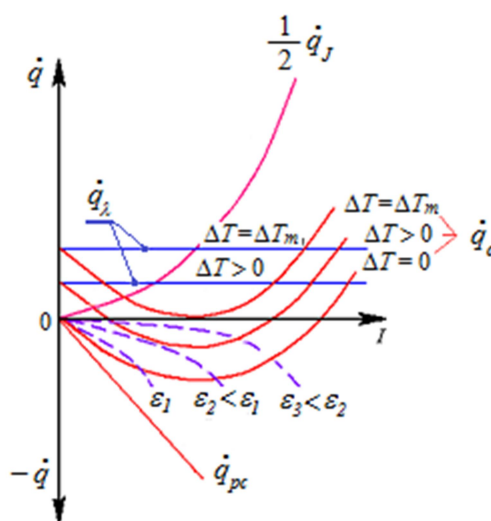
$$\frac{d\dot{q}_c}{dI} = 0, \quad (4.15)$$

одакле се налази оптимална јачина струје:

$$I_{opt} = \frac{\alpha_{pn} T_c}{R}. \quad (4.16)$$

Заменом оптималне јачине струје у једначини (4.10), добија се израз за максималну снагу хлађења, односно апсорбовану топлоту коју може да прими хладни спој од објекта који се хлади:

$$\dot{q}_{cmax} = \frac{\alpha_{pn}^2 T_c^2}{2R} - k\Delta T. \quad (4.17)$$



Слика 4.9. Зависност топлотних флукса на хладном споју од јачине струје [120]

Са дијаграма се уочава да се температурна разлика између хладног и топлог споја  $\Delta T_{max}$ , достиже при  $\dot{q}_c = 0$ , односно, када термоелемент ради без топлотног оптерећења хладног споја, тј. када је температура хладног споја минимална. Заменом вредности  $I = I_{opt}$ ,  $\Delta T = \Delta T_{max}$  и  $T_c = T_{cmin}$  у једначини (4.10), добија се [120, 124]:

$$\Delta T_{max} = \frac{\alpha_{pn}^2 T_{cmin}^2}{2Rk}. \quad (4.18)$$

Величине  $\alpha_{pn}$ ,  $R$  и  $k$  су карактеристике материјала термоелемената и у макроскопским размерама, када се не залази у структуру, ове величине су сматране константним за одређени материјал. Алтенкирх (*Altenkirch*) је 1911. године увео посебну ознаку [125] која обухвата утицај све ове три константе и коју је назвао *фактором добротe*  $Z$ ,  $K^{-1}$ :

$$Z = \frac{\alpha_{pn}^2}{Rk}, \quad (4.19)$$

па је

$$\Delta T_{max} = \frac{1}{2} Z T_{cmin}^2 . \quad (4.20)$$

Фактор доброте означава физичко својство материјала термоелемента и представља мерило за ниво усавршености и употребљивости термоелемента. То је самим тим централна величина у процесу оптимизације у циљу постизања максималне ефикасности термоелемента.

### ***Оптимални геометријски параметар***

Да би се оценио утицај геометријских параметара на функционисање термоелемента, потребно ја да се величине  $R$  и  $k$  које фигуришу у једначини (4.10) изразе у функцији геометријских величина:

$$R = \rho \frac{l}{S} ; \quad k = \lambda \frac{S}{l} . \quad (4.21)$$

где су:  $l$  и  $S$  - дужина и површина попречног пресека гране термоелемента. Уводећи геометријски параметар у облику:

$$G = \frac{S}{l} \quad (4.22)$$

претходне једначине добијају облик:

$$R = \frac{\rho}{G} , \quad k = \lambda G . \quad (4.23)$$

Заменом у (4.10) добија се:

$$\dot{q}_c = \alpha_{pn} I T_c - \frac{1}{2} I^2 \frac{\rho}{G} - \lambda G \Delta T . \quad (4.24)$$

Анализом претходне једначине уочава се да ће максимална снага хлађења бити постигнута у случајевима када је збир другог и трећег члана минималан. То ће бити у случају када је:

$$\frac{\partial \dot{q}_c}{\partial G} = 0 \quad (4.25)$$

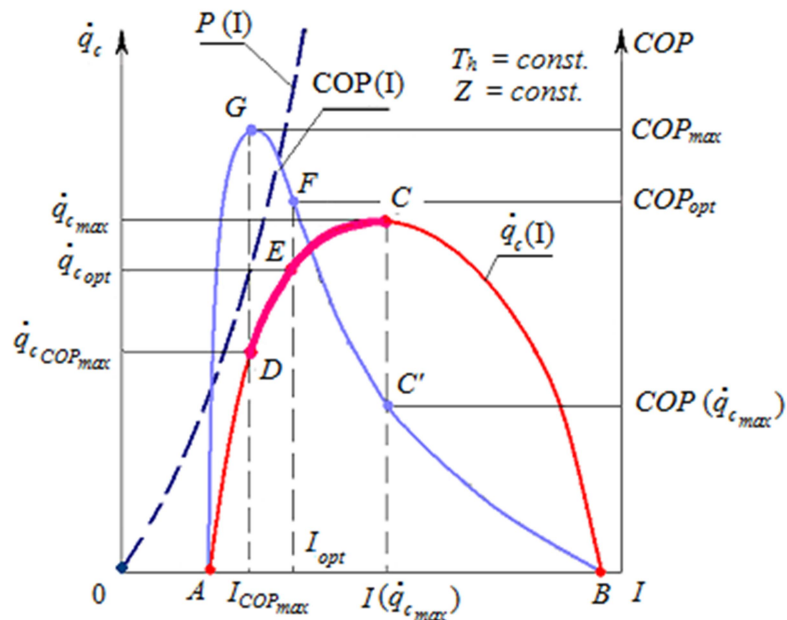
Оптимална вредност геометријског параметра биће:

$$G_{opt} = I_G \sqrt{\frac{\rho}{2\lambda\Delta T}} \quad (4.26)$$

где је  $I_G$  - јачина струје при оптималној вредности геометријског параметра. Снага хлађења која се остварује при тој вредности геометријског параметра је:

$$\dot{q}_{c_{opt.}} = I_G (\alpha_{pn} T_c - 2\sqrt{2\lambda\Delta T\rho}). \quad (4.27)$$

Вредности снаге хлађења, коефицијента перформансе у режиму хлађења и електричне снаге, функције су јачине електричне струје, па се могу приказати као  $\dot{q}_c(I)$ ,  $COP(I)$  и  $P(I)$  (сл. 4.10).



Слика 4.10. Оптимални услови рада једног термоелемента [107]

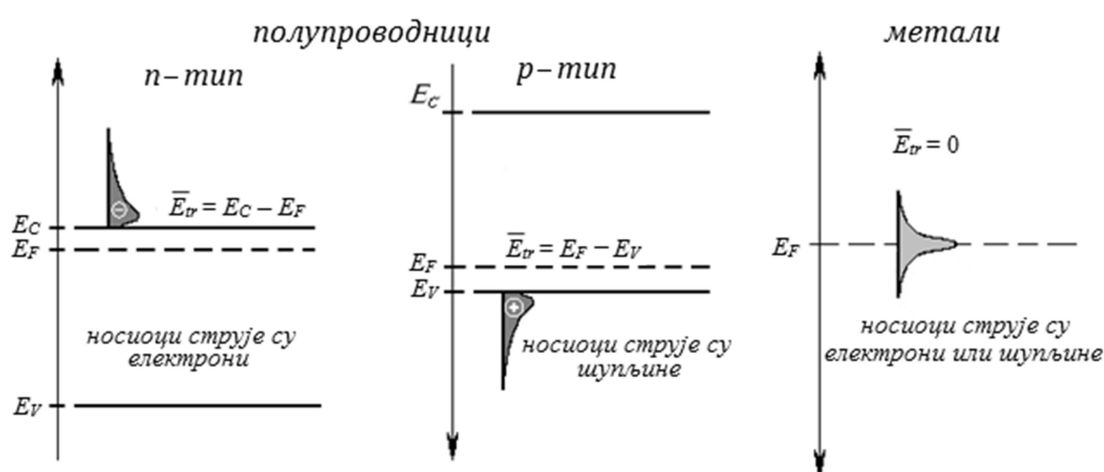
Са дијаграма (сл. 4.10) се види, да величина снаге хлађења достиже максимум у тачки  $C$ , при чему коефицијент перформансе има веома ниску вредност, тачка  $C'$ , уз велики утрошак електричне снаге. С друге стране коефицијент перформансе достиже максимум у тачки  $G$ , при ниској снази хлађења (тачка  $D$ ), што би изискивало веће димензије термоелемента, а у складу са тим и већи утрошак материјала за његову израду да би се постигла потребна снага хлађења. За оптималне услове, може се сматрати интервал од тачке  $D$  до тачке  $C$ , а за оптималну вредност усвојена је тачка  $E$ , њој одговара оптимална снага хлађења, при  $I_{opt}$ , а одговарајући коефицијент перформансе је у тачки  $F$ . Проблем код оваквог приступа је у томе што изведене

формуле не дају стварно оптималне услове при којима ће бити постигнута максимална снага хлађења уз минималне губитке, односно, минимални утршак електричне енергије и материјала за израду ТЕМ.

Контактни отпори смањују ефикасност ТЕМ који раде у режиму хлађења, па се при изради посебно води рачуна да се контактни отпори сведу на најмању могућу меру, како избором материјала, тако и одговарајућом обрадом и технологијом спајања, о чему ће бити више речи у поглављу о конструкцији и начину израде ТЕМ.

#### 4. 4. МЕХАНИЗМИ ФУНКЦИОНИСАЊА ТЕРМОЕЛЕКТРИЧНОГ МОДУЛА

Сви раније поменути термоелектрични ефекти потичу од разлике у средњој енергији носилаца електричне струје и енергије Фермијевог нивоа (донорског или акцепторског) (сл. 4.11). Енергија Фермијевог нивоа приближно је једнака хемијском потенцијалу.

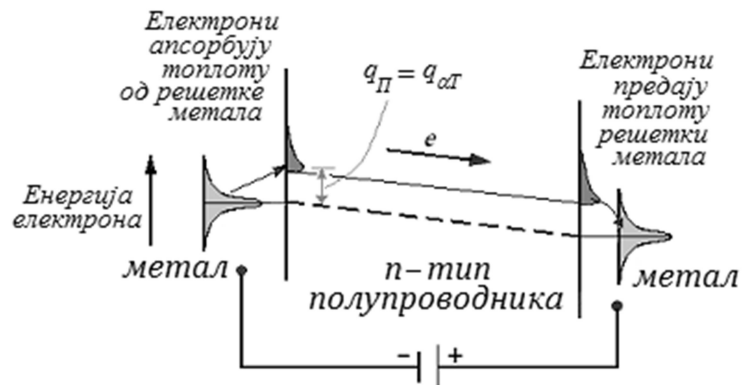


Слика 4.11. Зонска структура и средња транспортна енергија  $\bar{E}_{tr}$  [119]

Размена топлоте између носилаца наелектрисања и околних атома доводи до јединственог феномена који се јавља током транспорта носилаца кроз контактну површину између две области са идентичним температурама, а различитим Зебековим коефицијентима (нпр. контакт метал-полупроводник). Количина размењене топлоте једнака је производу Пелтијеовог коефицијента и јачине струје. Овај феномен, познат је као Пелтијеов ефекат. Пелтијеов коефицијент је функција Зебековог коефицијента и



апсолутне температуре  $\Pi = \alpha T$ . Када струја носилаца наелектрисања  $I$  прође кроз контактну површину, главни носиоци наелектрисања размењују топлотну енергију  $\Delta\Pi I$  са околним атомима [119]. Овај процес је термодинамички реверзибилан, што значи да у зависности од смера струје  $I$ , додирна површина може да се загрева или хлади.

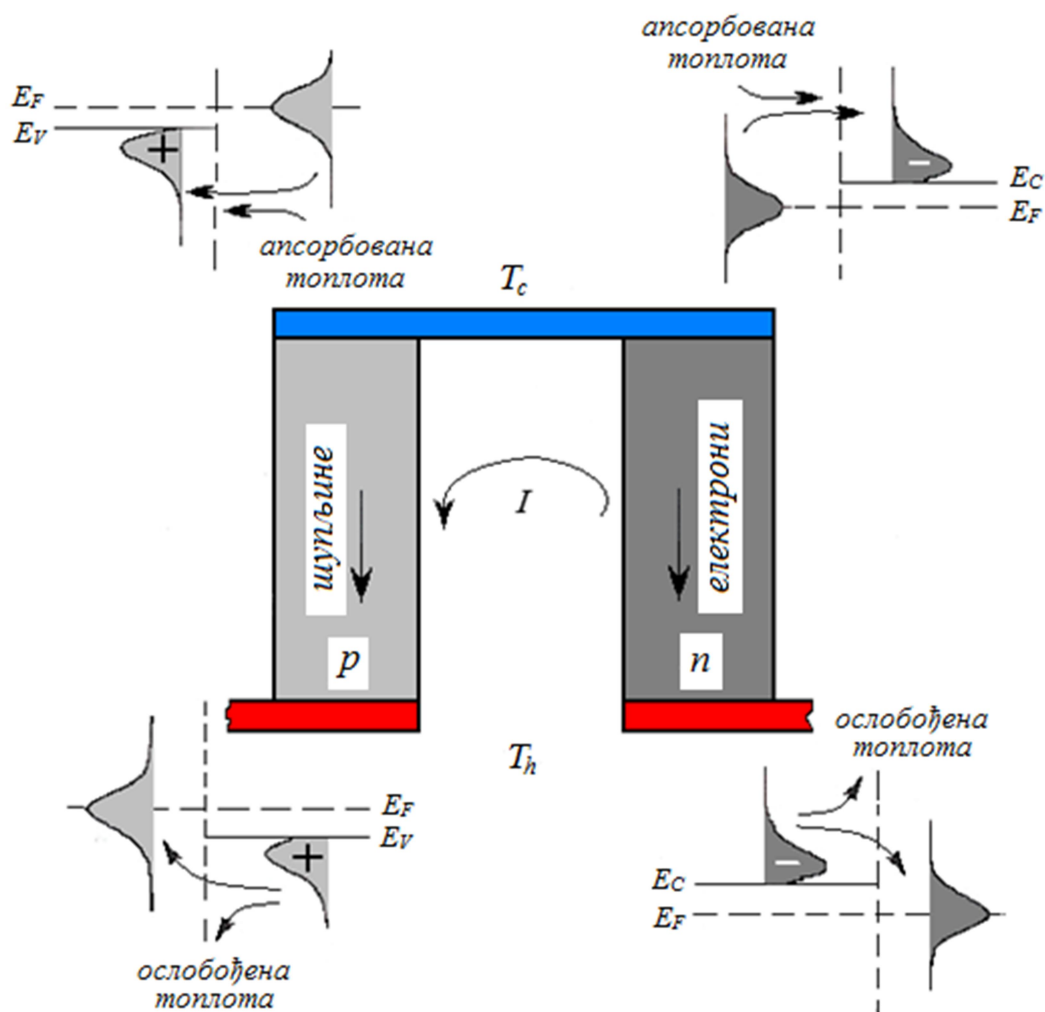


Слика 4.12. Механизам Пелтијеовог ефекта [119]

У случају полупроводничког споја између два метална контакта (сл. 4.12), протицање струје изазива пораст средње енергије носилаца на левом споју метала и полупроводника, и опадање на њихову почетну средњу енергију на десном споју. Сходно томе топлота се апсорбује на првом а ослобађа на другом контакту. Струја се преноси путем носилаца наелектрисања, који могу бити електрони или шупљине, у зависности од тога да ли је полупроводник допиран донорима ( $n$  - тип), или акцепторима ( $p$  - тип), респективно. Пошто електрони и шупљине имају супротна наелектрисања, носиоци у гранама  $n$  - и  $p$  - типа крећу се у супротним смеровима (посматрано у односу на смер струје), док се топлота ослобађа, односно, апсорбује на супротним спојевима.

Ако се наизменично постављени полупроводници  $n$  - и  $p$  - типа међусобно споје помоћу металних контаката, топлота размењена на спојевима ће се, такође, наизменично апсорбовати или одавати, односно, долазиће до хлађења и загревања. Рад једног термоелемента је приказан на (сл. 4.13).

Гране термоелемената повезане су међусобно металним, контактним мостовима. Квалитетан рад комплетног терморасхладног уређаја зависи од тога да ли су правилно конструисани термоелементи.

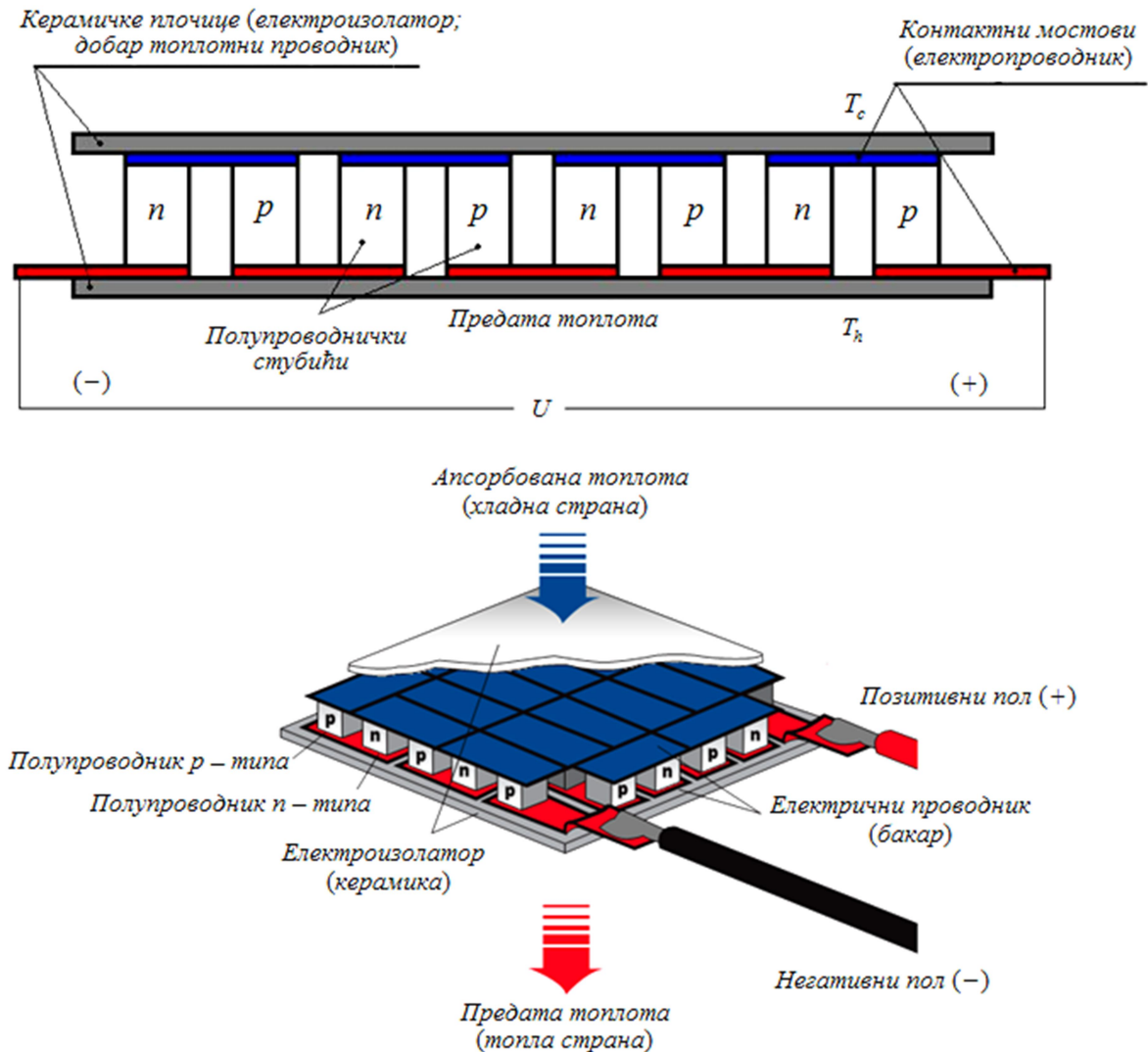


Слика 4.13. Размена топлоте у традиционалном ТЕ хладњаку [126]

У термоелементу (сл. 4.14), гране 1 и 2 су на врху спојене контактним мостом 3, који је од објекта који се хлади раздвојен плочицом од електроизолационог топлотног проводника 6, најчешће керамике. Са друге стране налазе се контактни мостови 4 и 5, који су преко електроизолационог топлотног проводника 7, повезани са системом за одвођење топлоте (размењивачем) 8. Керамичке плочице 6 и 7 такође имају улогу да делове термоелемента израђене од материјала различитих физичких својстава међусобно чврсто повежу у једну целину. Треба напоменути да се контактни мостови израђују од материјала одличне топлотне и електропроводљивости, који самим тим имају високи коефицијент линеарног ширења. Као последица загревања, односно, хлађења на крајевима, у процесу рада, јављају се знатна механичка оптерећења супротних знакова:  $P_1$  и  $P_2$ , која могу довести и до разарања термоелемента, ако елемент није правилно пројектован. У циљу смањења утицаја ових појава примењују



моста, који врше поуну шупљине у вези, одајући енергију услед чега се контактни мост 4 загрева. Уочава се да се при овом спојеви 4 и 5 загревају - *топли спојеви*, док се, спој 3 хлади - *хладан спој*.



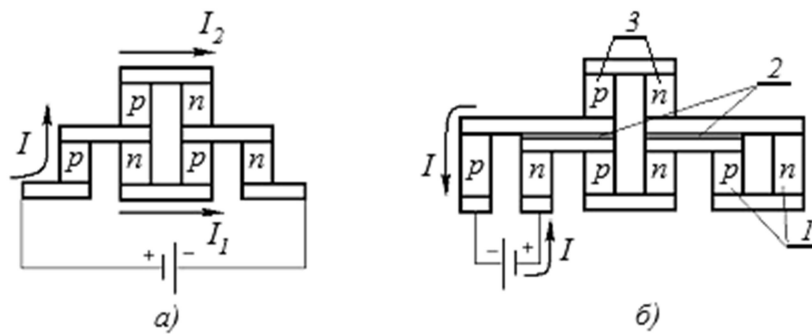
Слика 4.15. Термоелектрични модул (ТЕМ)

Више оваквих термоелемената повезаних металним контактима чине термоелектрични модул (ТЕМ) (сл. 4.15). ТЕМ уједно представља најмању јединицу доступну на тржишту. Међусобна веза термоелемената унутар ТЕМ може бити редна или паралелна (сл. 4.16). Модули представљају низове најчешће редно електрично повезаних термоелемената (сваки сачињен од две “гране”), који су у термичком смислу паралелни низови. Елементи се пакују између метализираних или лепованих керамичких плоча, како би се постигла оптимална електрична изолација уз

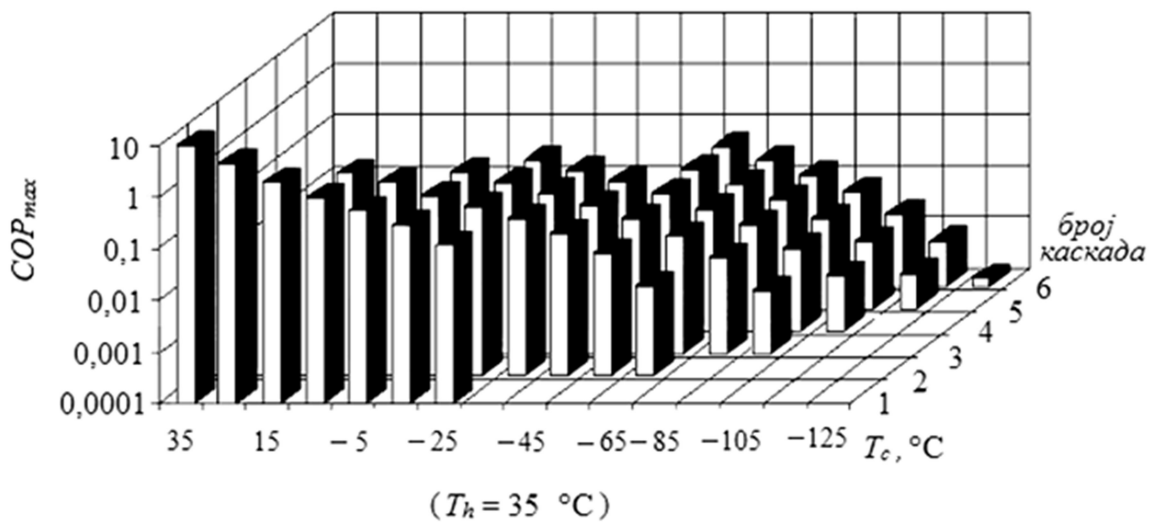
истовремено обезбеђивање добре топлотне проводљивости. Овакав начин везе такође обезбеђује неопходну крутост модула.

При паралелном напајању расхладна моћ друге каскаде је мала па се у случају када се од исте захтева значајнија расхладна моћ, примењује редно напајање каскада (сл. 4.16.б). Елементи прве и друге каскаде међусобно су одвојени електроизолацијом.

2. Избор оптималних параметара каскада састоји се у прорачуну пресека и висине термоелемената.



Слика 4.16. Каскадни ТЕМ: а) паралелна веза и б) редна веза [120]



Слика 4.17. Зависност броја каскада од  $COP \Delta T$  [127]

Вишестепени термоелектрични уређаји се користе само онда када једностепени не могу задовољити све постављене захтеве. Слика (сл. 4.17) приказује зависност броја каскада од максималног коефицијента учинка  $COP$  и  $T_c$ . Вредност  $COP$  одликује ефикасан распон  $\Delta T$  за сваку каскаду. На слици се види да о двостепеном модулу треба размишљати када је  $\Delta T$  негде око  $40 \text{ °C}$  ( $T_c = 5 \text{ °C}$ ), где ступци коефицијената учинка

једно и двостепених уређаја почињу да се преклапају и  $60\text{ }^{\circ}\text{C}$  ( $T_c = -25\text{ }^{\circ}\text{C}$ ), где једностепени уређај постиже свој максимум  $\Delta T$  и када престаје “пумпање” топлоте  $Q_c = 0$ , односно где поменути ступци почињу да се одвајају. Исто важи и при одлукама око даљег повећања броја каскада [127].

Битан фактор који се увек мора узети у обзир је цена, јер уобичајено је да са порастом броја каскада расте и цена. Извесне примене захтевају компромис између COP и цене. Вредности које су приказане на претходној слици су теоријски максимуми. Било који постојећи уређај у пракси ће ретко достићи тај максимум, али ће се веома приближити тој вредности. Melcor (USA) [127] нуди линију “стандардних каскадних уређаја”, иако не постоје “стандардне примене”. Свака потреба за “каскадом” је јединствена, па у том смислу такав треба да буде и уређај који је изабран да би се потреба задовољила. Исти произвођач је развио софтвер за дизајнирање који треба да олакша одабир уређаја. Као улазни подаци у програм користе се уобичајена три параметра:  $T_c$ ,  $T_h$  и  $\dot{q}_c$ . Други фактори, као што су димензије, радни напон и струја, могу се узети у обзир при коначном одабиру.

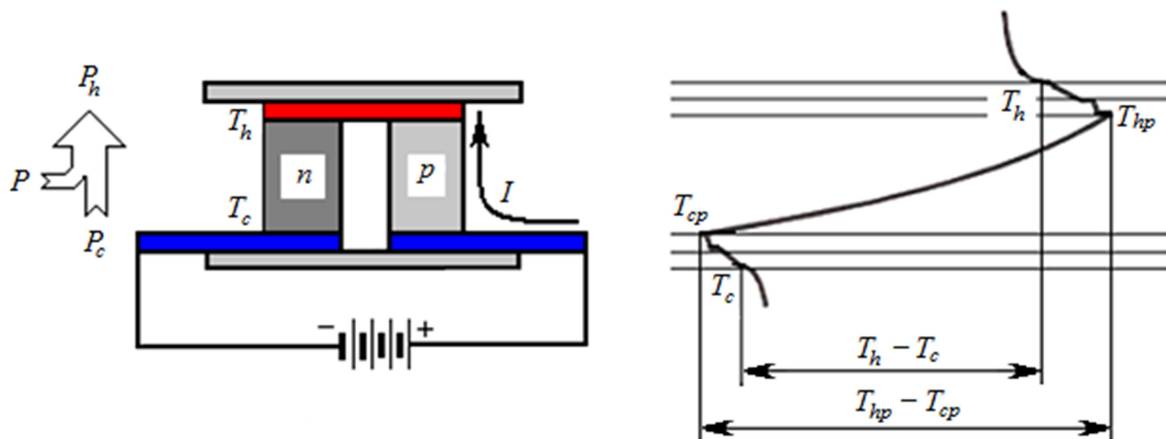
Израда модула састоји се од израде великог броја појединачних грана и њиховог повезивања у батерију (модул), при чему је веома битан начин и квалитет повезивања истих. Термоелементи су обично распоређени у паралелне редове, при чему је смер струје суседних редова супротан тако да се магнетна поља настала на тај начин међусобно уравнотежавају.

Пелтијеов хладњак је термоелектрични модул у облику плочице висине (2,5 до 5 mm) и основице најчешће облика квадрата, мада се израђују и ТЕМ другачијих облика, са више десетина, обично, редно повезаних термоелемената. Елементи термопарова су полупроводнички стубићи  $p$  - и  $n$  - типа, наизменично поређани и спојени металним контактним мостовима. Повезани у модул термоелементи се смештају између две керамичке плочице израђене од електроизолационих материјала који су добри топлотни проводници.

Модули се данас израђују са различитим геометријским и радним карактеристикама. Садрже већи број термоелемената, па се примењују ниже вредности радних струја. Предности коришћења термоелектричних модула у односу на друге хладњаке долазе

до изражаја када постоје специјални захтеви по питању величине, облика, тежине, поузданости и услова који владају у околини (нпр. рад у вакууму).

При избору термоелектричног модула треба водити рачуна о чињеници да и на топлој и на хладној његовој страни постоји конвекција, па због тога температурна разлика која се жели, да оствари, неће бити температурна разлика самог модула (сл. 4.18).



Слика 4.18. Промена температуре по дебљини ТЕМ [128]

Пре избора модула потребно је дефинисати поменуте параметре система, и то:  $T_c$  - температуру хладног споја,  $T_h$  - температуру топлог споја и  $\dot{q}_c$  - количину топлоте коју треба да апсорбује хладна страна модула. У већини случајева, температура хладне стране модула, односно, температура до које треба да се охлади неки објекат је постављена као задатак. Уопштено, ако је објекат који треба да се хлади у директном контакту са хладном површином модула, жељена температура објекта може се сматрати приближно једнаком температури  $T_c$  [127].

Температуру топле површине одређују два параметра и то: температура околине у коју се топлота ослобађа и ефикасност размењивача топлоте уграђеног између модула и околине.

Разлика температура  $\Delta T$ , је такође веома битан параметар који мора бити прецизно дефинисан да би уређај радио са жељеним ефектом. Од ове вредности директно зависи количина топлоте коју модул апсорбује из објекта на хладној страни. Са дијаграма (сл. 4.18) се види да је  $\Delta T$  самих елемената знатно већа од разлике температура објекта који се хлади и околине, па занемаривање ове чињенице може довести до значајних грешака при избору одговарајућег модула.

Најтежи параметар за идентификацију је количина топлоте коју треба апсорбовати и уклонити преко хладне површине термоелектричног модула. Морају се узети у обзир сва термичка оптерећења самог модула која укључују: топлотно оптерећење од електричног уређаја  $RI^2$  (активну компоненту), као и провођење кроз све објекте који су у контакту са површином ТЕ модула, било на хладној или на топлој страни (ваздушно окружење објекта, водови, изолације, механичке везе итд.). У неким случајевима морају се узети у обзир и ефекти зрачења топлоте.

Као што је било речи у поглављима која се односе на термоелементе, поред Пелтијеових електромоторних сила, долази до провођења топлоте кроз елементе, што је последица топлотне проводљивости самог полупроводничког материјала, с обзиром да између крајева постоји температурни градијент, као и до појаве губитака услед протицања струје кроз елементе (Џулови губици). Све ове појаве значајно утичу на особине модула било да он ради као електрични генератор, било као топлотна пумпа.

Термоелектричне карактеристике полупроводничких материјала су температурно зависне, а њихове вредности на собној температури (296 K), за бизмут-телурид  $pn$  спојеве износе: топлотна проводљивост  $\lambda = 1,5 \cdot 10^{-2}$  W/(cmK), специфични електрични отпор  $\rho = 1,0 \cdot 10^{-3}$   $\Omega$ cm и Зебеков коефицијент  $\alpha_{pn} = 2,0 \cdot 10^{-4}$  V/K. Температурна зависност параметара дата је у облику полиномних форми другог реда [128]:

$$\lambda = (22224,0 + 930,6T_{sr} - 0,9905T_{sr}^2)10^{-9},$$

$$\rho = (5112,0 + 163,4T_{sr} - 0,6279T_{sr}^2)10^{-8},$$

$$\alpha_{pn} = (62605,0 - 277,7T_{sr} + 0,4131T_{sr}^2)10^{-9},$$

где  $T_{sr}$ , K представља средњу вредност апсолутне температуре за топле и хладне стране  $pn$  спојева.

Температуре контактних мостова су блиске, али не и једнаке температурама спољашњих површи керамичких електроизолационих плочица (керамика је најчешће коришћени материјал, али је могућа примена и других материјала који имају добра електроизолациона, топлопроводна и механичка својства).



Код практичне примене модула, у прорачуну се користе температуре са спољашње стране електроизолационих (керамичких) плочица  $T_h$  и  $T_c$  које су на контактним површинама према срединама са којима се врши размена топлоте, околини и објекту који се хлади, респективно. Увођењем геометријског параметра  $G = S/l$  после одговарајуће анализе, добијају се укупне количине топлоте размењене на хладној, односно топлој страни ТЕМ. У случају рада модула као топлотне пумпе, хладна страна ће из објекта који се хлади апсорбовати топлоту [128]:

$$\dot{q}_c = 2N \left[ \alpha_{pn} I T_c - \frac{1}{2G} \rho I^2 - kG \Delta T \right], \quad (4.28)$$

а топла страна околини предавати:

$$\dot{q}_h = 2N \left[ \alpha_{pn} I T_h + \frac{1}{2G} \rho I^2 - kG \Delta T \right]. \quad (4.29)$$

Напон на контактима, потребан да би се остварио режим рада модула као топлотне пумпе са струјом  $I$ , добија се као вредност резултујуће Пелтијеове електромоторне силе (разлике на топлим и хладним спојевима) увећане за пад напона услед унутрашње омске отпорности  $p$  и  $n$  елемената:

$$U = 2N \left[ \alpha_{pn} \Delta T + \frac{1}{G} \rho I \right]. \quad (4.30)$$

Температуре спољашњих површина се разликују у односу на температуре на самим спојевима, на унутрашњим површинама керамичких плочица. Ова разлика је резултат снаге утрошене на савлађивање отпора провођењу топлоте материјала керамичке плочице и контактеног отпора између спољашње стране керамике и површине објекта који се хлади. Контактни отпори са унутрашњих страна обе керамичке плочице, према металним мостовима, могу се сматрати занемарљиво малим у односу на претходно наведене.

Услед релативно сложене природе преноса топлоте унутар термоелектричног расхладног система, претходни изрази, иако корисни морају се сматрати приближним. Пре коначног избора модула, морају се узети у обзир и количина топлоте која се са околином размени кроз изолацију:

$$\dot{q}_{iz} = \frac{A \Delta T \lambda}{\Delta X}, \quad (4.31)$$

као и време потребно за промену температуре објекта:

$$t = \frac{mc\Delta T}{\Delta \dot{q}}. \quad (4.32)$$

где је:  $A$ ,  $m^2$  - површина контакта изолације са околином, преко које се врши размена топлоте,  $\lambda$ ,  $W/mK$  - коефицијент провођења топлоте изолације,  $\Delta T$ ,  $K$  - разлика температура унутарашњег простора и околине,  $\Delta x$ ,  $m$  - дебљина изолације,  $m$ ,  $kg$  - маса објекта,  $\Delta T$ ,  $K$  - промена температуре објекта и  $\Delta \dot{q}$ ,  $W$  - одведена количина топлоте [127].

## 5. МОДЕЛИРАЊЕ ТЕМПЕРАТУРСКОГ ПОЉА ПРИМЕНОМ МКЕ

Да би била испитана могућност примене ТЕМ за хлађење резног алата потребно је извршити прорачун температурског поља у алату. Као што је напред речено, постоје многи модели за прорачун температуре резања. Овде ће један од њих бити искоришћен као базни допуњен на тај начин што ће се граничним условом узети у обзир ТЕ хлађење алата. Прорачун температурског поља у резном алату извршен је применом метода коначних елемената (МКЕ). Математички модел који ће бити изложен у оквиру овог поглавља је прилагођен примени МКЕ, а решавање једначина урађено је применом програмског пакета РАК-Т. Због тога ће овде бити изложене полазне једначине и гранични услови, а поступак решавања једначина је дат у цитираној литератури, па му овом приликом неће бити посвећена посебна пажња.

### 5. 1. МЕТОД КОНАЧНИХ ЕЛЕМЕНАТА

Метод коначних елемената (МКЕ) представља нумерички поступак решавања инжењерских проблема и проблема математичке физике. Методом коначних елемената врши се анализа структура, рачунају се напонска, деформациона и температурска поља, струјање флуида, транспорт маса итд.

У највећем броју случајева када анализирана структура има сложenu геометрију, када је сложено оптерећење и када су структуре од различитих материјала, није могуће наћи решење у аналитичком облику. Аналитичко решење подразумева дефинисање аналитичких израза за израчунавање тражених карактеристика (напон, померање, температура и сл.) на различитим местима структуре. При том треба решавати диференцијалне или парцијалне диференцијалне једначине. Ово је могуће само у случају једноставних проблема, док код сложене геометрије и оптерећења није могуће

наћи решења у аналитичком облику. У тим случајевима се користе нумерички методи од којих је најчешће примењиван МКЕ. Ова метода се своди на решавање система алгебарских једначина.

Решења су приближна и односе се на поједине тачке структуре. Моделирање се састоји у дискретизацији континуума (тела или структуре). Такав модел састоји се од коначних елемената (КЕ). КЕ су међусобно повезани у чворовима (*итанни елементи*), по граничним линијама (*равански елементи*) или по заједничким површинама (*просторни елементи*). Једначине се постављају за сваки КЕ при чему се добија систем једначина који дефинише тражену величину за целу структуру.

Зависно од природе проблема који се решава, као решења се добију одговарајуће величине. Тако у случајевима прорачуна напонско деформационог стања структуре, резултати су померања сваког од чворова и вредности напона унутар сваког елемента. Непознате у чворовима могу бити и друге физичке величине у зависности од врсте проблема који се решава. У конкретном случају то је температура.

Практична примена МКЕ актуелизује се тек појавом моћних рачунара. Сама теорија МКЕ је сложена и математички дефинисана, међутим, примена тј. добијање резултата прорачуна не захтева улажење у њену дубину.

У модерној техници користе се различити рачунарски софтвери САЕ (Computer Aided Engineering). На тржишту постоји низ моћних САД (Computer Aided Design) софтверских алата. Први алати нису имали могућност визуелизације. Резултати прорачуна приказивани су у облику дискретних вредности, листинга. Код софтвера нове генерације отклоњен је овај недостатак, односно, постоји могућност приказивања резултата у облику просторне слике структуре (нпр. напонског или температурског поља). Софтвери могу бити за универзалну примену (статичка, динамичка, термичка анализа), или намењени ужем подручју примене. Савремене верзије NASTRAN, SAP do ABAQUS ANSYS, IDEAS, FLOW CATIA, ALGOR итд. представљају моћне софтверске пакете. Један од софтверских пакета за универзалну примену развијен на Факултету инжењерских наука у Крагујевцу има комерцијални назив РАК.

У почетку, примена МКЕ односила се само на структурну механику, да би се у новије време проширила на решавање проблема из области преноса топлоте, електростатичког потенцијала, механике флуида, вибрационе анализе и разних других

---

проблема у техници. Данас постоје софтвери у области ливења који су у могућности да покажу температурско поље и пуњење калуца течном масом.

Инжењерски проблеми могу бити структурални и неструктурални (пренос топлоте или струјање флуида). У структуралној анализи циљ је да се одреде померања и напони у структури која је изложена деловању оптерећења. За многе проблеме расподелу деформација немогуће је одредити коришћењем класичних аналитичких метода па је једина могућност примена МКЕ.

У МКЕ се користе модели структура са међусобно повезаним елементима који се зову коначни елементи. При решавању неких проблема веома битан је услов компатибилности, односно, услов да елементи морају бити повезани пре и после деформисања.

МКЕ се заснива на физичкој дискретизацији посматраног домена (нпр. решеткаста структура на штапове, плоча на површинске елементе облика троугла или правоугаоника и сл.). Основу за анализу конструкције представља поддомен, део домена (структуре) који се зове коначни елемент. КЕ није диференцијалних димензија него има коначне димензије. Због тога су и једначине које описују стање у појединим коначним елементима алгебарске једначине. Помоћу система алгебарских једначина дефинише се стање система у целини. То значи да се разматрани систем који има бесконачно много степени слободе може поделити на коначан број елемената са коначним бројем степени слободе.

Број КЕ у разматраном моделу, тип и величина елемената зависе од саме процене онога ко ради тај посао. Елементи морају бити довољно мале величине да обезбеде довољну тачност, али и довољно велики да се избегну проблеми који се могу јавити код модела са великим бројем елемената који се решавају на слабијим рачунарима. Ситнији елементи су у општем случају пожељни тамо где се резултати брзо мењају, док на местима где ова промена није изражена могуће је применити крупнију поделу. На конкретном примеру стругарског ножа, ситнија подела је у зони контакта јер се због велике вредности специфичног топлотног флукса на овом месту очекује изражен температурни градијент и изражена промена вредности температуре на изузетно малом простору.

После дискретизације задају се термофизичке карактеристике материјала, почетни и гранични услови.

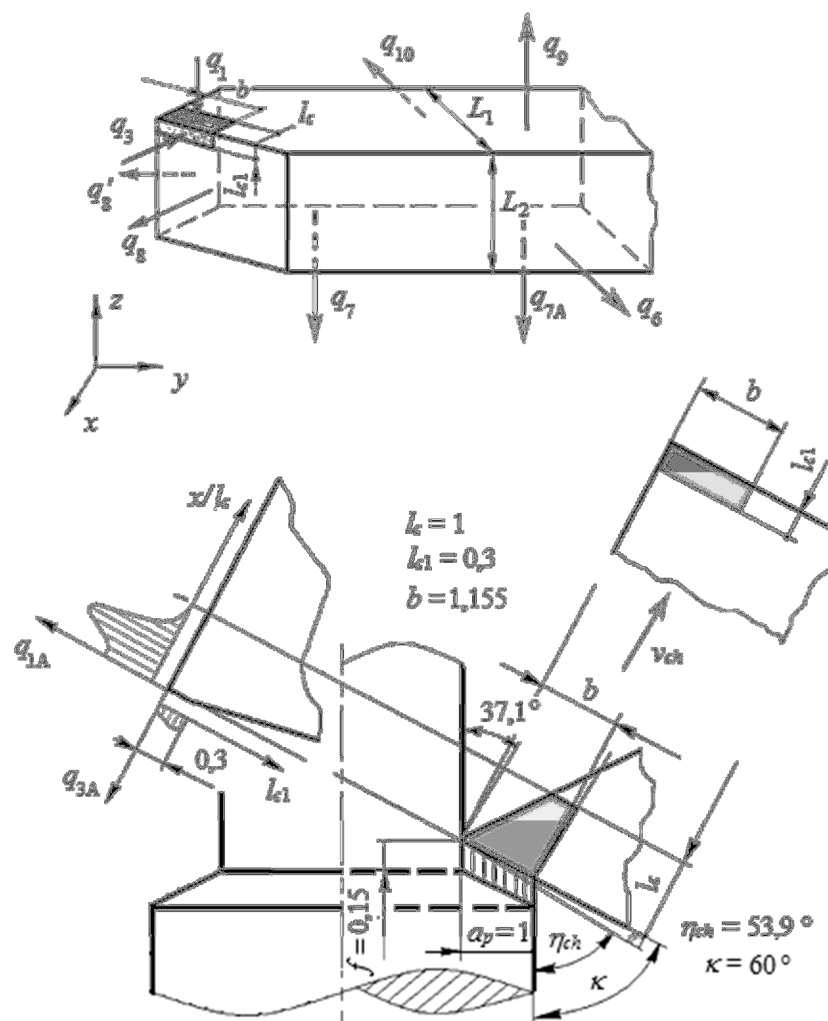
Резултати прорачуна се добијају у облику просторне слике температурског поља, стим што је у конкретном случају ради упоредивости са измереним вредностима урађен и дијаграмски приказ прорачунатих вредности температура на правцу који обухвата тачке у којима је у оквиру експерименталног дела вршено мерење температуре.

## 5. 2. МОДЕЛИРАЊЕ ТЕМПЕРАТУРСКОГ ПОЉА ПРИ ОБРАДИ НА СТРУГУ БЕЗ ХЛАЂЕЊА

При решавању конкретног практичног проблема који се односи на прорачун температурског поља у резном алату значај имају само топлотни извори  $q_1$  и  $q_3$ . Извор који настаје услед зрачења са наличја струготине према грудној површини алата  $q_5$  може се занемарити из разлога што је снага извора знатно мања у односу на два претходно поменута, па је и његов удео у укупном топлотном билансу занемарљив [5, 36]. Такође, из истог разлога, а са циљем упрошћења модела, занемарују се и топлотни понори који обухватају зрачење са леђне површине алата према обратку  $q_4$  и  $q_{12}$ . На свим слободним површинама алата узима се у обзир само конвекција у околину (сл. 5.1). На контакту са носачем алата узима се топлотни понор услед преноса топлоте према носачу  $q_{7A}$ .

Прво се даје модел алата без хлађења (обрада на суво), а затим се на њега додаје утицај термоелектричног модула. Снага појединих извора рачуна се за конкретне услове обраде при којим је вршено испитивање система за хлађење:

- ◆ материјал обратка: С60 (SRPS EN 10083-2: 2004),
- ◆ алат:
  - материјал резне плочице: P20,
  - материјал држача: 42CrMo4 (SRPS EN 10083-1: 2004),
- ◆ резна геометрија алата:  $\kappa = 60^\circ$ ,  $\gamma = 0^\circ$ ,  $\alpha = 11^\circ$ ,  $\lambda = 0^\circ$  и  $r_\varepsilon = 0,8 \text{ mm}$ ,
- ◆ брзина резања:  $v_c = 100 \text{ m/min}$ , дубина резања  $a_p = 1,0 \text{ mm}$  и корак  $f = 0,15 \text{ mm/o}$ .



Слика 5.1. Термодинамички модел алата

Угао одвођења струготине, битан за тачно дефинисање контакта алата са струготином на грудној површини, одређен је на основу израза (2.26) и за конкретне услове резања износи  $\eta_{ch} = 53,9^\circ$ .

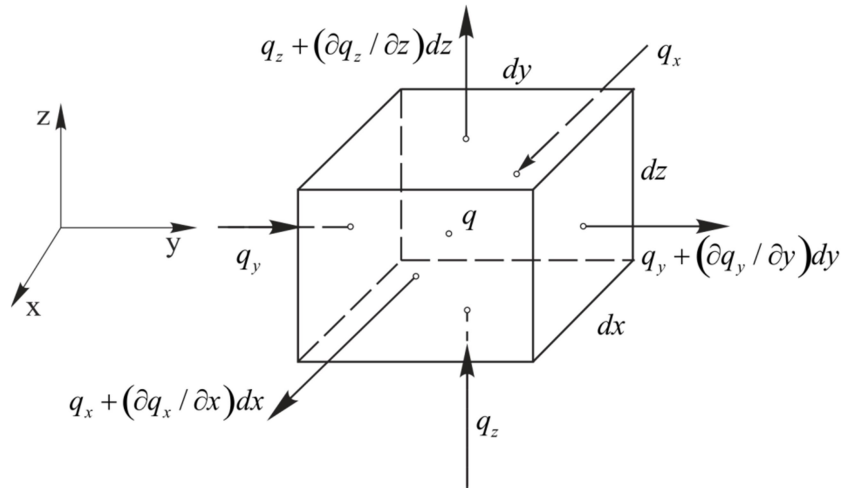
Диференцијална једначина баланса енергије заснива се на фундаменталном принципу одржања енергије. Наиме, промена унутрашње енергије материјала у јединици времена, у елементарној запремини  $dV$ , једнака је количини енергије акумулиране у тој истој запремини у јединици времена, односно важи:

$$\frac{dQ}{dt} = \frac{dU}{dt}, \quad (5.1)$$

где су  $dQ$  и  $dU$  промене топлотне и унутрашње енергије у запремини  $dV$  у елементарном временском интервалу  $dt$ . Промена унутрашње енергије може се изразити у облику:

$$\frac{dU}{dt} = \rho c \frac{dT}{dt} dV, \quad (5.2)$$

где су:  $\rho$  - густина материјала,  $c$  - топлотни капацитет, а  $T$  - апсолутна температура.



Слика 5.2. Елементарна запремина  $dV$  са компонентама топлотног флукса [129, 130]

Величина  $dQ/dt$ , слика 5.2, може се одредити помоћу израза:

$$\begin{aligned} -\frac{dQ}{dt} = & \left( q_x + \frac{\partial q_x}{\partial x} dx - q_x \right) dydz + \left( q_y + \frac{\partial q_y}{\partial y} dy - q_y \right) dx dz \\ & + \left( q_z + \frac{\partial q_z}{\partial z} dz - q_z \right) dx dy - q dV \end{aligned} \quad (5.3)$$

Вектор  $\vec{q} (q_x, q_y, q_z)$ ,  $W/m^2$  представља густину топлотног флукса (количина топлоте која у јединици времена прође кроз јединичну површину), а  $q$ ,  $W/m^3$  јачину запреминског топлотног извора (количина топлоте која се у јединици времена генерише у јединици запремине). У претходној једначини узети су у обзир знаци компонената топлотног флукса тако што позитиван знак одговара позитивној пројекцији флукса на правац спољашње нормале на површину, одавање топлоте, док негативан знак одговара акумулацији топлотне енергије у запремини  $dV$ . За запреминске изворе  $q > 0$ , а ако је у питању запремински топлотни понор  $q < 0$ .



Провођење топлоте кроз непрекидно тело дефинисано је Фуријеовим законом провођења топлоте:

$$q_i = -\lambda_i \frac{\partial T}{\partial x_i}, \quad i = 1, 2, 3. \quad (5.4)$$

У претходној једначини нема сумирања по  $i$ . У случају ортотропног материјала је  $\lambda_i = (\lambda_x, \lambda_y, \lambda_z)$ . Ако је материјал изотропан тада је:

$$\lambda_x = \lambda_y = \lambda_z = \lambda. \quad (5.5)$$

Заменом (5.3 и 5.2) у једначину баланса енергије (5.1) уз коришћење (5.4), добија се диференцијална једначина за изотропан материјал, без запреминских извора:

$$-\rho c \frac{dT}{dt} + \sum_{j=1}^3 \frac{\partial}{\partial x_j} \left( \lambda \frac{\partial T}{\partial x_j} \right) + q = 0. \quad (5.6)$$

У практичном решавању проблема тражи се оно решење за температурско поље  $T(x, y, z, t)$  које задовољава дате почетне и граничне услове и које представља јединствено решење. Почетни услов се задаје само за нестационарне проблеме и подразумева да је расподела температуре у почетном тренутку  $t = 0$  позната:

$$T(x, y, z, 0) = f_0(x, y, z). \quad (5.7)$$

Гранични услови у конкретном случају моделирања температурског поља у алату при обради без хлађења (на суво) су:

а) задате вредности специфичних топлотних флукса на површинама контакта са струготином и обратком [129-132]:

$$q_{1,3} = q_{1,3}(x, y, z), \quad (5.8)$$

који у овом случају нису функције времена.

б) задата конвекција на површинама које су у контакту са околином [129-132]:

$$q_i = \alpha_i(T_S - T_E), \quad (5.9)$$

где је  $T_E$  - температура околине, а  $T_S$  - температура на површини са које се одаје топлота.

в) задата кондукција на површини контакта држача плочице са носачем алата:

$$q_{7A} = \frac{1}{R_t} (T_1 - T_2). \quad (5.10)$$

Специфична снага топлотног извора  $q_1$  пропорционална је раду специфичне силе трења на грудној површини, па се на основу израза (3.6) за примењене услове обраде добија израз облика:

$$q_1 = 14,86 \cdot 10^7 \exp \left[ 11,7 \left( \frac{x}{l_c} \right) - 23,4 \left( \frac{x}{l_c} \right)^2 \right]. \quad (5.11)$$

Део ове топлоте који одлази у алат одређује се множењем укупне снаге извора коефицијентом дистрибуције:

$$q_{1A} = m_{(x/l_c)} q_{1(x/l_c)}. \quad (5.12)$$

За примењене услове резања дужина контакта алата и струготине је  $l_c = 1 \text{ mm}$  [5, 36]. Релевантне вредности карактеристичних величина за овај топлотни извор дате су у табели 5.1.

Табела 5.1: Снага извора  $q_1$ ,  $10^7 \text{ W/m}^2$

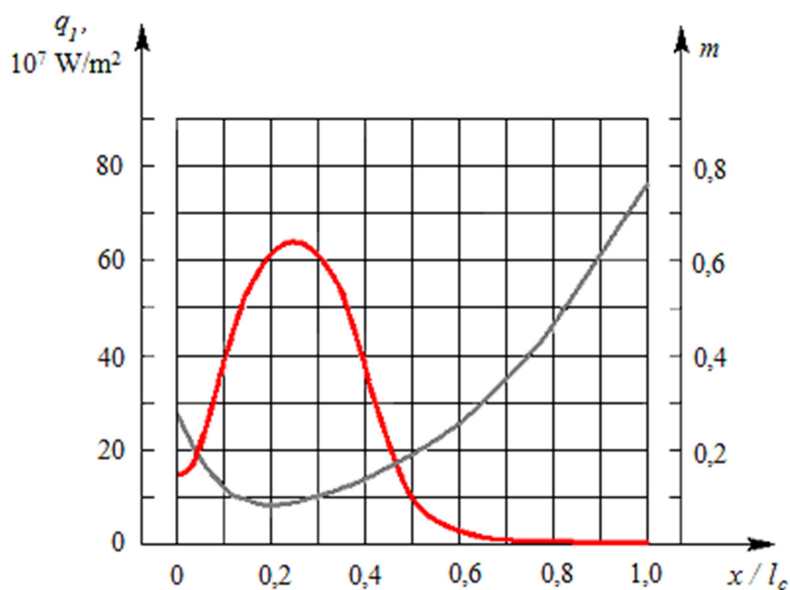
$x/l_c$	0	0,1	0,2	0,25	0,3	0,4	0,5	0,6	0,7	0,8	0,9	1,0
$q_1$	14,86	37,9	60,51	64,2	60,5	37,9	14,86	3,66	0,562	0,054	0,003	0,001
$m(x/l_c)$	0,26	0,10	0,08	0,09	0,09	0,13	0,175	0,25	0,340	0,455	0,60	0,75
$m(x/l_c)q_1$	3,86	3,79	4,84	5,45	5,45	4,74	2,601	0,90	0,191	0,025	0,002	0

Подаци дати у табели 5.1. дијаграмски су приказани на (сл. 5.3) као: специфични топлотни флуks извора на грудној површини  $q_1$  и одговарајући коефицијент дистрибуције  $m$  у функцији односа  $x/l_c$ . На основу ова два дијаграма добија се количина топлоте која одлази у алат, изражена густином топлотног флуksа  $q_{1A} = m(x/l_c)q_1$ . Вредности ове функције дате су у табели 5.1. и дијаграмски на (сл. 5.4).

Како у програму не постоји могућност да се гранични услов зада у облику функције, то је дужина  $l_c$  подељена на десет поља ширине  $0,1 \text{ mm}$ , а вредност густине топлотног флуksа за поље  $i$  представља средњу вредност:

$$\bar{q}_{1Ai} = \frac{q_{1Ai-1} + q_{1Ai}}{2}, \quad (5.13)$$

где је индексом  $(i-1)$  - означена вредност функције на почетку, а индексом  $i$  - вредност на крају поља  $i$ .

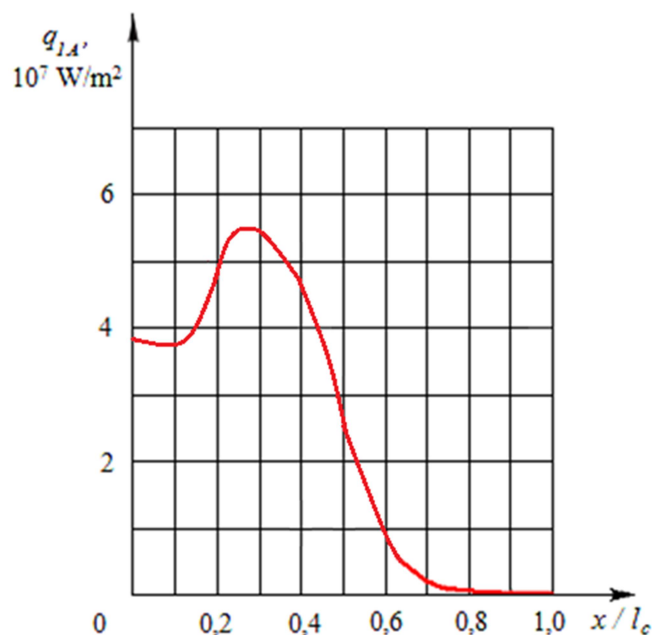


Слика 5.3. Дијаграми снаге извора  $q_1$  и коефицијента дистрибуције  $m$  ( $x/l_c$ )

Табела 5.2: Специфични топлотни флуks по пољима и ширина поља

Поље $i$	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
$\bar{q}_{1Ai}, 10^7 \text{ W/m}^2$	3,827	4,315	5,145	5,092	3,67	1,75	0,54	0,11	0,013	0,009
$b_i, \text{ mm}$	1,13	1,08	1,03	0,98	0,93	0,88	0,83	0,78	0,73	0,68

Посматрањем претходних дијаграма уочава се да максимум није на самом сечиву него је нешто померен по грудној површини према унутрашњости контакта. Примећено је да се са повећањем брзине резања у области реалних вредности које одговарају обради на класичним алатним машинама положај овог максимума удаљава од сечива. У конкретном случају максимум је при  $x/l_c = 0,25$  и износи  $q_{1A} = 5,45 \cdot 10^7 \text{ W/m}^2$ .

Слика 5.4. Део снаге извора  $q_{1A}$  који се предаје алату

Укупни топлотни флуks од струготине према алату на грудној површини (извор  $q_l$ ) добија се интеграљењем по целој површини контакта:

$$\dot{q}_{1A} = \int_0^{l_c} \int_0^b q_{1A} dz dx . \quad (5.14)$$

Приближно решење претходног интеграла биће:

$$\dot{q}_{1A} = \sum_{i=1}^{10} \bar{q}_{1Ai} \Delta x_i b_i = \sum_{i=1}^{10} 0,1 \bar{q}_{1Ai} b_i 10^{-6}, W . \quad (5.15)$$

Потребне вредности дате су у табели 5.2, а ширина поља је  $\Delta x_i = 0,1$  mm.

Заменом вредности и сумирањем по  $i$  добија се вредност укупне снаге извора:

$$\dot{q}_{1A} = 24,78, \quad W . \quad (5.16)$$

Специфични топлотни флуks извора на леђној површини  $q_3$  рачуна се на основу израза (3.14). За конкретне режиме обраде и  $\tau_l = 5$  daN/mm<sup>2</sup> [5], биће:

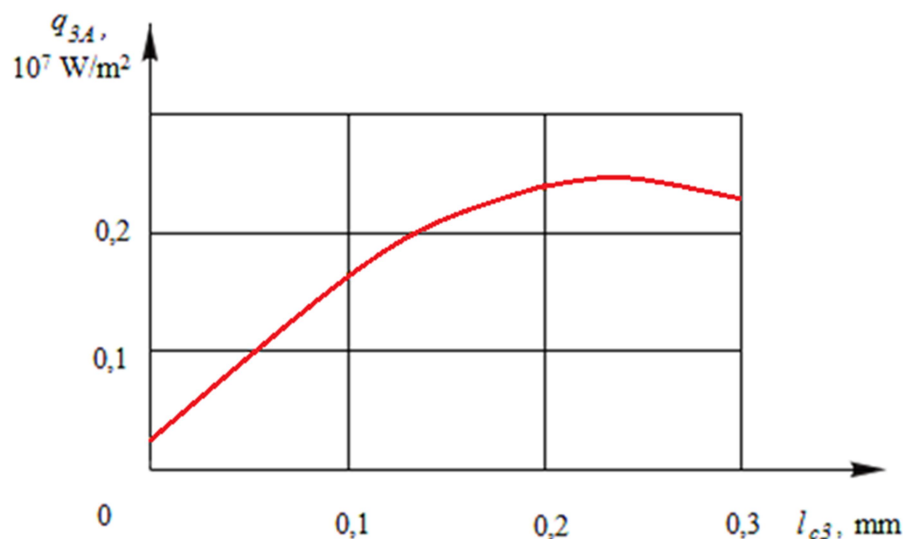
$$q_3 = 8,2 \cdot 10^7, \quad \frac{W}{m^2} . \quad (5.17)$$

Уочава се да је вредност константна дуж контакта. Дужина фазете на леђној површини је  $l_{c3} = 0,3 \text{ mm}$ , а то је и дужина контакта алата и обратка. Одговарајућа вредност специфичног топлотног флукса, део који одлази у алат  $q_{3A}$ , добија се множењем вредности  $q_3$  одговарајућим коефицијентом дистрибуције  $n$ . За примењене услове резања релевантне вредности карактеристичних величина за овај топлотни извор дате су у табели 5.3.

Табела 5.3: *Снага извора  $q_{3A}$  при режиму  $v = 100 \text{ m/min}$  и  $l_{c3} = 0,3 \text{ mm}$*

$l_{c3}, \text{ mm}$	0	0,1	0,2	0,225	0,3
$n (l_{c3})$	0,003	0,021	0,029	0,03	0,0285
$q_{3A} = n q_3, 10^7 \text{ W/m}^2$	0,0246	0,17	0,24	0,246	0,234

Подаци дати у табели 5.3. дијаграмски су приказани на слици 5.5. Због промене коефицијента дистрибуције по дужини контакта део специфичног топлотног флукса  $q_{3A}$  није константан. Максимална вредност износи  $q_{3A} = 0,246 \cdot 10^7 \text{ W/m}^2$  при крају контакта на  $l_{c3} \approx 0,225 \text{ mm}$ .



Слика 5.5. *Део снаге извора  $q_{3A}$  који се предаје алату*

Укупни топлотни флукс од обратка према алату на контакту на леђној површини алата, по аналогији са претходним извором, добија се интеграцијом по целој површини контакта:

$$\dot{q}_{3A} = \int_0^{l_{c1}} \int_0^b q_{3A} dz dy . \quad (5.18)$$

Приближно решење претходног интеграла биће:

$$\dot{q}_{3A} = \sum_{i=1}^3 \bar{q}_{3Ai} \Delta y_i b_i = \sum_{i=1}^3 0,1 \cdot 1,155 \bar{q}_{3Ai} 10^{-6} , \quad (5.19)$$

при чему је  $\Delta y_i = 0,1$  mm, а за конкретну геометрију резања  $b = 1,155$  mm.

Вредности потребне за одређивање укупне снаге извора дате су у табели 5.4.

Табела 5.4: Специфични топлотни флуks по пољима

Поље $i$	1	2	3
$\bar{q}_{3Ai}, 10^7 \text{ W/m}^2$	0,0923	0,205	0,240

Заменом вредности и сумирањем по  $i$  добија се вредност укупне снаге извора:

$$\dot{q}_{3A} = 0,62, \quad \text{W} . \quad (5.20)$$

Збир појединачних количина топлоте, на грудној и леђној површини, представља топлоту насталу трансформацијом механичке енергије у процесу обраде коју је потребно одвести из зоне обраде:

$$\dot{q}_A = \dot{q}_{1A} + \dot{q}_{3A} = 25,40, \quad \text{W} . \quad (5.21)$$

Поред поменутих извора, при термичкој анализи резног алата морају се узети у обзир и топлотни понори где алат конвекцијом врши топлотну размену са околином. У општем случају, густина топлотног флуksа који се ода конвекцијом са неке произвољне елементарне  $i$  - те површине у јединици времена дефинисан је изразом:

$$q_i = \lim_{\substack{\Delta A_i \rightarrow 0 \\ \Delta t \rightarrow 0}} \left( \frac{\Delta Q_i}{\Delta A_i \Delta t} \right) = \frac{dQ_i}{dA_i dt} = \alpha_i (T - T_0) . \quad (5.22)$$

Укупна количина топлоте размењена путем конвекције са неке коначне површине биће:

$$Q_i = \int_0^t \int_{A_i} q_i dA_i dt . \quad (5.23)$$

На основу свега напред реченог, гранични услови који се односе на топлотне поноре узимају се у облику [5, 36]:

$$q_i = \alpha_i(T_i - T_E), \quad i = 6, 7, 7A, 8, 9, 10 . \quad (5.24)$$

На леђној површини алата, услед обртања предмета обраде, у ваздуху настаје брзинско поље које утиче на коефицијент прелаза топлоте, односно, долази до принудне кондуктивне размене са околином. Овде се користе решења која важе за уздужно опструјавање равне плоче [5, 36, 110-112].

При томе је средња брзина ваздуха одређена као [5, 36]:

$$u_{sr} = 0,85 v_c = 1,42, \quad \frac{\text{m}}{\text{s}} . \quad (5.25)$$

Средња температура ваздуха је 40 °C [5], па је *Reynolds*-ов број [110-112, 114-116]:

$$Re = \frac{u_{sr} H \rho}{\mu} = \frac{1,42 \cdot 0,03 \cdot 1,128}{19,1 \cdot 10^{-6}} = 2516 < 4 \cdot 10^4 . \quad (5.26)$$

У том случају *Nusselt*-ов број рачуна се коришћењем следећег израза [110-112, 114-116]:

$$Nu = 0,66 \sqrt{Re}^3 \sqrt{Pr} \left( \frac{Pr}{Pr_z} \right)^{1/4} = 0,66 \sqrt{2516}^3 \sqrt{0,703} \left( \frac{0,703}{0,696} \right)^{1/4} = 29,5 , \quad (5.27)$$

а одговарајући коефицијент прелаза топлоте биће [110-112, 114-116]:

$$\alpha_{8,8'sr} = \frac{\lambda}{H} Nu = \frac{2,76 \cdot 10^{-2}}{3 \cdot 10^{-2}} 29,5 = 27,14, \quad \frac{\text{W}}{\text{m}^2\text{K}} . \quad (5.28)$$

У процесу резања неке површине алата налазе се у мирном ваздуху, услед чега се размена топлоте између алата и околине врши природном конвекцијом. Коефицијент прелаза топлоте прорачунат је за вертикалне површине, док је за хоризонталне узета претходно срачуната вредност помножена фактором 0,7 (за доњу), а 1,3 (за горњу) [5].

Да би се одредио коефицијент прелаза топлоте при природној конвекцији за вертикалне површине прво се рачуна *Grashof*-ов број користећи следећи израз [110-112, 114-116]:

$$Gr = \frac{g \beta H^3 \Delta T}{\nu^2} = \frac{9,81(3 \cdot 10^{-2})^3 \cdot 40}{293,15(15,06 \cdot 10^{-6})^2} = 15,935 \cdot 10^4. \quad (5.29)$$

Коефицијент топлотне дифузије у ваздуху за карактеристичну температуру је [110-112, 114-116]:

$$a = \frac{\lambda}{c \rho} = \frac{2,76 \cdot 10^{-2}}{1,005 \cdot 10^3 \cdot 1,128} = 2,43 \cdot 10^{-5}, \quad \frac{\text{m}^2}{\text{s}}. \quad (5.30)$$

*Prandtl*-ов број рачуна се као [110-112, 114-116]:

$$Pr = \frac{\nu}{a} = \frac{16,96 \cdot 10^{-6}}{2,43 \cdot 10^{-5}} = 0,697. \quad (5.31)$$

Вредност критеријума

$$(Gr Pr) = 15,935 \cdot 10^4 \cdot 0,697 = 11,11 \cdot 10^4. \quad (5.32)$$

За

$$(Gr Pr) = 11,11 \cdot 10^4 < 10^9 \quad (5.33)$$

вредност *Nusselt*-овог броја, за вертикални зид рачуна се према изразу [110-112, 114-116]:

$$Nu = 0,68 + \frac{0,67 (Gr Pr)^{1/4}}{[1 + (0,492/Pr)^{9/16}]^{4/9}} = 10,05, \quad (5.34)$$

а одговарајући коефицијент прелаза топлоте [110-112, 114-116]:

$$\alpha_{6,10sr} = \frac{\lambda}{H} Nu = \frac{2,76 \cdot 10^{-2}}{3 \cdot 10^{-2}} 10,05 = 9,24, \quad \frac{\text{W}}{\text{m}^2 \text{K}}. \quad (5.35)$$

За хоризонталне површине рачунају се коефицијенти конвекције као:

$$\alpha_{9sr} = 1,3 \cdot 9,24 = 12,1, \quad \frac{\text{W}}{\text{m}^2 \text{K}}, \quad (5.36)$$

односно,



$$\alpha_{7, sr} = 0,7 \cdot 9,24 = 6,47, \quad \frac{\text{W}}{\text{m}^2\text{K}}. \quad (5.37)$$

На контакту алата са носачем размена топлоте се врши кондукцијом. Коефицијент преноса топлоте представља реципрочну вредност отпора преношењу топлоте. Материјал држача резне плочице је 42CrMo4. Експериментално је за следеће услове контакта (контактни притисак  $p = 5 \text{ kN/cm}^2$ , температура  $T = 40 \text{ }^\circ\text{C}$  и квалитет обраде површина N6) одређена вредност отпора  $R_t = 0,05 \text{ m}^2\text{K/W}$  [5, 36]. Коефицијент преноса топлоте представља реципрочну вредност отпора  $R_t$ :

$$\frac{1}{R_t} = 20, \quad \frac{\text{W}}{\text{m}^2\text{K}}. \quad (5.38)$$

При хлађењу термоелектричним модулом мења се средња температура ваздуха, у односу на претходни случај, и сада износи  $T_m = 25 \text{ }^\circ\text{C}$ , па се вредности коефицијената прелаза топлоте одређују на следећи начин [110-112, 114-116]:

$$Re = \frac{u_{sr} H \rho}{\mu} = \frac{1,42 \cdot 0,03 \cdot 1,235}{18,35 \cdot 10^{-6}} = 2867 < 4 \cdot 10^4, \quad (5.39)$$

$$Nu = 0,66 \sqrt{Re} \sqrt[3]{Pr} \left( \frac{Pr}{Pr_z} \right)^{1/4} = 0,66 \sqrt{2867} \sqrt[3]{0,702} \left( \frac{0,702}{0,701} \right)^{1/4} = 31,41, \quad (5.40)$$

$$\alpha_{8,8' sr} = \frac{\lambda}{H} Nu = \frac{2,63 \cdot 10^{-2}}{3 \cdot 10^{-2}} 31,41 = 27,53, \quad \frac{\text{W}}{\text{m}^2\text{K}}. \quad (5.41)$$

За површине које се налазе у мирном ваздуху [110-112, 114-116]:

$$Gr = \frac{g \beta H^3 \Delta T}{\nu^2} = \frac{9,81 (3 \cdot 10^{-2})^3 \cdot 10}{293,15 (15,06 \cdot 10^{-6})^2} = 3,984 \cdot 10^4, \quad (5.42)$$

$$(Gr Pr) = 3,984 \cdot 10^4 \cdot 0,702 = 2,797 \cdot 10^4, \quad (5.43)$$

$$Nu = 0,68 + \frac{0,67 (Gr \cdot Pr)^{1/4}}{[1 + (0,492/Pr)^{9/16}]^{4/9}} = 7,322, \quad (5.44)$$

па коефицијенти прелаза топлоте за вертикалне површине имају вредности:

$$\alpha_{6,10 sr} = \frac{\lambda}{H} Nu = \frac{2,63 \cdot 10^{-2}}{3 \cdot 10^{-2}} 7,322 = 6,42, \quad \frac{\text{W}}{\text{m}^2\text{K}}. \quad (5.45)$$

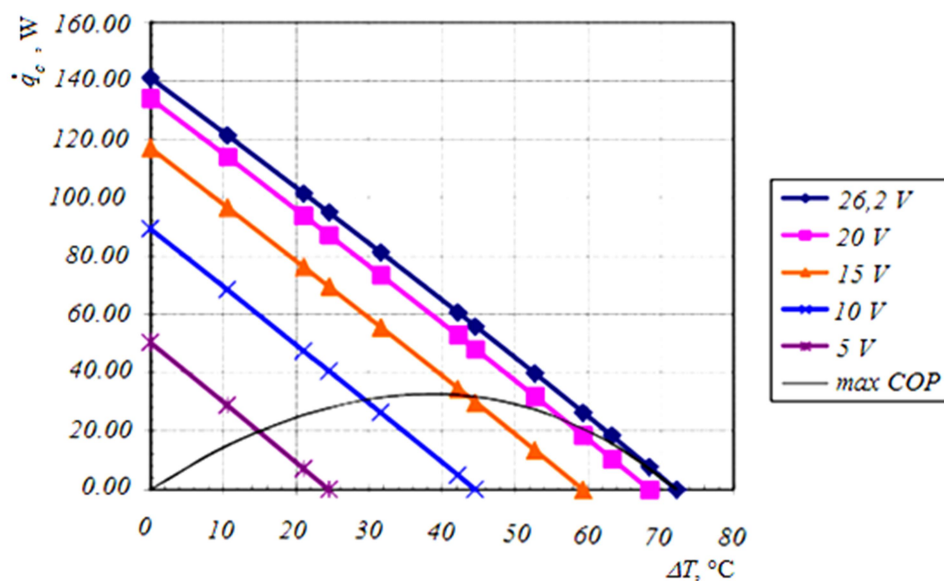
За хоризонталне површине рачунају се коефицијенти прелаза топлоте као:

$$\alpha_{9_{sr}} = 1,3 \cdot 6,42 = 8,34, \quad \frac{W}{m^2K}, \quad (5.46)$$

$$\alpha_{7_{sr}} = 0,7 \cdot 6,42 = 4,5, \quad \frac{W}{m^2K}. \quad (5.47)$$

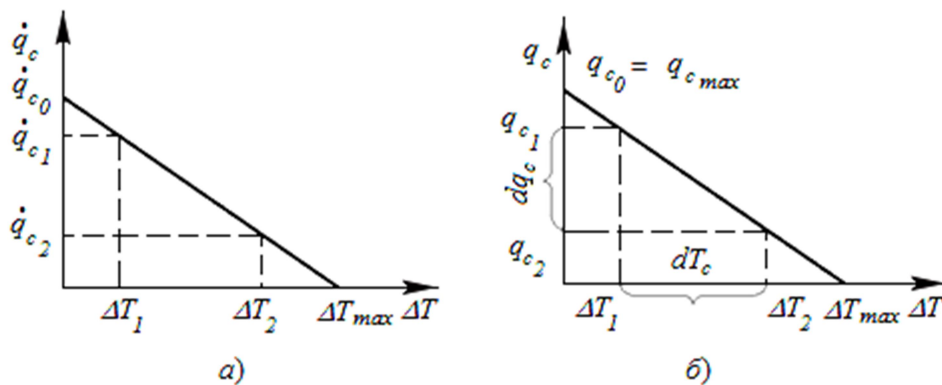
### 5. 3. МОДЕЛИРАЊЕ ТЕМПЕРАТУРСКОГ ПОЉА ПРИ ОБРАДИ НА СТРУГУ У УСЛОВИМА ТЕРМОЕЛЕКТРИЧНОГ ХЛАЂЕЊА

При хлађењу је потребно одводити топлоту већом брзином од брзине њеног притицања у објекат који се хлади, у овом случају резни алат. При моделовању температурског поља у резном алату, узима се да се укључивање система за хлађење врши истовремено са почетком процеса резања, при чему се сматра да је температура алата на почетку процеса једнака температури околине. При укључивању долази до локалног снижења температуре објекта у околини ТЕМ. Међутим, како су тачке објекта у којима долази до значајнијег хлађења, испод и непосредно око ТЕМ, покривене изолацијом нема топлотне размене са околином, а у тачкама објекта које су ван изолације блажи је температурни градијент, па се флуks топлоте из околине према објекту занемарује. Наиме, у овим тачкама температура објекта је блискија температури околине, па је и слабији интензитет топлотне размене.



Слика 5.6. Произвођачка карактеристика ТЕМ [134]

Перформансе ТЕМ могу се израчунати на основу формула датих у поглављу 4. Међутим, при набавци модула најчешће нису познате термофизичке карактеристике полупроводничког материјала. Оне представљају тајну произвођача. Због тога није могуће одредити топлотни флуks на хладној страни примењујући једначину (4.10). Познавање топлотног флуksа на хладној страни ТЕМ неопходно је за симулацију процеса хлађења. Коришћењем карактеристике једног ТЕМ (сл. 5.6.) произвођача TE Technology, (MI, USA), на даље се анализира рад модула у режиму хлађења. Уочава се да је овај топлотни флуks, за константну вредност радног напона, линеарно опадајућа функција разлике температура. Дијаграм функције  $\dot{q}_c(\Delta T)$  представља праву линију приказану на слици 5.7.а.



Слика 5.7. Дијаграми за моделовање рада ТЕМ помоћу МКЕ

Отуда се топлотни флуks на хладној страни ТЕМ, за константну вредност радног напона, може приказати следећом једначином:

$$\dot{q}_c = \dot{q}_{c_0} - K_1 \Delta T, \quad (5.48)$$

где је:  $K_1$  - коефицијент правца, који представља константу за одређену вредност напона напајања и дефинише се, имајући у виду слику, једначином облика:

$$K_1 = \frac{\dot{q}_{c_0}}{\Delta T_{max}}. \quad (5.49)$$

С обзиром на положај топлотних извора на површини испод хладне стране модула јавиће се нехомогено, нестационарно температурско поље такво да ће највиша температура бити у тачкама које су најближе врху алата и горњој површини. Ако се зна да је температура на топлој страни у овом случају константана, то значи да ће у тим

тачкама разлика температура између топле и хладне стране модула  $\Delta T = T_h - T_c$  бити најмања. Са дијаграма се види да што је мања разлика поменутих температура то је топлотни флуks из објекта према ТЕМ већи. Услед тога у тачкама са вишом температуром због бржег одвођења топлоте сама температура брже пада што условљава ублажавање температурног градијента на посматраној површини, односно уједначавања температура између области највиших и најнижих температура.

У конкретном случају, на површини бакарног уметка коју покрива ТЕМ формира се нестационарно, нехомогено температурско поље, означено са  $T_c$ . Вредност температуре  $T_h$  подешава се на регулатору и може се сматрати да је то средња вредност на топлој страни модула.

У циљу правилног моделовања рада ТЕМ, као основа за прорачун температурског поља у резном алату и сагледавања ефеката хлађења оваквим системом врши се анализа рада и изводе једначине погодне за примену МКЕ.

У условима рада ТЕМ које карактерише константна температура по целој површини на хладној страни модула, густина топлотног флуksа из објекта према систему за хлађење биће равномерна. Израчунавање ове вредности може се извршити простим свођењем на јединицу површине, дељењем једначине (5.48) површином модула  $S$ :

$$q_c = q_{c_0} - k_1 \Delta T, \quad (5.50)$$

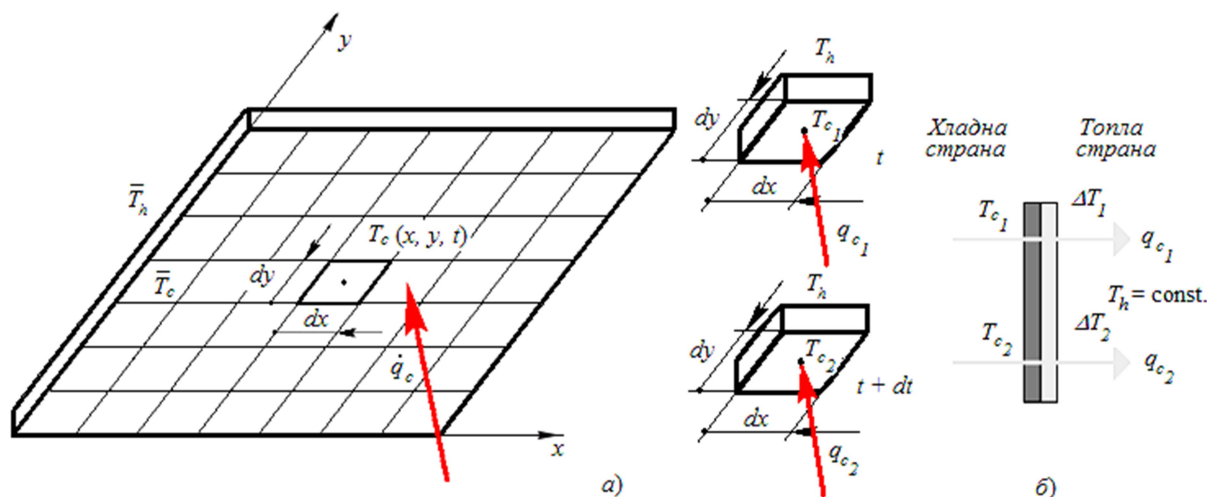
где је:  $q_{c_0} = \dot{q}_{c_0}/S$ , а  $k_1 = q_{c_0}/\Delta T_{max}$ .

Дијаграмски приказ зависности (5.50) дат је на (сл. 5.7.б). Ако модул ради при  $T_c(x,y) = const.$  тада ће разлика температура по целој површини бити  $\Delta T(x,y) = const.$  Када се површина испод модула издели на коначне елементе (сл. 5.8.а) ова претпоставка ће важити за сваки од њих. То значи да сваки од њих апсорбује исту количину топлоте у јединици времена  $\dot{q}_{c_i}$ . Укупан топлотни флуks за цео термоелектрични модул рачуна се простим сумирањем флуksева свих коначних елемената:

$$\dot{q}_c = \sum_{i=1}^n \dot{q}_{c_i} = n \dot{q}_{c_i}. \quad (5.51)$$

С обзиром на равномерну расподелу, израз за топлотни флукс на једном КЕ може се одредити дељењем одговарајуће вредности која се односи на цео модул бројем коначних елемената:

$$\dot{q}_{ci} = \frac{\dot{q}_c}{n}. \quad (5.52)$$



Слика 5.8. Подела на КЕ са анализом рада

Све време рада ТЕМ вредност температуре на топлој страни одржава се константном, па већа вредност на хладној страни одговара мањој разлици температура између страна модула. У тим тачкама модул црпи више топлоте, док ће у тачкама на хладној страни које се налазе на нижим температурама бити обрнуто. За две тачке на хладној страни модула (сл. 5.8.б), које се налазе на различитим температурама, важе следеће зависности:

$$\Delta T_i = T_h - T_{ci} \rightarrow \Delta T_1 = T_h - T_{c1}, \quad \Delta T_2 = T_h - T_{c2},$$

$$T_{c1} > T_{c2} \rightarrow \Delta T_1 < \Delta T_2.$$

На основу тога се може закључити да је:

$$q_{c1} > q_{c2}.$$

У таквим условима, смањују се разлике између минималне и максималне температуре на хладној страни чиме долази до уједначавања вредности на овој површини што има за последицу ефикаснији рад самог модула.

Ако у свим тачкама на хладној страни дође до промене температуре  $T_c$  за вредност  $dT_c$ , прираштај густине топлотног флуksа у свим тачкама биће  $d\dot{q}_c$ , а при даљим променама температуре мењаће се по правој линији (сл. 5.7.б), чији је коефицијент правца  $k_l$ . При томе је уведена претпоставка да термофизичке карактеристике полупроводничког материјала остају константне имајући у виду релативно мали опсег промене температура.

Ако само на  $k$  - том елементу дође до пораста температуре за вредност  $dT_{ck}$ , док на свим осталим остане непромењена, онда само на површини тог елемента долази до промене густине топлотног флуksа, односно количине апсорбоване топлоте. Тада густина топлотног флуksа на хладној страни овог елемента износи:

$$q_{ck} = q_{c_0} - k_1(T_h - (T_c - dT_{ck})). \quad (5.53)$$

На површинама свих осталих елемената густина топлотног флуksа остаје непромењена:

$$q_{ci} = q_{c_0} - k_1(T_h - T_c), \quad i = \overline{1, k-1} \wedge \overline{k+1, n}. \quad (5.54)$$

У овом случају количина топлоте коју испумпава цео модул може се израчунати сумирањем по свим елементима:

$$\dot{q}_c = \sum_{i=1}^n \dot{q}_i = (n-1)\dot{q}_{c1} + \dot{q}_{ck}. \quad (5.55)$$

Ако сада од извора доведена топлота изазове промену температуре на хладној страни јавља се температурско поље, такво да на сваком елементу буде различита температура. Ово ће имати за последицу да сваки од њих црпи различите количине топлоте, па је укупни топлотни флуks за цео модул:

$$\dot{q}_c = \sum_{i=1}^n \dot{q}_{ci} = \iint_S q_c(x, y) dx dy.$$

Сада се посматра  $i$  - ти елемент (сл. 5.8), инфинитезималних димензија. Ако је температура на његовој хладној страни у тренутку  $t$ ,  $T_{cl}$ , густина топлотног флуksа за тај елемент дата је изразом:

$$q_{c_1} = q_{c_0} - k_1(T_h - T_{c_1}). \quad (5.56)$$

Ако за време  $dt$ , на хладној страни елемента дође до пораста температуре за  $dT_c$  температура хладне стране биће:

$$T_{c_2} = T_{c_1} + dT_c.$$

Ова промена узрокује промену топлотног флукса на хладној страни модула за вредност  $dq_c$ :

$$q_{c_2} = q_{c_1} + dq_c, \quad (5.57)$$

$$q_{c_2} = q_{c_0} - k_1[T_h - (T_{c_1} + dT_c)]. \quad (5.58)$$

Прираштај густине апсорбоване топлоте посматраног елемента за време  $dt$  одређује се из једначине (5.57) уз коришћење (5.56) и (5.58):

$$dq_c = q_{c_1} - q_{c_2} = k_1 dT_c. \quad (5.59)$$

Интеграцијом једначине (5.59) за следеће почетне и граничне услове:

$$t = 0, \quad \Delta T = 0 \rightarrow T_c = T_h, \text{ а } q_c = q_{c_0},$$

$$t = t + dt, \quad T_c = T_c \rightarrow \Delta T = T_h - T_c, \text{ а } q_c = q_c,$$

$$\int_{q_{c_0}}^{q_c} dq_c = \int_{T_h}^{T_c} k_1 dT_c, \quad (5.60)$$

добија се израз за густину топлотног флукса:

$$q_c = q_{c_0} - k_1(T_h - T_c). \quad (5.61)$$

Ако се претпостави да је површина ТЕМ подељена на  $2n$  коначних елемената онда на топлој страни сваком елементу са температуром  $T_h = T_{hsr} + \Delta T$  одговара елемент чија је температура  $T_h = T_{hsr} - \Delta T$ . Заменом ових вредности у једначини (5.61), сабирањем оба појединачна израза, добија се израз за густину топлотног флукса:

$$q_c = q_{c_0} - k_1(T_{hsr} - T_c), \quad (5.62)$$

где је:  $T_{hsr}$  - средња температура на топлој страни ТЕМ, односно вредност подешена на регулатору. Ово је јасно из саме дефиниције појма средње температуре на површини, која је значајна за конкретан практични проблем. За прецизније моделовање рада модула потребно је, поред познавања термофизичких својстава материјала и моћнијег софтвера, дубље улажење у природу веома сложених и разнородних процеса који се одвијају унутар модула.

При овоме треба имати у виду да је посматрано за цео модул  $T_c = T_c(x, y)$ . Укупан топлотни флуks на хладној страни модула из објекта који се хлади, добија се интеграцијом густине флуksа по површини коју покрива ТЕМ:

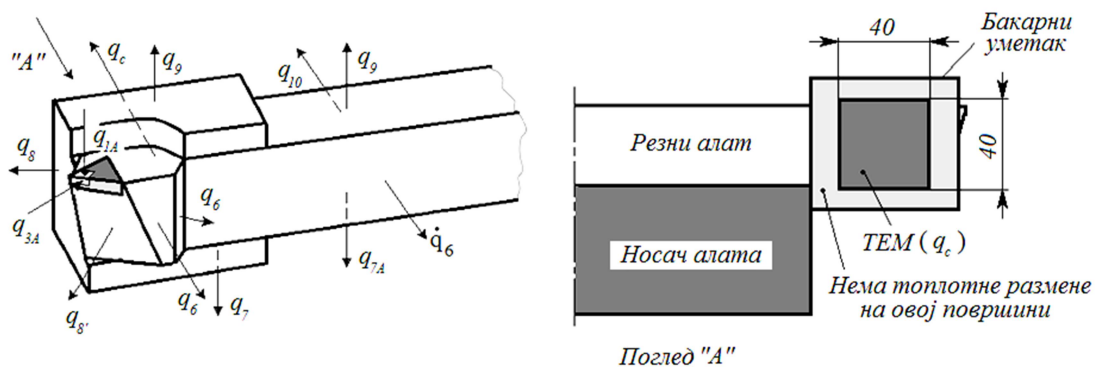
$$\dot{q}_c = \int_0^a \int_0^b q_c(x, y) dx dy = \int_0^a \int_0^b [q_{c0} - k_1(T_h - T_c(x, y))] dx dy.$$

Гранични услов на месту ТЕМ (сл. 5.9) има облик:

$$\dot{q}_{c0} - k_1(T_h - T_c) = \lambda \sum_{i=1}^3 \frac{\partial T}{\partial x_i} n_i, \tag{5.63}$$

односно, специфични топлотни флуks је:

$$q_c = q_{c0} - k_1 \Delta T = q_{c0} - k_1(T_h - T_c). \tag{5.64}$$



Слика 5.9. Математички модел алата хлађеног системом на бази ТЕМ

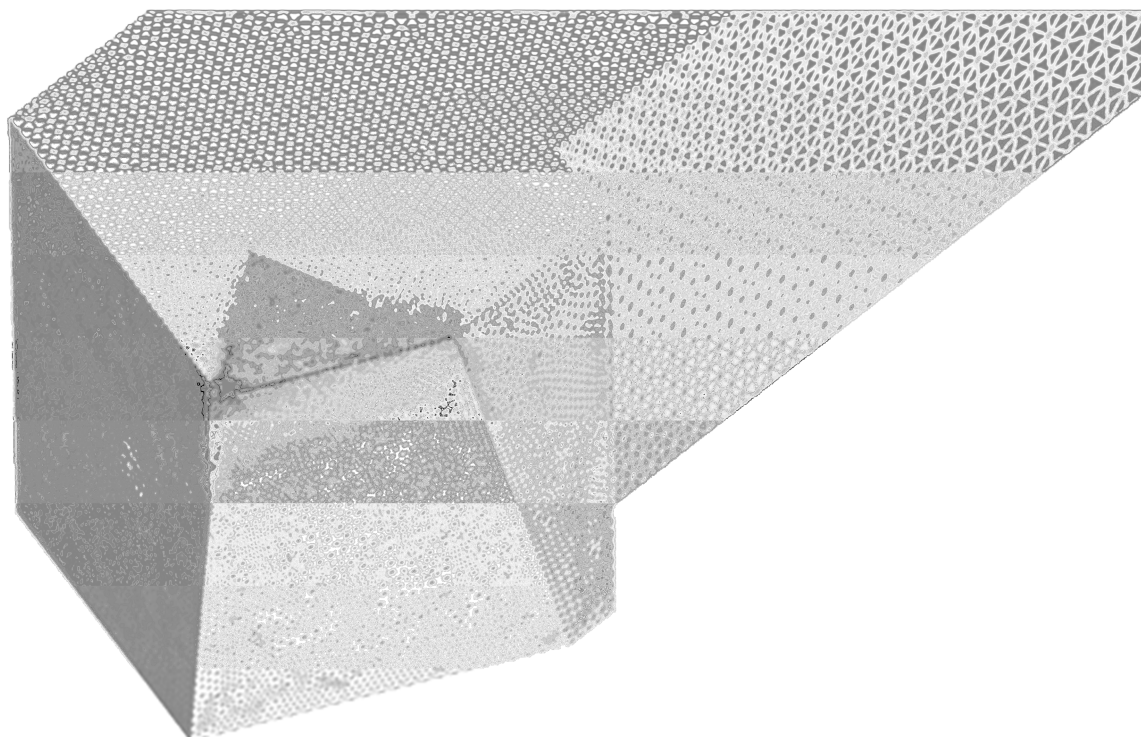
На овај начин дефинисани су гранични услови на свим површинама резног алата како при обради на суво, тако и у условима хлађења системом на бази ТЕМ.



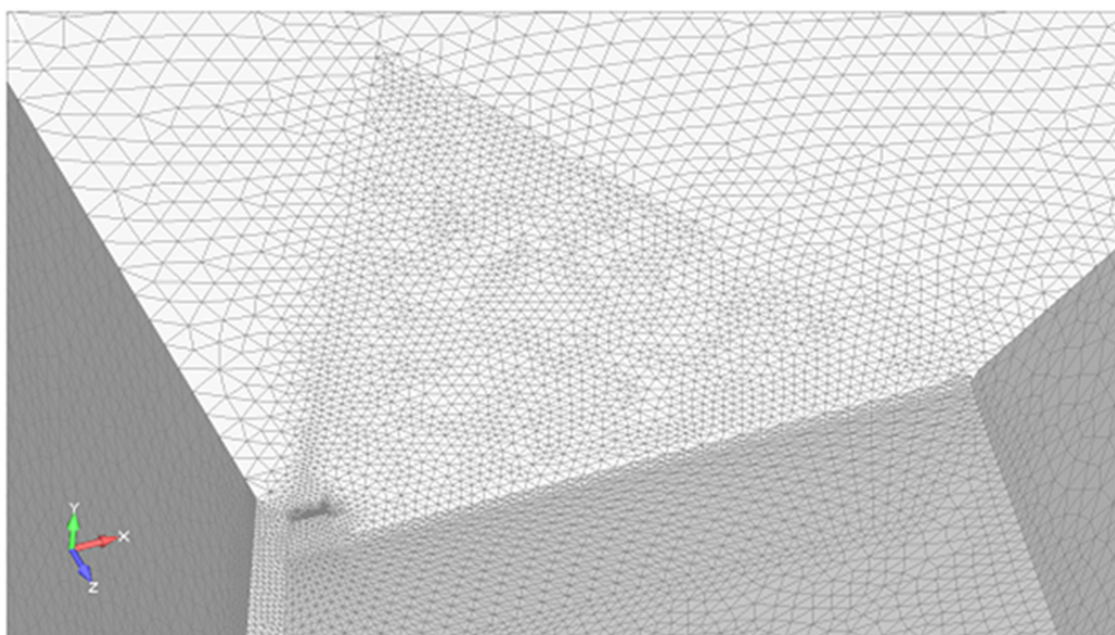
## 6. ПРОРАЧУН ТЕМПЕРАТУРСКОГ ПОЉА ПРИМЕНОМ МКЕ

Прорачун температурског поља у резном алату на основу претходно описаног математичког модела извршен је применом програмског пакета РАК-Т, развијеног на Катедри за примењену механику, Факултета инжењерских наука у Крагујевцу [138].

На моделу резног алата програм генерише мрежу коначних елемената. У овом случају због начина задавања граничних услова на грудној и леђној површини који је захтевао ситнију поделу, елементи при врху алата су знатно мањих димензија па у резултатима прорачуна долази до значајног расипања вредности. Базни модел алата са мрежом коначних елемената приказан је на слици 6.1. На врху плочице, у зони контакта са струготином уочава се област у којој је подела ситнија (сл. 6.2).



Слика 6.1. Базни модел алата са мрежом коначних елемената



Слика 6.2. Базни модел алата са мрежом коначних елемената – врх ножа

Као улазни подаци задају се: термофизичке карактеристике материјала, вредности специфичних топлотних флукса на површинама контакта са обратком и струготином, температура околине, коефицијенти прелаза и преноса топлоте и специфични топлотни флуks на површини бакарног уметка која је у контакту са хладном страном ТЕМ. Као почетни услов задаје се да је температура алата у тренутку  $t = 0$  једнака собној. Термофизичке карактеристике материјала уносе се из табеле 6.1.

Табела 6.1: Термофизичке карактеристике материјала алата [122, 135]

Делови алата	Материјал алата	Карактеристика материјала		
		$\rho$ , kg m <sup>-3</sup>	$\lambda$ , Wm <sup>-1</sup> K <sup>-1</sup>	$c$ , Jkg <sup>-1</sup> K <sup>-1</sup>
Резна плочица	P20	11600	40	523
Држач	42CrMo4	7830	46	500
Уметак	Cu	8960	386	385

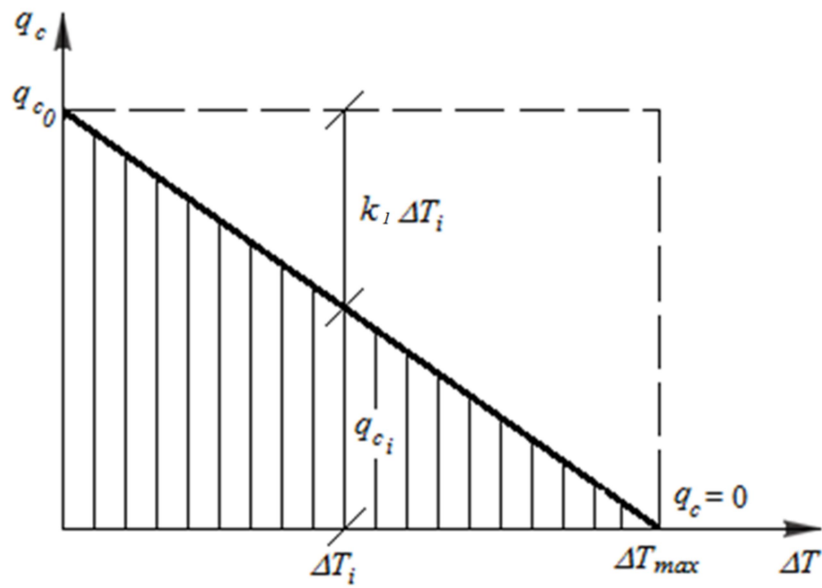
Како у програму не постоји могућност задавања граничних услова у функцији положаја тачке, контактне површине су подељене на поља, а вредности специфичних топлотних флукса задате су као средње вредности за посматрано поље. Контакт на грудној површини је ради тога подељен на 10 поља ширине 0,1 mm, а средње вредности специфичних топлотних флукса уносе се из табеле 5.2. Контакт на леђној површини је такође подељен на поља исте ширине, а уносе се вредности из табеле 5.4.

Као коефицијенти конвекције и кондукције уносе се вредности које су израчунате у поглављу 5., стим што су при обради на суво вредности дате у једначинама (5.28. и 5.35-5.38), а за услове хлађења системом на бази ТЕМ (5.41. и 5.45-5.47).

Гранични услов на месту ТЕМ задаје се у облику (5.63), а одговарајући специфични топлотни флуks дат је једначином (5.64). Софтвер нема могућност задавања граничног услова у оваквом облику па се приступило математичкој импровизацији, користећи друге могућности софтвера [129, 138]. У том смислу вредност специфичног топлотног флуksа на овом месту разложена је на две компоненте. Прва  $q_{c0}$  је константна у току времена по целој површини контакта бакарног уметка са ТЕМ и представља специфични топлотни флуks који модул црпи из резног алата у режиму празног хода, при  $\Delta T = 0$ . Знак ове компоненте је негативан јер представља топлоту која се одводи из објекта. Друга компонента  $q_{(\Delta T)}$  је супротног знака, она својим порастом умањује ефикасност рада ТЕМ смањујући количину испумпане топлоте. Вредност  $q_{(\Delta T)}$  задаје се као фиктивна конвекција од ТЕМ према алату. Збирна вредност специфичног топлотног флуksа узима у обзир обе компоненте и опада снижавањем  $T_c$ , односно порастом температурне разлике између спојева ТЕМ  $\Delta T$ . Потребне вредности за уношење ове две густине топлотног флуksа узимају се из табеле 6.4.

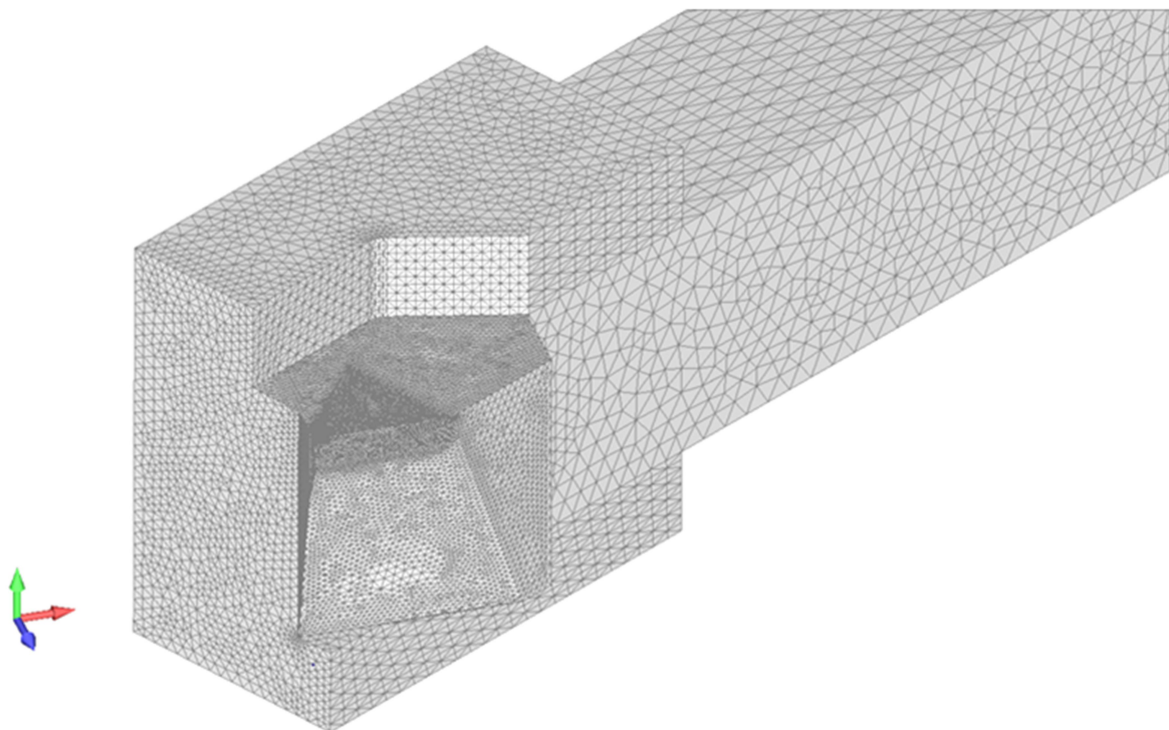
По аналогiji са једначином (5.10), за унос компоненте  $q_{(\Delta T)}$ , као коефицијент прелаза топлоте се уноси вредност одговарајућег коефицијента правца  $k_l$ , температура околине замењује се температурским пољем на хладној страни модула  $T_c$ , а температура површине са које се врши конвекција замањује се температуром на топлој страни термоелектричног модула (вредност подешена на регулатору)  $T_h$ .

Наиме, процес хлађења представљен је као резултат деловања поменуте две компоненте. Прва је густина топлотног флуksа  $q_{c0}$ , која је усмерена из објекта који се хлади. Друга компонента, супротног смера, узима у обзир умањење ефекта поменутог хлађења као последице пораста разлике температура  $\Delta T$ , услед хлађења и снижавања температуре на хладној страни модула  $T_c$ . Разлика ове две компоненте је ефекат рада термоелектричног модула који опада са вредности  $q_{c0}$ , у режиму празног хода при  $\Delta T = 0$ , до нуле при  $\Delta T = \Delta T_{max}$ . Дијаграмски приказ поменуте две компоненте дат је на слици 6.3, а густина топлотног флуksа која представља ефекат термоелектричног хлађења приказана је шрафираном површином.

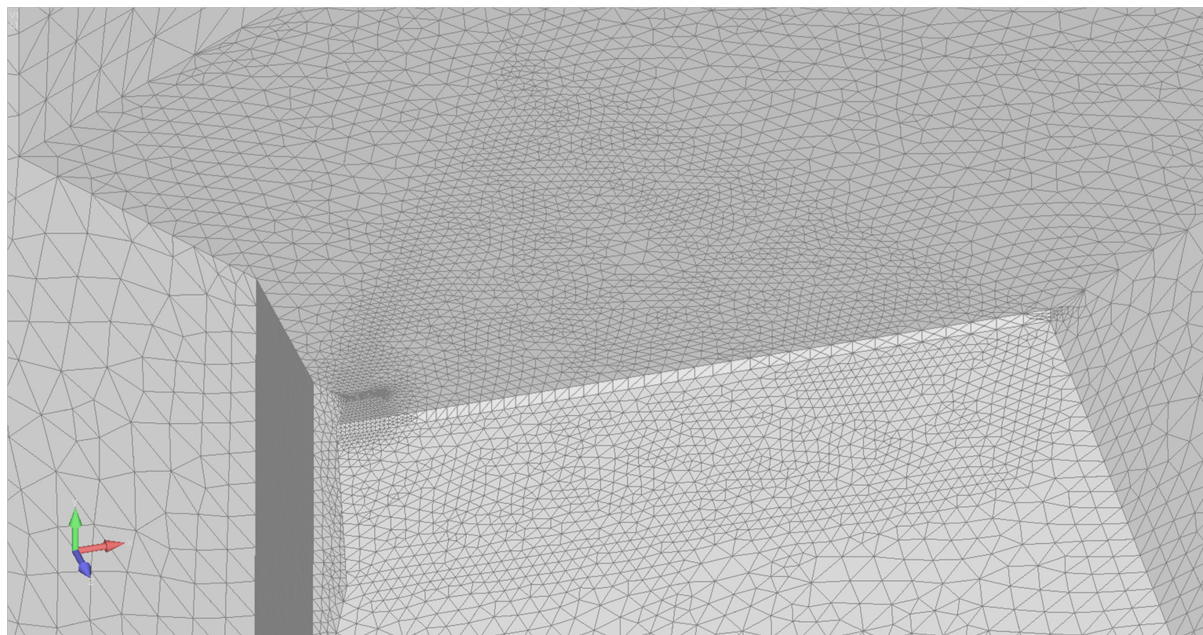


Слика 6.3. Задавање граничног услова на месту ТЕМ

За прву конструктивну варијанту система за хлађење мрежа коначних елемената дата је на слици 6.4, а врх ножа на (сл. 6.5).



Слика 6.4. Алат хлађен ТЕ модулом 1. варијанта са мрежом коначних елемената

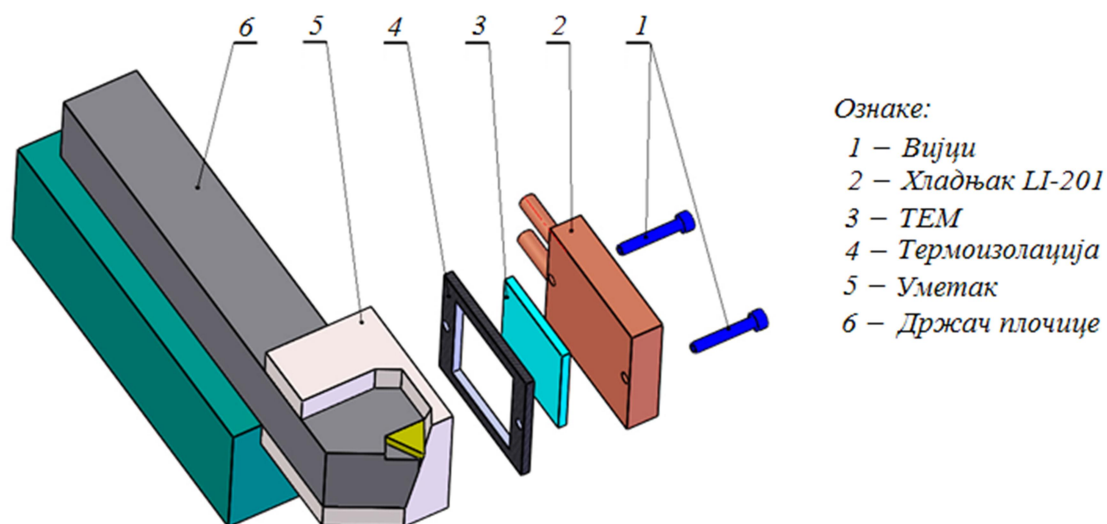


Слика 6.5. *Врх ножа са мрежом коначних елемената - 1. варијанта*

Како су ефекти хлађења у претходном случају били испод очекиваних, идеје за побољшање конструкције система за хлађење ишле су у два правца. Прво, да се систем за хлађење лоцира на главној леђној површини резног клина, како би био ближе топлотним изворима и друго да се примене модули новијих конструкцијских концепција, базирани на нанотехнологијама. Како је класични ТЕМ већ био на располагању, изабрана је прва могућност. У овом случају више су температуре на хладној страни модула, због ближих топлотних извора и интензивнијег дотока топлоте од њих, па је количина топлоте коју црпи ТЕМ већа, односно хлађење је интензивније. Ова конструктивна варијанта система за хлађење дата је на (сл. 6.6).

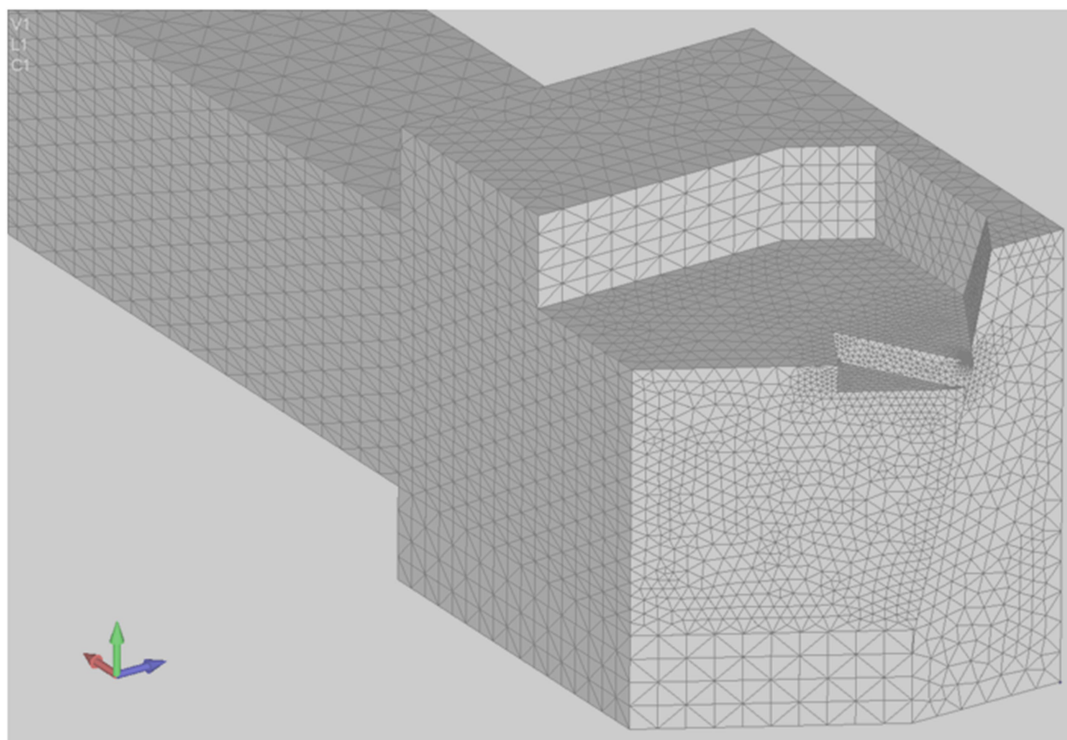
Треба напоменути да је ова конструктивна варијанта урађена само у експерименталне сврхе. У овој варијанти, систем за хлађење је монтиран у ограниченом простору, непосредно уз зону резања, па постоје ограничења по питању дубине резања. Наиме, бакарни уметак је постављен тако да је резна плочица у односу на њега истурена само 3 mm, па дубина резања мора бити мања, али имајући у виду да је овај систем применљив само за фину обраду та чињеница нема већи практичан значај. Оваквим лоцирањем система за хлађење одустало се од мерења температуре као у претходном случају, па се у овој варијанти остало само на рачунским вредностима температуре, а превасходни интерес су били ефекти хлађења, односно, постојаност резног алата. Због уградње бакарног уметка на главној леђној површини алата, у циљу обезбеђивања

правилног налегања, добрих термичких контаката и изменљивости резне плочице, посебна пажња посвећена је обликовању належајућих површина уметка и држача са резном плочицом. У том смислу ова два елемента су модификована у односу на прву конструктивну варијанту.

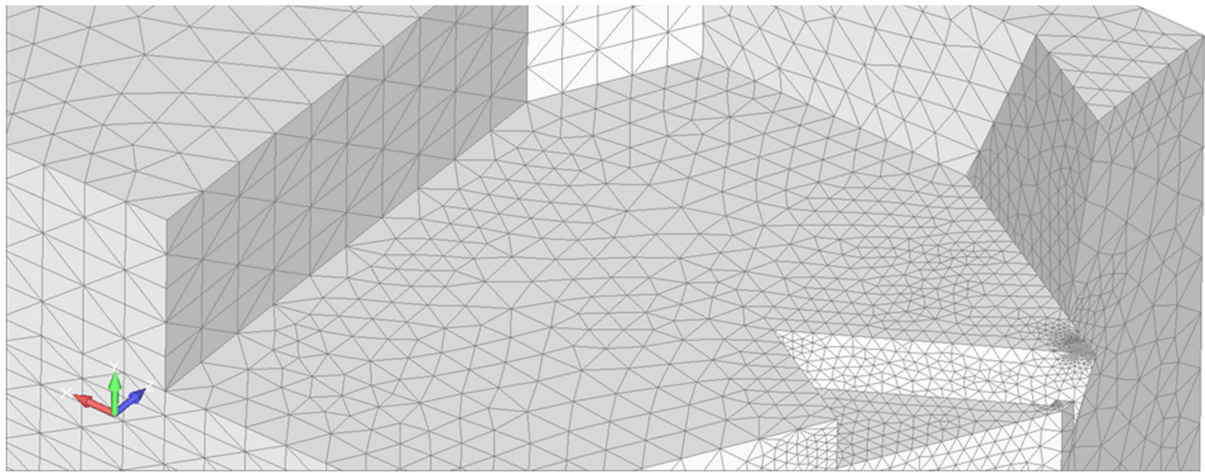


Слика 6.6. Систем за хлађење алата са ТЕМ на главној леђној површини – 2. варијанта

За другу конструктивну варијанту система за хлађење мрежа коначних елемената дата је на слици 6.7, а врх ножа на (сл. 6.8).



Слика 6.7. Алат хлађен ТЕ модулом 2. варијанта са мрежом коначних елемената



Слика 6.8. *Врх ножа мрежа коначних елемената 2. варијанта*

## 7. ЕКСПЕРИМЕНТАЛНА ИСТРАЖИВАЊА ТЕМПЕРАТУРСКОГ ПОЉА

### 7.1. УСЛОВИ ИЗВОЂЕЊА ЕКСПЕРИМЕНТА

Експериментално истраживање вршено је на универзалном стругу модел РА-30, производ фирме „POTISJE“ из Аде, за следеће услове обраде:

- производна операција: стругање, фина уздужна обрада;
- начин стезања: између шиљака;
- режим резања: брзина резања  $v_c = 100$  m/min, дубина резања  $a_p = 1,0$  mm и корак  $f = 0,15$  mm/o;
- резни алат: резна плочица од тврдог метала TPMN 16 04 08, у квалитету Р 20, производ фирме “Sandvik Coromant”, у држачу STEPR 30 30 16 од 42CrMo4 (SRPS EN 10083-1: 2004), израђеном у погону алатнице ИМК „14. Октобар“ у Крушевцу. Резна геометрија:  $\kappa = 60^\circ$ ,  $\gamma = 0^\circ$ ,  $\alpha = 11^\circ$ ,  $\lambda = 0^\circ$  и  $r_\epsilon = 0,8$  mm. На леђној површини алата накнадним брушењем урађена је фазета  $l_{cl} = 0,3$  mm; Карактеристике тврдог метала Р20 и држача плочице према подацима произвођача и карактеристике материјала бакарног уметка [122], дате су у табели 6.1.
- предмет обраде: шипка пречника  $\phi 80$  mm, од челика С60 (SRPS EN 10083-2: 2004), у жареном стању,  $R_m = 70$  daN/mm<sup>2</sup>, тврдоће 240HV.
- обрада се обавља на суво и са хлађењем резног алата системом на бази ТЕМ (три вредности температуре на топлој страни модула, и за сваку од њих варирање вредности радних напона, изабране између оних за које је произвођач дао карактеристике ТЕМ).



## **7.2. ЕКСПЕРИМЕНТАЛНО ИСТРАЖИВАЊЕ ТЕМПЕРАТУРСКОГ ПОЉА ПРИ ОБРАДИ НА СТРУГУ БЕЗ ХЛАЂЕЊА**

Ради провере и верификације базног модела, с обзиром да су код истог извршене извесне корекције пре свега при прорачунима снаге топлотних понора, вршено је мерење температуре у једној тачки у зони контакта алата и струготине и по дужини тела алата у седам тачака како је приказано на слици 7.5.

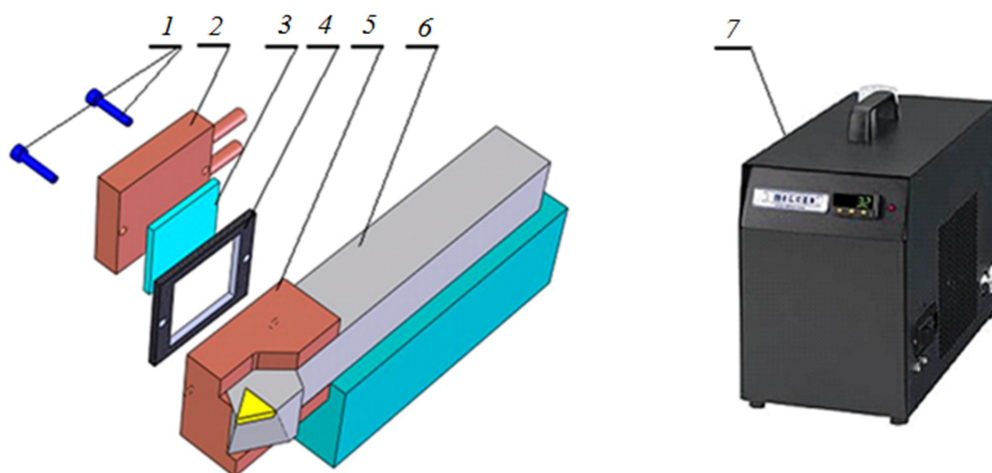
У циљу верификације базног модела температура је мерена вештачким термопаром, а измерена вредност је упоређивана са прорачунатом. Термопар је смештен у рупу избушену са доње стране алата која кроз резну плочицу излази на грудну површину, на растојању 0,6 mm од сечива. У рупу је смештен термопар S-типа (Pt + 10% Rh), са пречницима жице 0,05 mm. Жице су изоловане ватроотпорним лепком, како међусобно, тако и у односу на алат. Крајеви жице који излазе на грудну површину међусобно су спојени у чвор и додирују наличје струготине при њеном кретању. Ово је топли спој термопара. Струјно коло затворено је мерним инструментом типа *Honeywell 906T Visicorder* који региструје вредност индуковане ЕМС у току резања. Измерена вредност зависи искључиво од температуре топлотне споја и одређује се на основу баждарног дијаграма [5].

Очитавање вредности температуре по дужини тела алата вршено је у временском интервалу од 2 минута, а резултати мерења у облику листинга дати су у даљем тексту.

## **7.3. ЕКСПЕРИМЕНТАЛНО ИСТРАЖИВАЊЕ ТЕМПЕРАТУРСКОГ ПОЉА ПРИ ОБРАДИ НА СТРУГУ У УСЛОВИМА ТЕРМОЕЛЕКТРИЧНОГ ХЛАЂЕЊА**

У циљу испитивања могућности ТЕ хлађења алата, пројектован је и реализован систем за хлађење на бази ТЕМ и вршена испитивања ефеката хлађења мерењем температуре у изабраним тачкама по дужини тела алата. Упоређивањем измерених вредности са рачунским проверавана је ваљаност развијеног математичког модела за прорачун температура у алату хлађеном термоелектричним модулом.

Систем за хлађење на бази ТЕМ монтиран је на адаптирани резни алат (сл. 7.1). Адаптација држача плочице (6) извршена је доградњом бакарног уметка (5) при чему су испитане две конструктивне варијанте: на задњој страни носача и на главној леђној површини. Уметак је лемљењем спојен за носач и са њим чини целину. На слободној страни уметка, централно је постављена хладна страна ТЕМ (3). На топлој страни модула монтиран је размењивач топлоте (2) тако што је вијцима (1) спојен са бакарним уметком. На овај начин извршено је повезивање свих елемената система у једну целину. Испод главе вијка налазе се три подлошке према препорукама произвођача модула [127]. Димензије слободне површине бакарног уметка су исте као одговарајући габарити размењивача топлоте. Међупростор између ова два елемента испуњава се пенастом изолацијом (4) која је са спољашње стране обложена силиконом.



Ознаке:

1 – Вијци                      3 – ТЕМ                      5 – Уметак                      7 – Регулатор MRC 150  
2 – Хладњак LI-201        4 – Термоизолација        6 – Држач плочице

Слика 7.1. Систем за хлађење алата на бази ТЕМ – 1. варијанта са регулатором

Размењивач топлоте на бази флуида цревима је повезан са регулатором температуре (7) (сл. 7.1) који је фиксиран. Овакав начин везе покретног и непокретног дела система обезбеђује његову еластичност, тј. омогућава кретање алата целом дужином радног хода. Подешавање радне вредности температуре врши се дигитално на регулатору.

Размењивач, између доводног и одводног прикључка за флуид, има отвор у који се смешта сензор који је повезан са регулатором. На овај начин регулатор добија сигнал о вредности температуре на топлој страни и упоређивањем са задатом вредношћу врши регулисање.

При монтажи система за хлађење посебна пажња мора се посветити остваривању квалитетних термичких контаката и изолацији простора у коме је смештен модул.

Процедуре при склапању расхладног уређаја важне су колико и сам избор адекватног ТЕМ. Најважније је имати на уму функционисање и намену самог уређаја, односно, кретање топлоте. Термоелектрични уређај у режиму хлађења одводи топлоту са објекта у окружење. Све механичке везе са објектом који треба хладити представљају истовремено и термичке везе са окружењем. Слично томе, све термичке везе које нису квалитетно реализоване, имају тенденцију да пружају отпор протоку топлоте.

У циљу остваривања квалитетних термичких контаката, толеранција равности површине топлотних размењивача не сме да премаши 0,001 mm/mm са максимумом од 0,075 mm узето за целу површину. Уколико је потребно применити каскадни модул (више од једног модула) између заједничких плоча, тада одступање дебљине појединих модула не треба да премаши 0,025 mm. Између ТЕ јединица, у овом случају, постоји једна или више спојних површина са “термалним мазивом”. Дебљина слоја мазива мора бити у границама  $0,025 \pm 0,01$  mm. Површине на које се наноси слој мазива морају имати задовољавајући ниво чистоће (минимум нечистоћа, прашине и прљавштине), обзиром да “мазиви” спојеве привлаче овај тип контаминатора.

Када се термоелектрични расхладни уређаји склопе, између размењивача топлоте и бакарног уметка, око ТЕМ, треба обезбедити изолацију. Пошто површине стубића и контактних мостова у модулу представљају отворено коло директне струје уз присутан температурни градијент, циркулација ваздуха (који може садржати влагу услед чега може доћи до кондензације) треба да је сведена на минимум. На овај начин смањује се ефикасност система. Изолација смањује губитке топлоте, спречава циркулацију ваздуха и истовремено пружа заштиту модула од физичког оштећења. Овде је примењен слој полиуретанске пене споља заптивен силиконом.

Спајање елемената система може се вршити лепљењем или лемљењем. Од квалитета монтаже у великој мери зависи функционисање система, па се монтажа обавља према процедури тачно дефинисаној од стране произвођача [127]. У овом случају спајање је извршено лепљењем, а монтажа мора садржати следеће кораке:

- Припрема површина бакарног уметка и размењивача топлоте које су у контакту са ТЕМ (фина обрада, леповање са одступањем од равности у

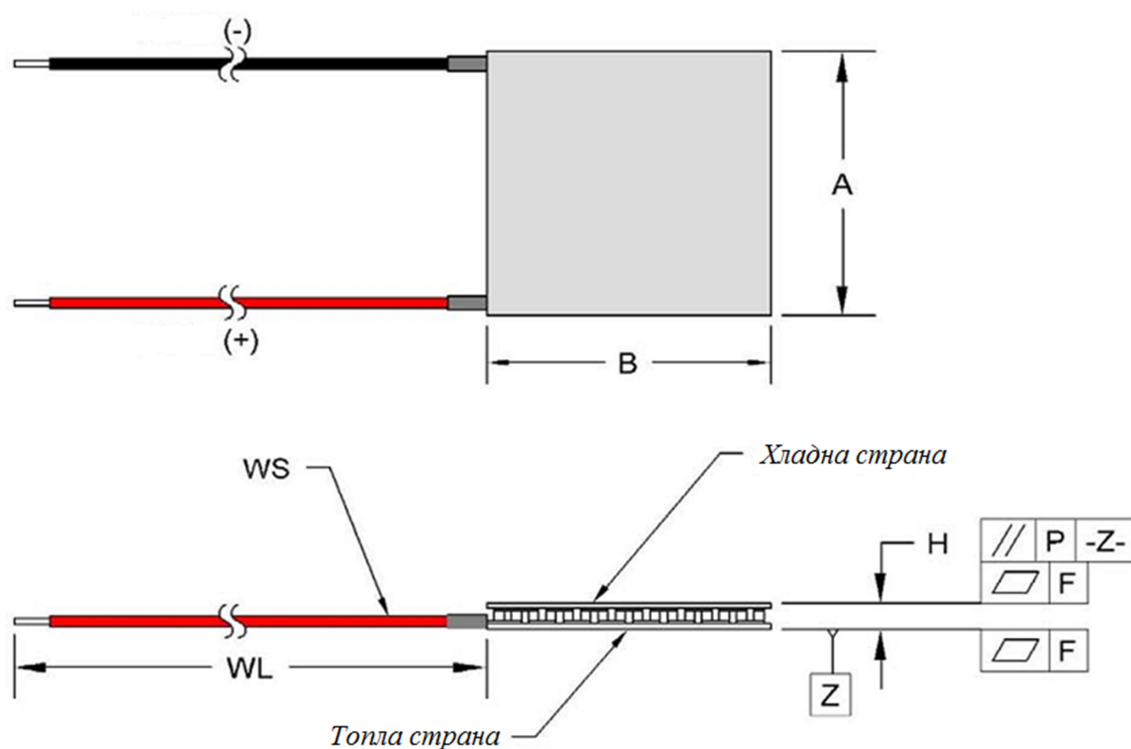
границама  $\pm 0,035$  mm); отворе за вијке лоцирати што је могуће ближе супротним крајевима модула (препоручено растојање од краја модула треба да је у границама 3,2 до 12,7 mm) оборити оштре ивице, уклонити струготину и страна тела;

- Чишћење и одмашћивање свих контактних површина;
- Наношење танког, непрекидног слоја термалног мазива, TG 002, произвођача Melcor, истовремено на топлу површину TEM и на одговарајући део површине размењивача топлоте;
- Стављање модула на размењивач топлоте тако што ће његова топла страна бити окренута на доле, при чему налаже на премазани део површине размењивача;
- Нежно померање модула напред-назад равномерно притискујући надоле, све док се не примети преливање термалног мазива око ивица модула. Наставити са померањем све док се не осети отпор;
- Као што је извршено спајање размењивача топлоте и топле стране TEM, на исти начин премазати хладну страну модула и бакарни уметак, претходно залемљен за тело алата и ставити уметак на хладну страну модула;
- Померајући уметак, водећи рачуна да притисак буде равномеран, извршити спајање. При томе обратити пажњу на центрирање модула између завртњева. Уколико центрирање није добро урађено, доћи ће до неједнаке компресије и неправилног налегања TEM, што ће директно узроковати лоше функционисање система, односно, одступање карактеристика од пројектованих;
- Пре везивања вијцима, да би се обезбедило добро налегање елемената у контакту, помоћу стеге, врши се лагано, равномерно преднапрезање конструкције (уметак, TEM, размењивач топлоте) у правцу нормале на раван исте. Тек тада се врши притезање вијака, кључем са мерењем обртног момента  $T$  (вредности истог дате су у препорукама произвођача). Обртни момент се проверава после једног сата и, уколико је потребно, додатно се притеже. Да би се омогућило добро повезивање конструкције термалним мазивом, при везивању вијцима треба водити рачуна да не дође до избочивања ни на једној страни.

- На крају се простор око модула испуњава поменутом пенастом изолацијом, која се споља облаже силиконом.

Постављање алата у носач је уобичајено: тело алата се једним делом доње површине ослања на носач алата, а учвршћивање се врши вијцима са његове горње стране. Отвори за довод и одвод флуида на размењивачу се спајају са одговарајућим прикључцима на регулатору. На крају се врши повезивање сензора у размењивачу са регулатором.

Експериментални систем за хлађење резног алата базиран је на ТЕМ типа HP-199-1.4-0.8, произвођача TE Technology, Traverse City, MI, USA, датом на (сл. 7.2), чије су димензије дате у табели 7.1. [134].



Слика 7.2. ТЕМ типа HP-199-1.4-0.8 [134]

Табела 7.1: Димензије ТЕМ HP-199-1.4-0.8 [134]

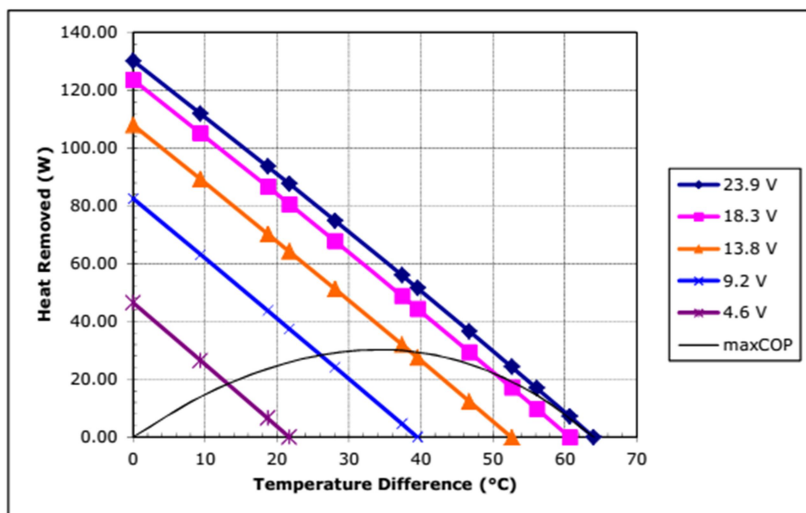
Димензија А, mm	$40 + 0,5/-0,2$
Димензија В, mm	$40 + 0,5/-0,2$
Висина Н, mm	$3,2 \pm 0,5$
Равност F, mm	0,02
Паралелност P, mm	0,03
Пресек жице WS, mm <sup>2</sup>	0,5
Дужина жице WL, mm	120

Карактеристике ТЕМ НР-199-1.4-0.8 дате су у табели 7.2.

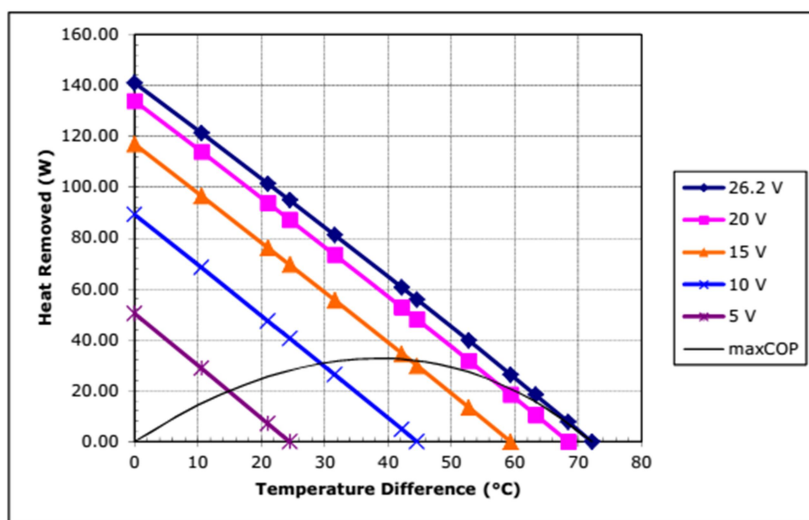
Табела 7.2: Карактеристике ТЕМ НР-199-1.4-0.8

Карактеристика	$T_h = 27\text{ }^\circ\text{C}$	$T_h = 50\text{ }^\circ\text{C}$
Радни напон $V_{max}$ , V	24,6	27,3
Јачина струје $I_{max}$ , A	11,3	11,3
Апсорбована топлота $Q_{max}$ , W	172,0	188,7
Температурна разлика $\Delta T_{max}$ , $^\circ\text{C}$	69	78
Радна температура хладњака	- 40 до + 80 $^\circ\text{C}$	

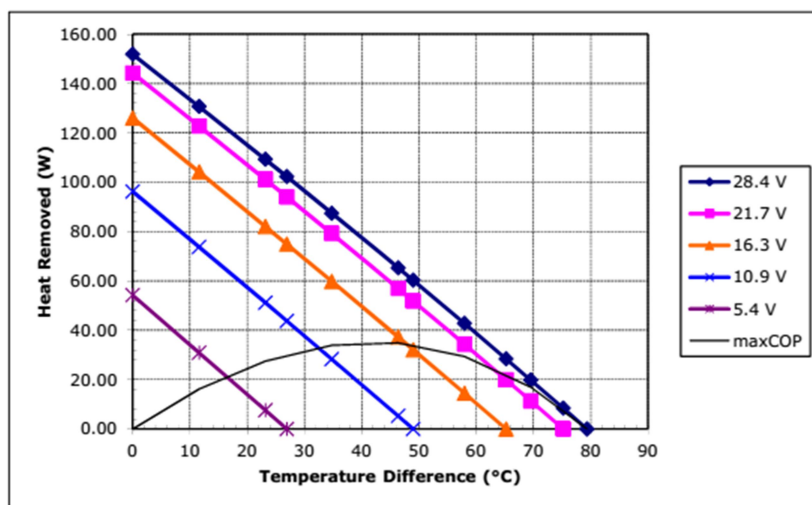
Радне карактеристике модула произвођач даје у облику дијаграма, а полупроводнички материјал и његове карактеристике представљају пословну тајну. Ови дијаграми дају вредности апсорбоване количине топлоте у функцији разлике температура  $\Delta T$ , у зависности од: температуре на топлој страни и вредности радног напона. У проспектима произвођача дате су радне карактеристике модула за три вредности температуре топле стране  $T_h$ : 30, 50 и 70  $^\circ\text{C}$  (сл. 7.3.а,б,в), респективно. Уочава се да је зависност апсорбоване топлоте од разлике температура линеарно опадајућа функција облика (5.50). Са дијаграма се читавају вредности  $\dot{q}_{c0}$  и  $\Delta T_{max}$  а потом се на основу њих израчунавају се  $q_{c0}$  и  $k_l$  дате у табели 7.3.



a)



б)



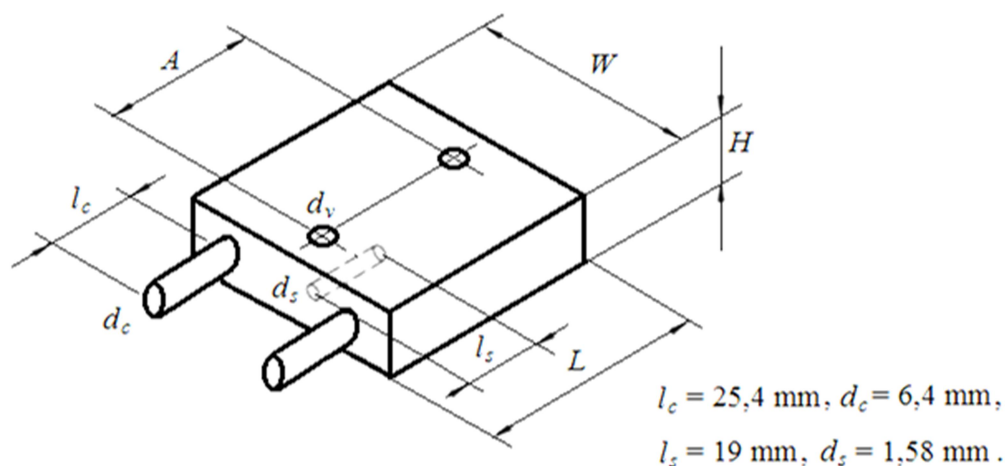
в)

Слика 7.3. Радне карактеристике ТЕМ за  $T_h$ : а) 30 °C б) 50 °C и в) 70 °C [134]

Табела 7.3: Вредности  $q_{c0}$  и  $k_1$ 

$T_h = 30^\circ C$			$T_h = 50^\circ C$			$T_h = 70^\circ C$		
$U$ , V	$k_1$ , W/mm <sup>2</sup> K	$q_{c0}$ , W/mm <sup>2</sup>	$U$ , V	$k_1$ , W/mm <sup>2</sup> K	$q_{c0}$ , W/mm <sup>2</sup>	$U$ , V	$k_1$ , W/mm <sup>2</sup> K	$q_{c0}$ , W/mm <sup>2</sup>
23.9	0.00128	0.08125	26.2	0.00125	0.0875	28.4	0.00122	0.095
18.3	0.00128	0.0775	20	0.00125	0.08375	21.7	0.00122	0.09
13.8	0.00128	0.0675	15	0.00125	0.0725	16.3	0.00122	0.0775
9.2	0.00128	0.05125	10	0.00125	0.05625	10.9	0.00122	0.06

Хлађење топле стране модула врши се размењивачем топлоте на бази флуида типа LI201CL (сл.7.4), произвођача MELCOR, Trenton, NJ, USA [136]. У систему је коришћен флуид Globaltherm™ M, за област радних температура  $-10^\circ C$  до  $320^\circ C$ . Са циљем правилног изоловања простора у којем је смештен ТЕМ, димензије површина размењивача и бакарног уметка које су у контакту са топлим и хладном страном модула су веће за потребну дебљину изолације у односу на површину самог ТЕМ. Овај простор се испуњава пенастом изолацијом на бази  $Al_2O_3$  која се са спољашње стране заптива силиконом, истог произвођача.



Модел	Ширина $W$ , mm	Дужина $L$ , mm	Дебљина $H$ , mm	Осно растојање отвора за вијке $A$ , mm	Максимална величина ТЕМ mm x mm	Пречник отвора за вијке, $d_v$ , mm
LI-201	51	57	12,7	51	44 x 44	4,3

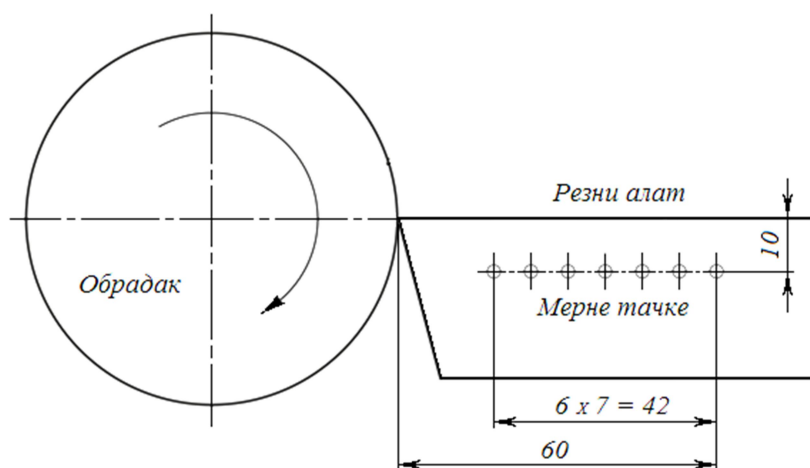
Слика 7.4. Хладњак LI-201 [136]

Регулисање температуре на топлој страни вршено је аутоматским регулатором са дигиталним задавањем вредности, типа MRC 150 (сл.7.1), истог произвођача.



Испитивање ефеката ТЕ хлађења и верификација математичког модела вршени су мерењем вредности температуре по дужини тела алата. При томе су варирани различити режими рада ТЕМ (температура на топлој страни модула  $T_h$  и радни напон). Упоредивањем измерених вредности са рачунским изведени су закључци о адекватности развијеног математичког модела.

Ефекти хлађења прате се на основу вредности максималне температуре. Како је пре испитивања система за хлађење верификован базни математички модел, све анализе су вршене на бази рачунских максималних вредности. Наиме, како се ради о изменљивим резним плочицама, при сваком затупљењу и промени сечива било би потребно у плочици бушити нови отвор и уграђивати термопар. Мерењем постојаности алата за различите режимо рада ТЕМ употпуњени су закључци о могућностима примене оваквог начина хлађења резног алата.



Слика 7.5. Приказ распореда мерних тачака на резном алату

У алату хлађеном термоелектричним модулом температура је мерена у седам тачака по дужини тела алата, у вертикалној равни која пролази кроз врх алата, на растојању 10 mm од горње површине држача плочице, као што је приказано на слици 7.5. Примењен је 2300A Temperature Scanner, производ холандске фирме “Fluke” (сл. 7.6).

У избушене отворе пречника 1,6 mm смештају се термопарови. Аналогни сигнали са термопарова доводе се у Scanner, одакле се кабловским путем шаљу ка 2190A термометру. После аналогно-дигиталне конверзије и линеаризације, подаци о температурама се шаљу назад у 2300A Temperature Scanner, који има излазе за штампач, 2030A или RS-232-C уређај.



Слика 7.6. 2300A Temperature Scanner систем са штампачем 2030A

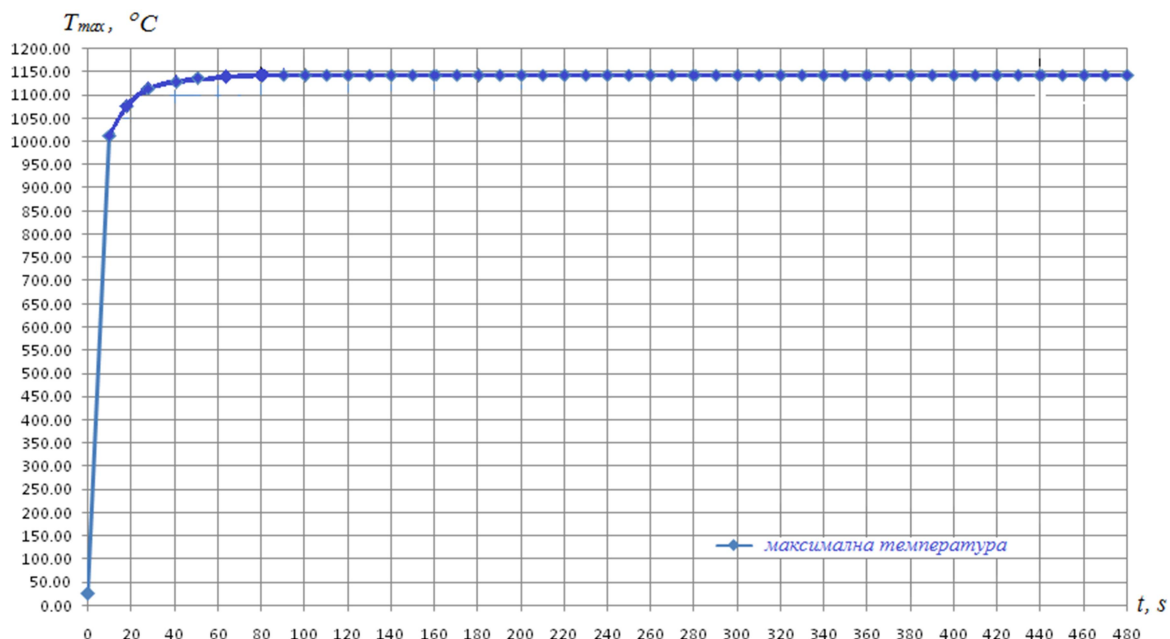
У условима ТЕ хлађења вредности температура од прве до седме тачке, у временским интервалима од 5 минута, добијају се у облику записа на траци. При томе је интервал очитавања могуће подешавати. Тачност очитавања при мерењу је 0,1 °C.

## 8. АНАЛИЗА РЕЗУЛТАТА ИСТРАЖИВАЊА

Резултати прорачуна температурског поља могу бити приказани у облику дијаграма или у облику просторног поља температуре. Код дијаграмског приказа даје се промена вредности температуре по дужини тела алата. Упоредивање са експерименталним вредностима се врши у тачкама у којима су вршена мерења, а временски интервал читавања при обради на суво и за прву конструктивну варијанту је 2 min. На тај начин се проверава валидност модела. Излазни резултати у облику просторне слике погоднији су у случају када се мерење температуре врши инфрацрвеном (IR) камером. У сваком случају програм пружа могућност квантификације температуре у било којој тачки алата, у било ком тренутку времена.

Због новина везаних у првом реду за прорачун коефицијената прелаза топлоте које су учињене на базном моделу, било је потребно извршити његову проверу у условима обраде на суво, без примене СХП. Притом је за усвојени критеријум затупљења (ширина појаса хабања  $h = 0,4 \text{ mm}$ ) одређена постојаност  $T = 8 \text{ min}$ . Усвојен је интервал читавања вредности температуре 2 min, као и у случају рачунских вредности.

Уочава се да у алату настаје температурско поље, при чему су максималне вредности температуре у зони контакта, нешто даље у односу на сечиво. Високе вредности температуре на врху ножа узроковане су великом густином топлотног флуksа која загрева малу запремину алатног материјала на врху ножа. Прорачуната вредност максималне температуре износи  $1142 \text{ }^\circ\text{C}$ . Она бива достигнута после 1,5 min од почетка резања и на даље остаје непромењена (сл. 8.1). Сечиво се налази на незнатно нижој температури. При даљем резању долази до ширења топлотног таласа од врха ножа, односно места где су лоцирани топлотни извори, према задњем делу тела алата. Настаје нехомогено, нестационарно температурско поље.

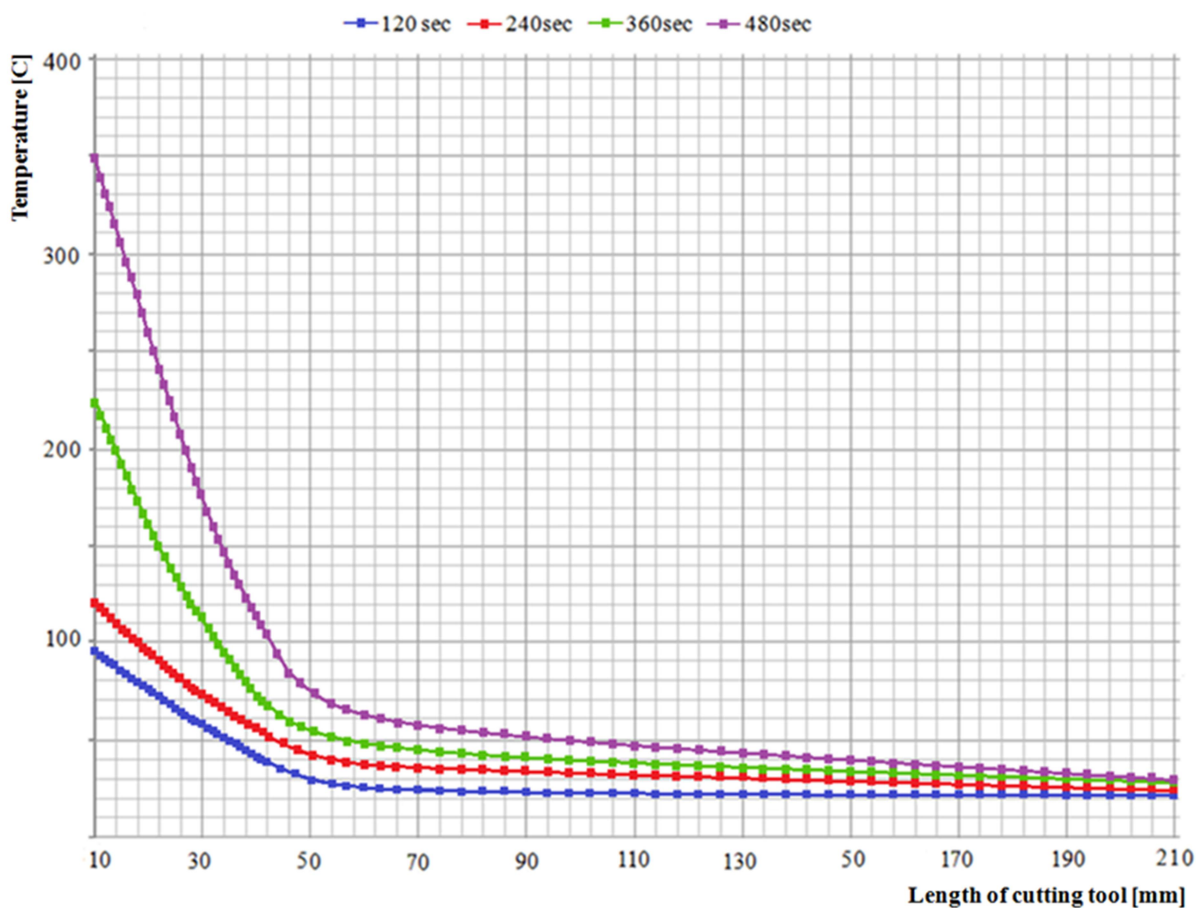


Слика 8.1. Промена вредности максималне температуре у току времена

Измерене вредности температуре при обради на суво приказане су у облику листинга 8.1. Вредности температуре добијене на основу базног модела приказане су у облику дијаграма промене по дужини алата (сл. 8.2).

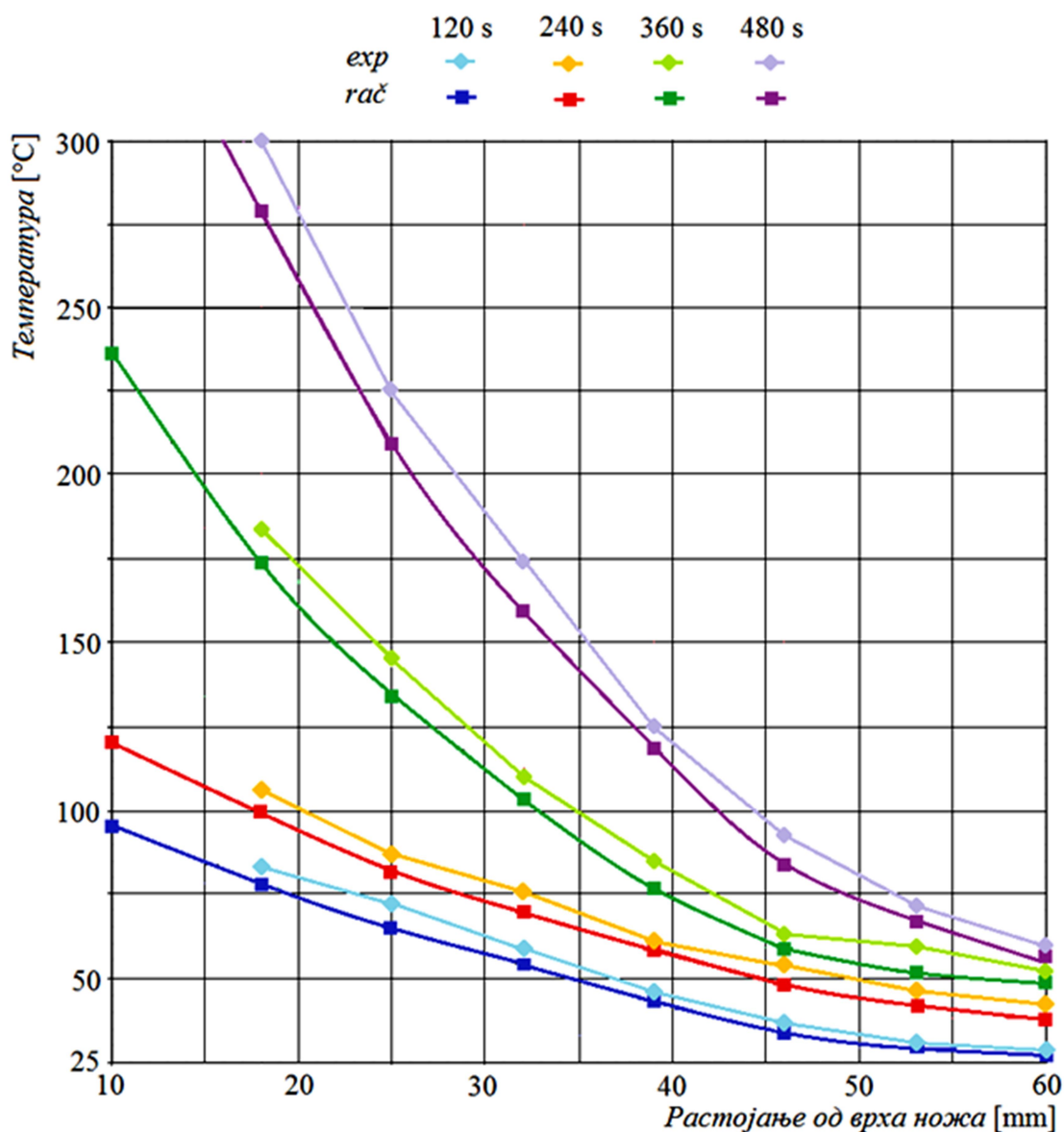
RT	13 : 20 : 05		RT	13 : 16 : 05		RT	13 : 12 : 05	
1 07	+ 64.3 °C	1 07	+ 52.5 °C	1 07	+ 29.8 °C			
1 06	+ 78.6 °C	1 06	+ 57.5 °C	1 06	+ 30.1 °C			
1 05	+ 107.9 °C	1 05	+ 63.3 °C	1 05	+ 36.3 °C			
1 04	+ 147.4 °C	1 04	+ 85.5 °C	1 04	+ 44.2 °C			
1 03	+ 190.2 °C	1 03	+ 111.0 °C	1 03	+ 59.4 °C			
1 02	+ 240.3 °C	1 02	+ 145.5 °C	1 02	+ 71.6 °C			
1 01	+ 315.2 °C	1 01	+ 183.8 °C	1 01	+ 83.2 °C			
RT	13 : 18 : 05		RT	13 : 14 : 05		RT	13 : 10 : 05	
1 07	+ 58.2 °C	1 07	+ 42.5 °C	HD	50795			
1 06	+ 73.5 °C	1 06	+ 46.1 °C					
1 05	+ 92.0 °C	1 05	+ 53.5 °C					
1 04	+ 129.4 °C	1 04	+ 60.4 °C					
1 03	+ 174.0 °C	1 03	+ 75.3 °C					
1 02	+ 225.7 °C	1 02	+ 87.1 °C					
1 01	+ 300.7 °C	1 01	+ 106.8 °C					

Листинг 8.1. Температуре у мерним тачкама при обради без хлађења



Слика 8.2. Рачунске вредности температуре при обради на суво

Вредности са листинга 8.1. (експерименталне) и слике 8.2. (рачунске) дате су на једном дијаграму да би било могуће извршити компаративну анализу (сл. 8.3).

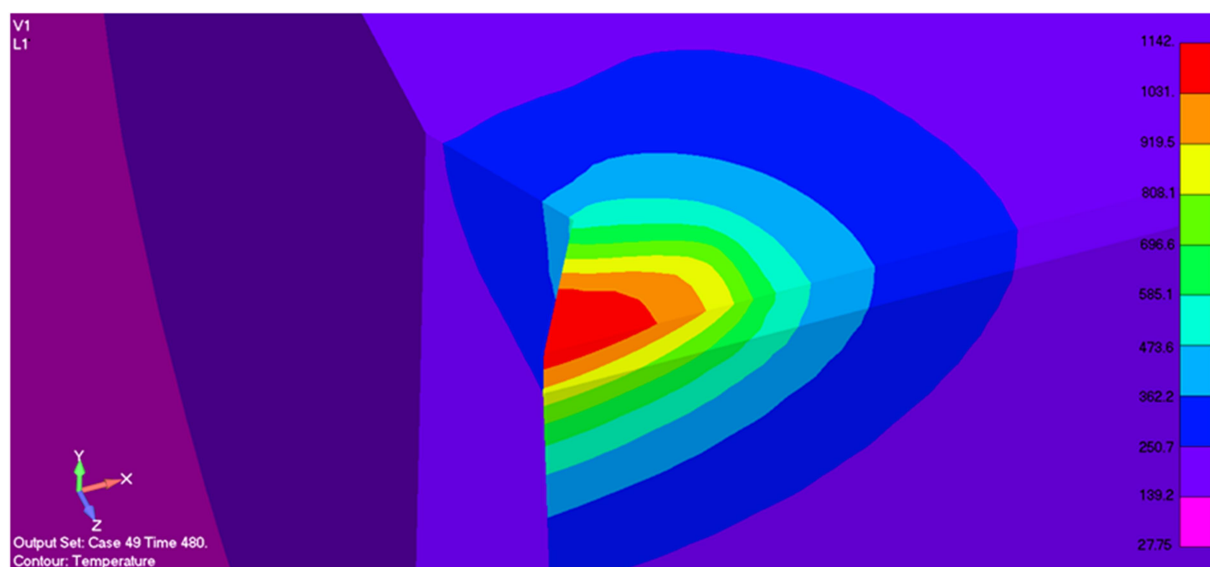
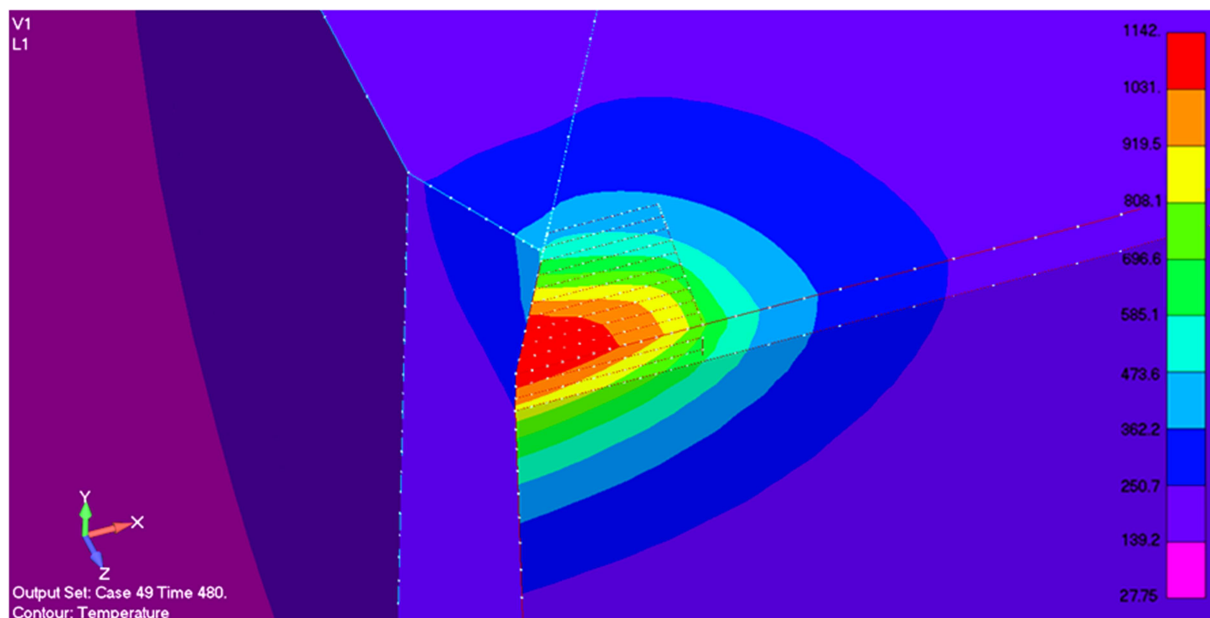


Слика 8.3. Вредности температуре при обради на суво

На крају резања, односно после  $t = 480$  s, у мерној тачки, у зони контакта на грудној површини, измерена вредност температуре је  $T = 760$  °C, док је прорачуном добијена вредност  $T = 700$  °C. Резултати прорачуна дати су на (сл. 8.4). Како је одступање у дозвољеним границама, развијен математички модел даје задовољавајућу тачност, па се може узети као базни у истраживању поменутих система за хлађење резног алата. При овоме најнижа прорачунски добијена вредност температуре у држачу износи 27,75 °C.

При загревању долази до значајног пада тврдоће тврдог метала (са 1800 HV на собној на 380 HV на температури 1070 °C), а критична гранична температура у том случају је

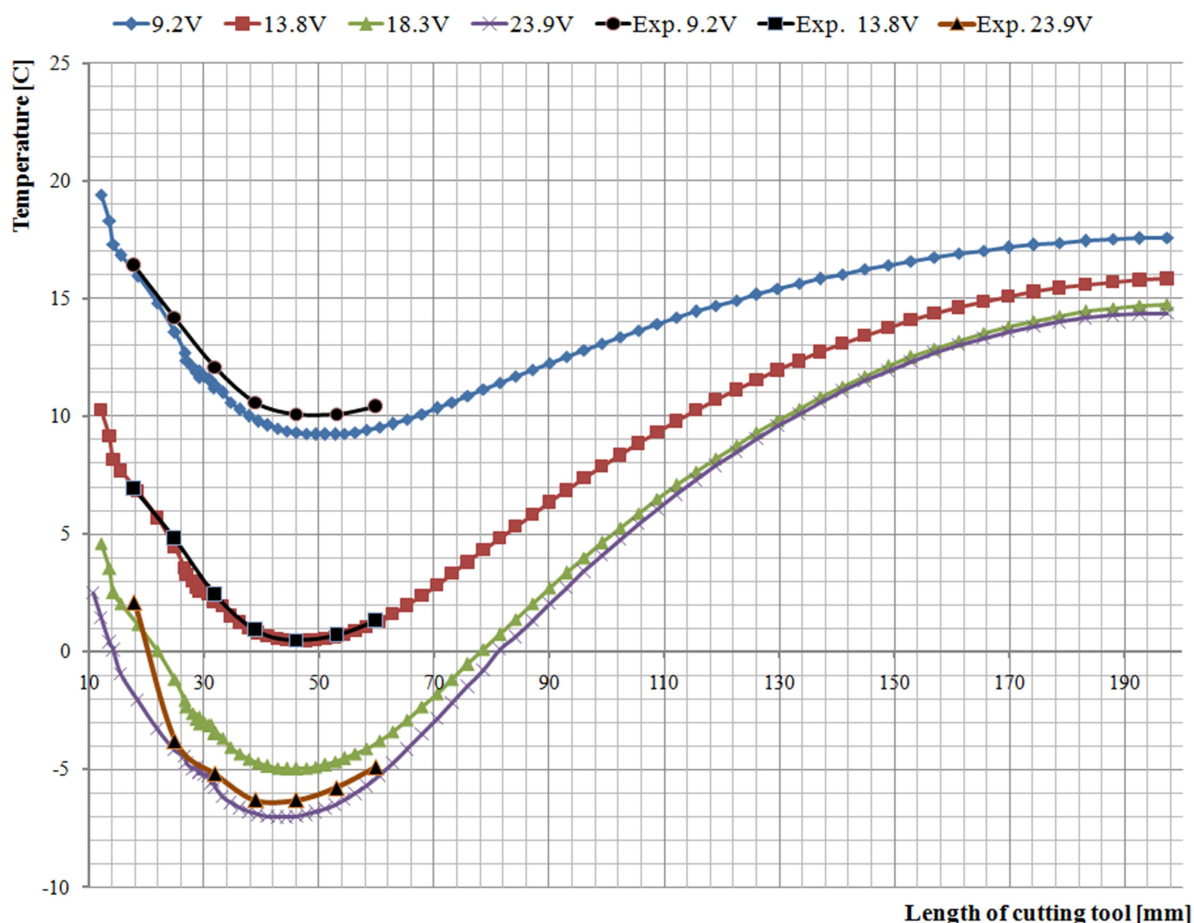
800 °C, односно, изнад ове вредности долази до значајнијег пада тврдоће. Са дијаграма зависности тврдоће тврдог метала од температуре [108] такође се може закључити да би пуни ефекти хлађења били постигнути тек на температурама испод 500 °C јер до тих вредности практично нема никаквог пада тврдоће.



Слика 8.4. Рачунске вредности температуре при обради на суво

Код модела са хлађењем резног алата системом на бази ТЕМ који је лоциран са задње стране држача плочице (1. конструктивна варијанта), загревање алата одвија се на већ поменути начин. Снага топлотних извора иста је као у претходном случају док се снага топлотних понора мења због тога што су услед хлађења промењене просечне температуре површина са којих се врши конвекција. Деловањем хладњака у запремини

непосредно испод модула долази до пада вредности температуре. Уочава се да временом долази до ширења овог хладног фронта. При одређеним режимима рада модула, температуре у уметку и држачу резне плочице испод њега се спуштају испод 0 °C.



Слика 8.5. Вредности температуре у алату при ТЕ хлађењу за  $T_h = 30$  °C

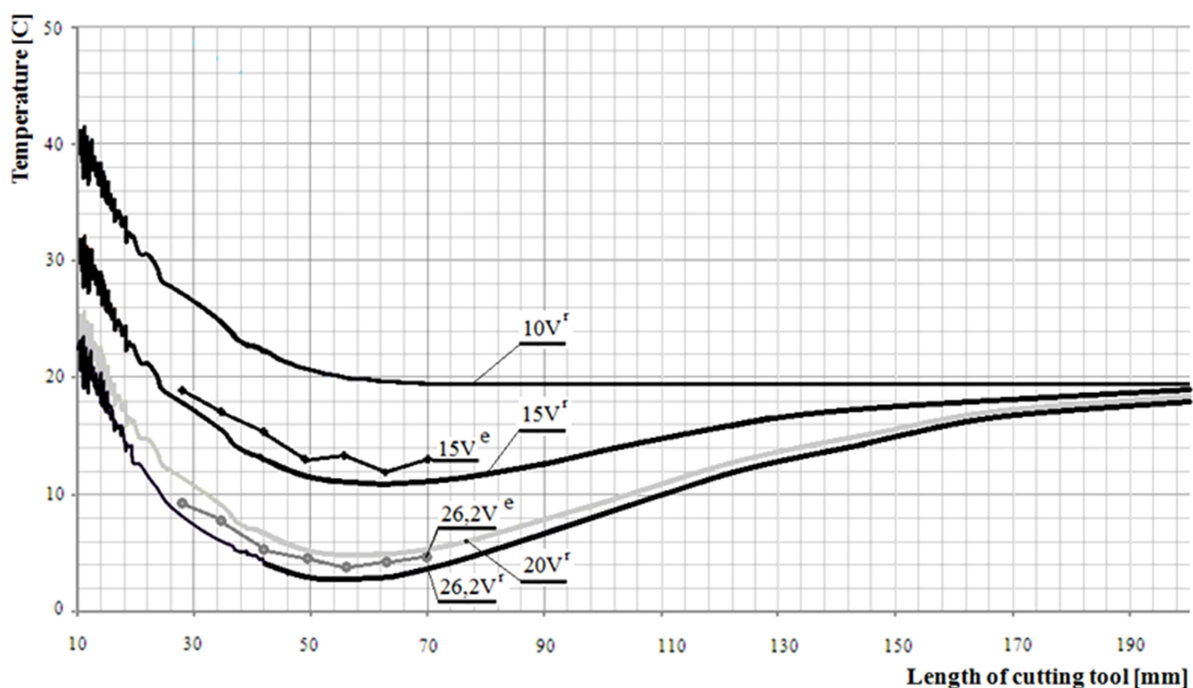
У циљу постизања што бољих ефеката хлађења, изабрани модул је знатно веће снаге од прорачунате снаге топлотних извора. Због природе обрадног процеса, систем за хлађење лоциран је на поменути начин у односу на држач плочице, како не би ометао обраду и одвођење струготине. Црева која повезују хладњак са регулатором проведена су кроз зазор између носача алата и држача резне плочице. Са друге стране, на главној леђној површини лоцирани су термоелементи помоћу којих се врши мерење температуре и каблови који их спајају са мерним уређајем. Монтажу експерименталног система у овом случају одликују специфичности у погледу искоришћења простора у коме је неопходно сместити поједине његове елементе и у погледу веза покретних и непокретних делова система. Вредности температура у условима хлађења оваквим



системом дати су на (сл. 8.5; сл. 8.6. и сл. 8.7). Уочава се да у овом случају долази до измене облика криве зависности температуре од положаја тачке по дужини тела алата на тај начин што се на делу који је испред ТЕМ, појављује екстрем, минимум, а крива постаје конвексна, да би идући према крају алата поново дошло до њеног раста.

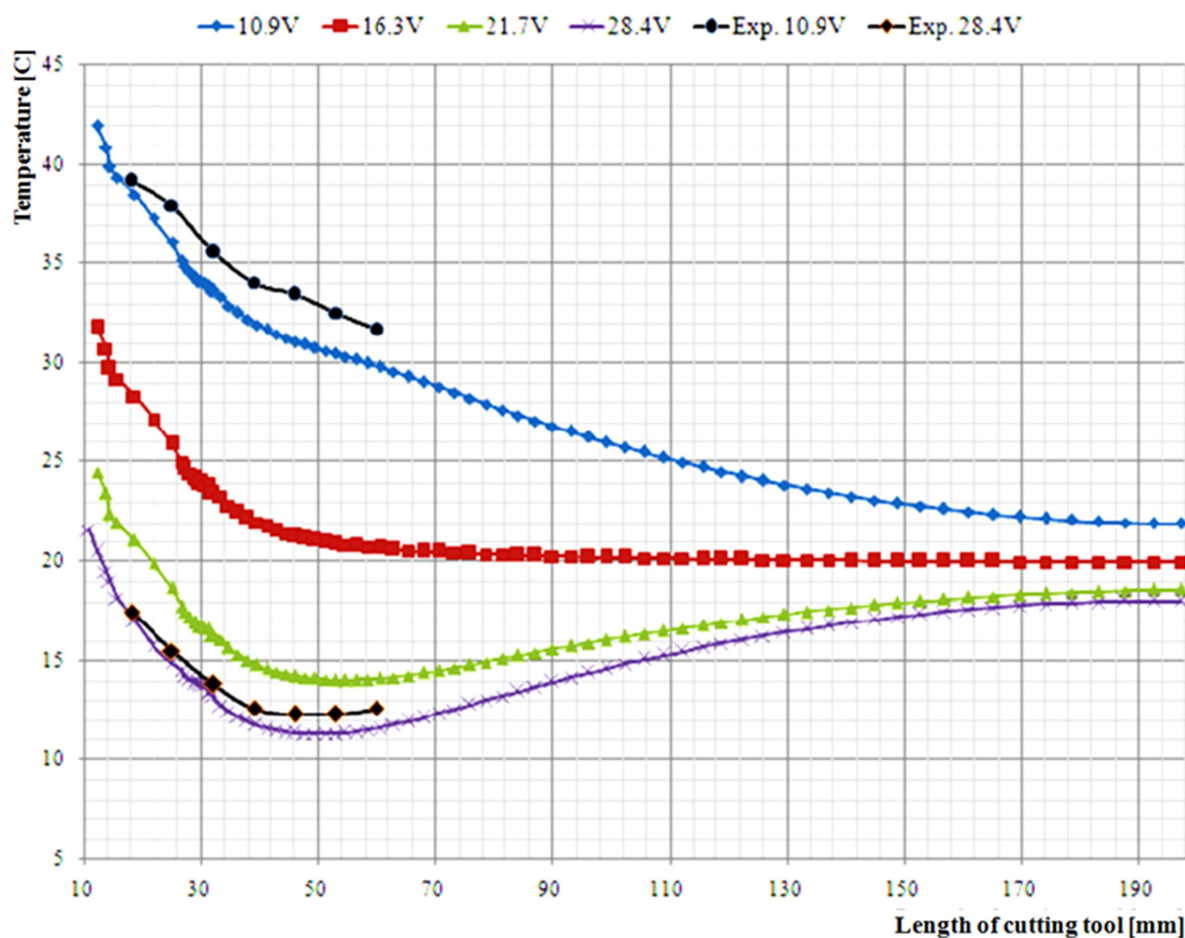
Упоредивање рачунских и измерених вредности вршено је за поменуте режиме рада модула (температура на топлој страни  $T_h$  и радни напон). У циљу смањења обима експеримента насумице су изабране вредности радних напона ТЕМ за које је вршено мерење вредности температура.

Уочава се да су ефекти хлађења више изражени при режимима рада које карактеришу ниже вредности температуре на топлој страни ТЕМ и више вредности радних напона. Наиме најбоље хлађење резног алата је за температуру на топлој страни  $T_h = 30 \text{ }^\circ\text{C}$  и радни напон  $U = 23,9 \text{ V}$ .



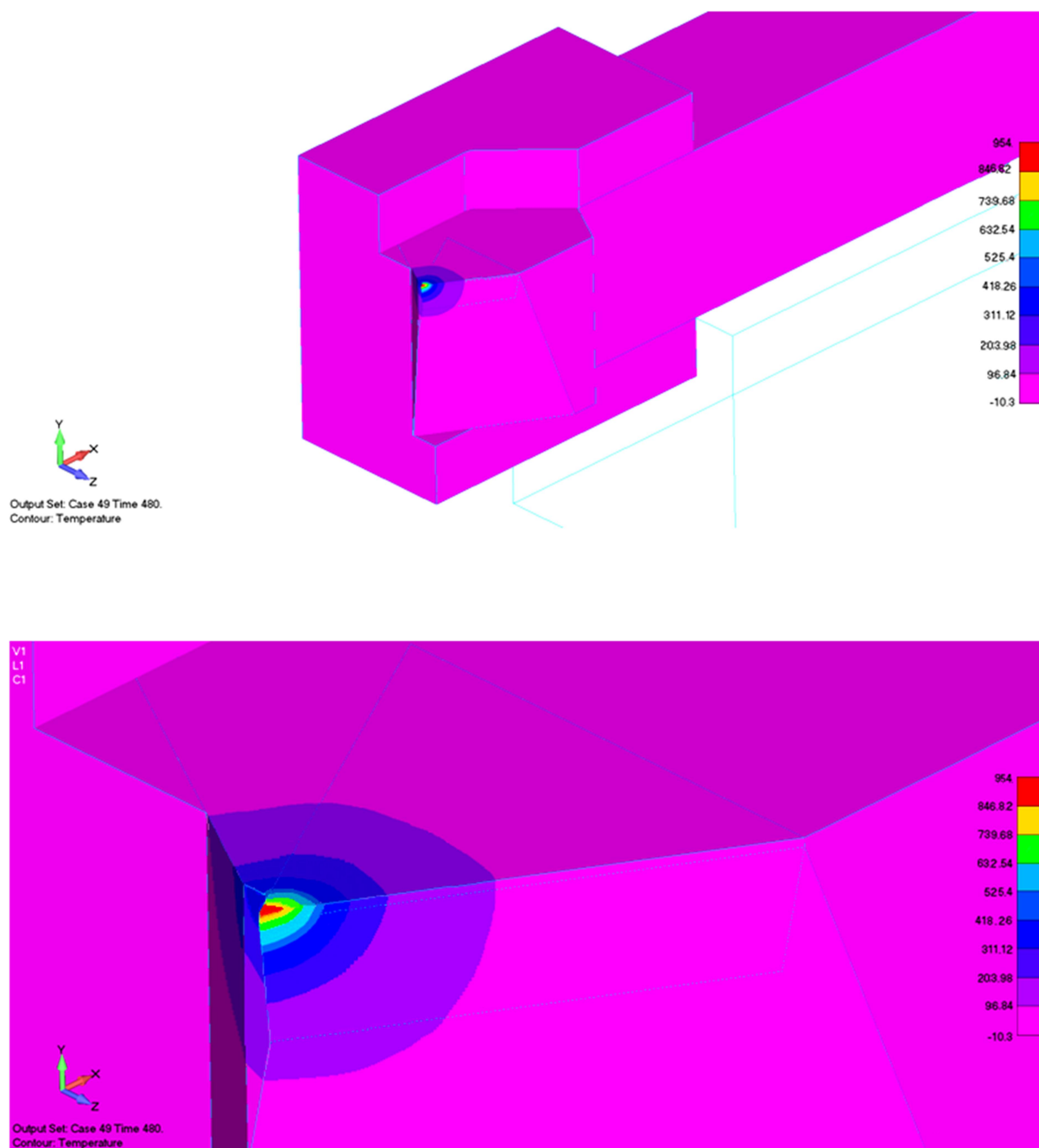
Слика 8.6. Вредности температуре у алату при ТЕ хлађењу за  $T_h = 50 \text{ }^\circ\text{C}$

Упоредивањем рачунских и експериментално добијених вредности утврђено је да су одступања у прихватљивим границама (до 10 %), па се развијен математички модел може прихватити као добар.



Слика 8.7. Вредности температуре у алату при ТЕ хлађењу за  $T_h = 70$  °C

Резултати прорачуна у облику просторног температурског поља за услове обраде где се хлађење врши ТЕ системом (1. конструктивна варијанта) приказани су на (сл. 8.8).

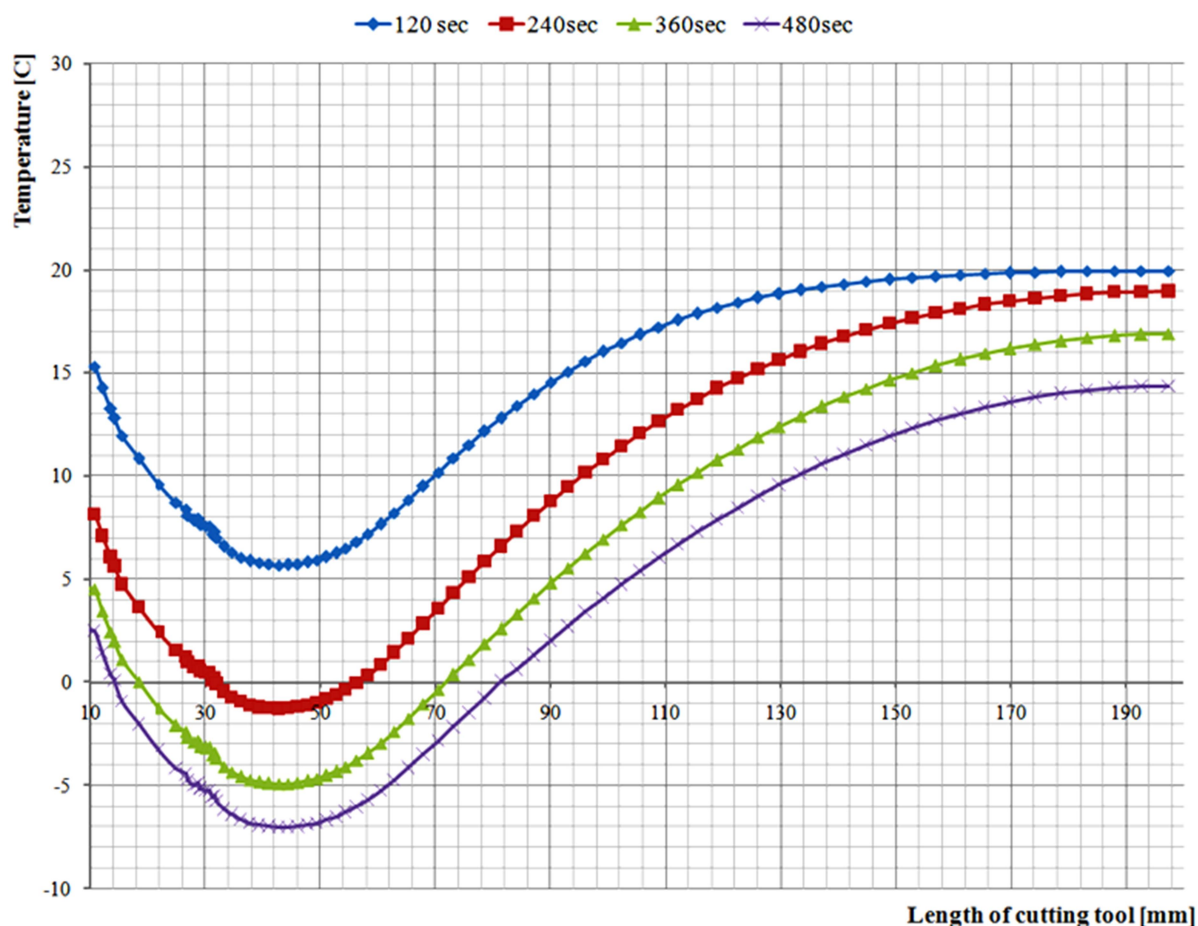


Слика 8.8. Вредности температуре у алату при ТЕ хлађењу - 1. варијанта, за  $T_h = 30\text{ °C}$  и  $U = 23,9\text{ V}$ , после  $t = 8\text{ min}$

Ефекти хлађења најизраженији су при режиму рада  $T_h = 30\text{ °C}$  и радном напону  $U = 23,9\text{ V}$ . Максимална температура после  $t = 8\text{ min}$  снижена је на  $954\text{ °C}$ . У случајевима јачег хлађења израженија је поменута конвексност функције. Локација минимума рачунске и експериментално добијене вредности се скоро идеално поклапа. Треба напоменути да постоји задовољавајуће слагање резултата како у простору, тако и у времену.

Циљ система за хлађење је да се снизе температуре у зони контакта јер су ту најизраженији ефекти хабања.

Промена температуре по дужини алата у току времена за ову конструктивну варијанту, за радни режим који од испитиваних обезбеђује најефективније хлађење тј.  $T_h = 30\text{ }^\circ\text{C}$  и  $U = 23,9\text{ V}$  дата је на (сл. 8.9). Приказани резултати су за временске интервале од 2 min.

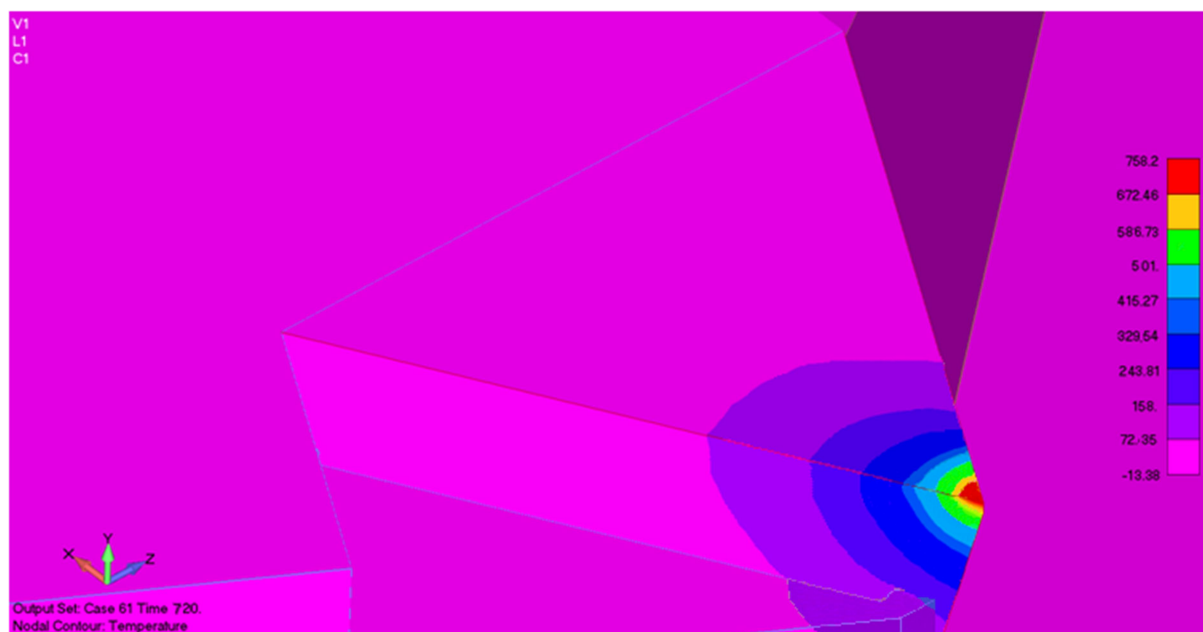
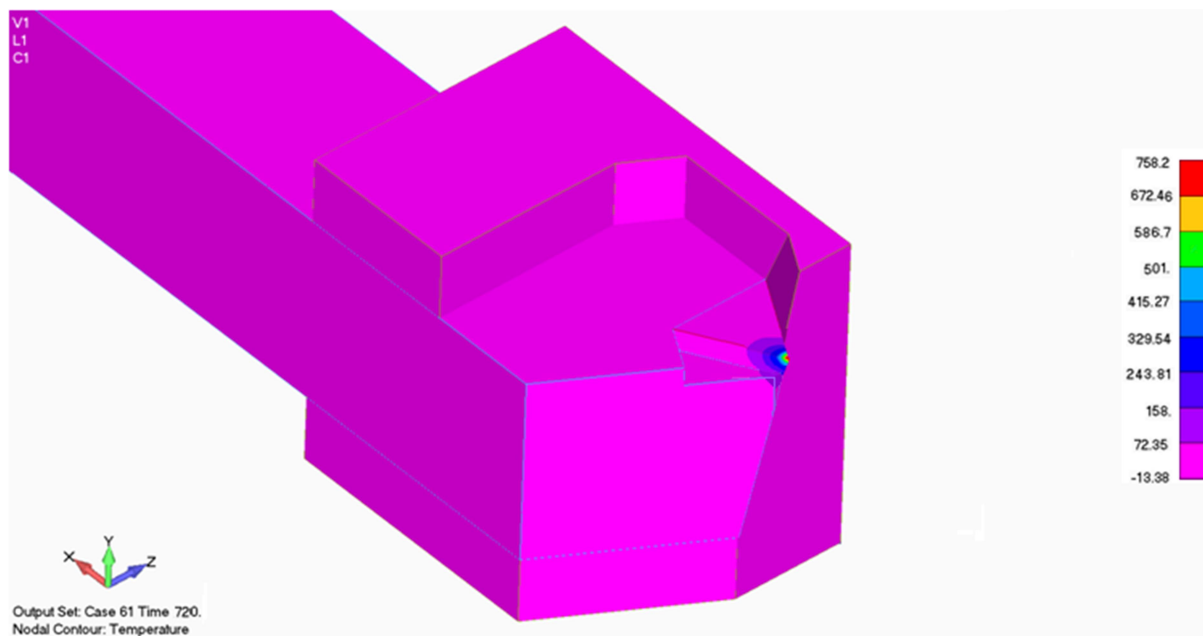


Слика 8.9. Промена вредности температуре по дужини алата у току времена при ТЕ хлађењу - 1. варијанта за  $T_h = 30\text{ }^\circ\text{C}$  и  $U = 23,9\text{ V}$

Значајних ефеката хлађења који би утицали на побољшање обрадљивости нема, па овако лоциран систем за хлађење није интересантан са аспекта практичне примене. Из тих разлога реализована је друга варијанта система за хлађење.

Рачунске вредности температуре у резном алату за 2. конструктивну варијанту система за хлађење на бази ТЕМ дате су на (сл. 8.10). Упоредивањем ових вредности у мерним тачкама са вредностима за прву конструктивну варијанту, може се закључити да су оне ниже што је последица тога да им је ТЕМ лоциран ближе. Предност ове варијанте је значајно нижа температура на главној леђној површини, а самим тим и на врху ножа.

Ово је последица више температуре на хладној страни ТЕМ у односу на прву варијанту, при чему он ради са вишом снагом. У том случају већа је количина топлоте која се апсорбује из алата.

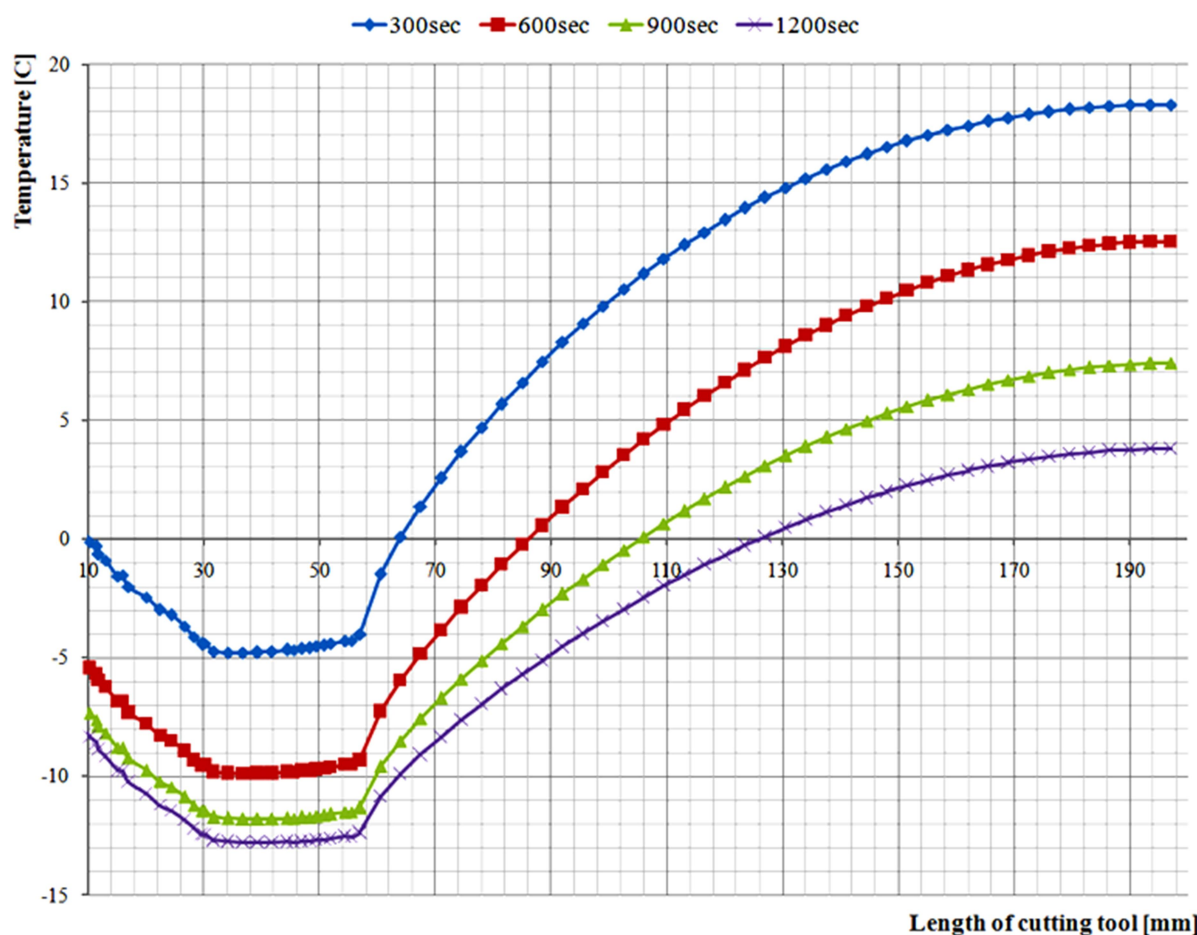


Слика 8.10. Вредности температуре у алату при ТЕ хлађењу - 2. варијанта, за  $T_h = 30\text{ }^\circ\text{C}$  и  $U = 23,9\text{ V}$ , после  $t = 12\text{ min}$

Види се да вредност максималне температуре у овом случају износи  $758,2\text{ }^\circ\text{C}$  при чему је минимална температура  $-13,38\text{ }^\circ\text{C}$  и налази се на површини контакта уметка са ТЕМ, у близини њеног тежишта. Промена температуре по дужини алата за ове услове

хлађења у току времена приказана је на (сл. 8. 11). Најизраженији ефекти хлађења су у првих пет минута, при чему минимална температура на правцу где смо вршили мерења, на растојању 35 mm од врха ножа, опадне до  $-4,75$  °C. Истовремено вредност минималне температуре износи  $-5,71$  °C, док оно што је у овом случају најбитније максимална температура опадне на  $797,48$  °C.

Минималне температуре на посматраном правцу имају вредности  $-9,82$  °C, после 10 min,  $-11,8$  °C, после 15 min и  $-12,85$  °C, после 20 min. Одговарајуће вредности минималних температура у држачу износе  $-10,6$  °C,  $-12,44$  °C и  $-13,38$  °C, респективно.

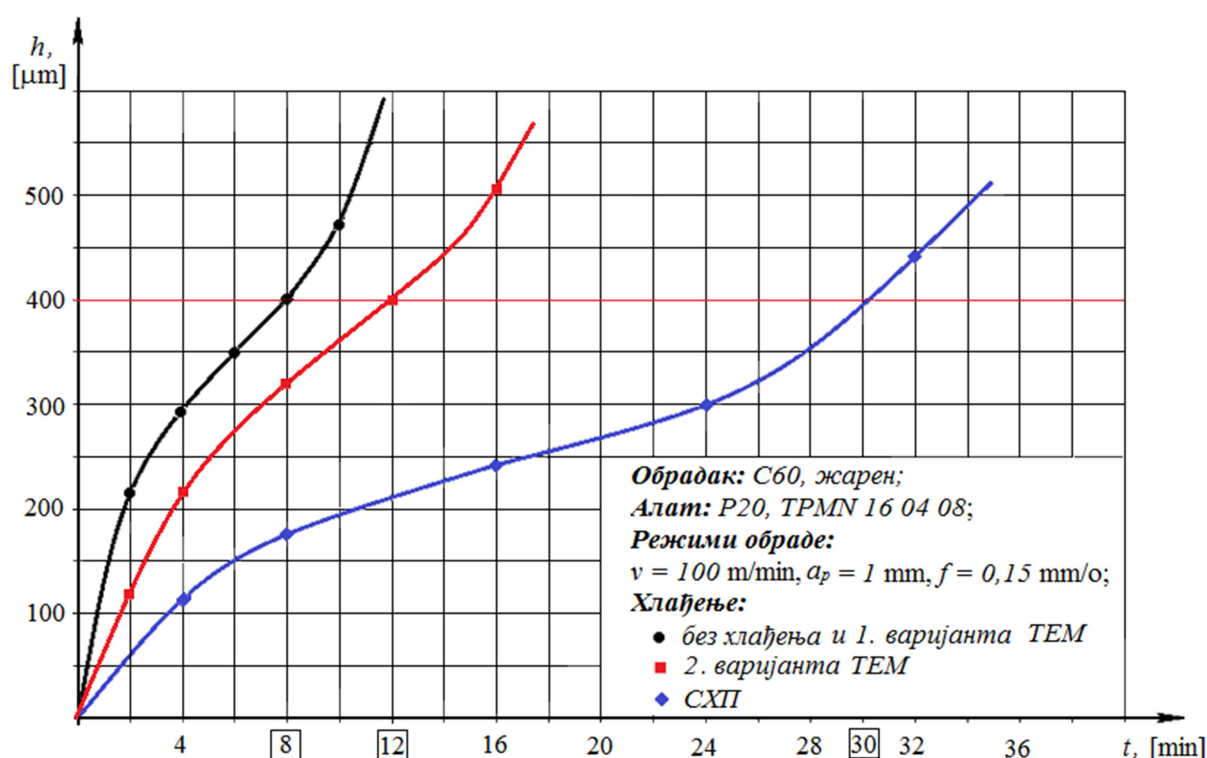


Слика 8.11. Промена вредности температуре по дужини алата у току времена при ТЕ хлађењу - 2. варијанта, за  $T_h = 30$  °C и  $U = 23,9$  V

Испитивање утицаја термоелектричног хлађења на постојаност алата вршено је за радни режим модула при коме је хлађење, на основу прорачунате и измерене вредности температуре, најинтензивније. Радни режим ТЕМ при коме је мерена постојаност је  $T_h = 30$  °C и  $U = 23,9$  V. Ради упоређивања резултата постојаност је

одређена и при обради на суво и у условима хлађења применом СХП. Као СХП је примењен 6% раствор SOL 40E, вискозности 4,2 до 4,5 °E при температури 50 °C.

Криве хабања и постојаност резног алата за усвојене режиме обраде и начине хлађења, при усвојеној критичној вредности ширине појаса хабања, приказане су дијаграмски на (сл. 8.12). Уочава се да је најнижа постојаност резног алата  $T = 8$  min, при обради на суво, без хлађења. Највећа постојаност је у условима хлађења класичним системом за хлађење на бази СХП,  $T = 30$  min. При обради на суво са хлађењем системом на бази ТЕМ, постојаност зависи и од радних режима ТЕМ и износи  $T = 12$  min (за  $T_h = 30$  °C и  $U = 23,9$  V).



Слика 8.12. Криве хабања и постојаност алата

Ефекти хлађења помоћу ТЕМ су слабији од оних који су постигнути класичним хлађењем, применом СХП. Даља истраживања би требало усмерити ка примени ТЕМ нове генерације који би били уграђивани у држачу резне плочице, непосредно испод ње. Нови модули су знатно већих фактора добротe и уз то лоцирани ближе топлотним изворима, па би ефекти хлађења били израженији. Такође би време потребно да се температура у критичној зони снизи било краће, што је такође значајно.

## 9. ЗАКЉУЧАК

Имајући у виду чињеницу да се механичка енергија утрошена у процесу обраде највећим делом трансформише у топлотну и да настала топлота неповољно утиче на елементе обрадног система, пре свега на алат и обрадак, неопходно је њено уклањање из зоне обраде. У том смислу примењују се средства за хлађење и подмазивање (СХП), а алатне машине имају системе за хлађење. СХП агресивно делују на обрађену површину па је при повишеним захтевима за квалитетом обраде немогућа њихова примена. Тада се обрада обавља без хлађења, на суво.

Обрада на суво практично представља екстремне услове рада при чему су јако изражени ефекти загревања и хабања алата. Обрадљивост у таквим условима се додатно погоршава, што се посебно манифестује грешкама облика и димензија, погоршањем квалитета обрађене површине и израженим триболошким процесима услед којих се интензивира хабање алата. Имајући у виду наведене чињенице као и то да су у тренутку дефинисања теме овог рада интензивирана истраживања у области ТЕ хлађења, а ови хладњаци нашли широку примену у најразличитијим областима технике, дошло се на идеју да се покуша са термоелектричним хлађењем резног алата. Имајући у виду карактеристике тврдог метала, за постизање ефеката хлађења, температуру у зони контакта требало је спустити испод 800 °С, а пуни ефекти би били постигнути испод 500 °С.

У склопу истраживања реализован је систем за термоелектрично хлађење резног алата при финој обради на стругу. Како је превасходни циљ био испитивање могућности примене ТЕ система, имајући у виду просторна ограничења при локацији истог у зони обраде, термичке отпоре материјала и температуру коју би требало снизити у кратком временском интервалу, при избору ТЕМ усвојен је модул који је знатно јачи од прорачунате снаге топлотних извора. У првој конструктивној варијанти систем за хлађење на бази ТЕМ је лоциран на задњој, бочној страни држача резне плочице, са



супротне стране од топлотних извора. Реализација ове конструкције извршена је на основу препорука произвођача.

Рад ТЕМ, а самим тим и комплетног система, у режиму хлађења карактеришу три величине: температуре на топлотном  $T_h$  и хладном крају  $T_c$  модула и количина топлоте коју модул апсорбује из алата  $Q_c$ . Највећи проблем је био да се дефинише количина топлоте  $Q_c$ . Да би се она израчунала на основу до тада изведених једначина електротермије, потребно је знати термофизичке карактеристике полупроводничког материјала које при куповини готовог модула представљају пословну тајну произвођача. Додатну тешкоћу представља чињеница да на хладној страни модула постоји нехомогено, нестационарно температурско поље, при чему је тачно одређивање средње вредности температуре на тој површини практично немогуће.

Радну карактеристику ТЕМ произвођач даје у облику дијаграма који представља зависност количине апсорбоване топлоте од разлике две карактеристичне температуре  $\Delta T = T_h - T_c$ . Ове зависности су у облику линеарно опадајућих функција, при чему је максимална вредност апсорбоване топлоте  $Q_{c0}$ , у режиму празног хода  $\Delta T = 0$ , а потом линеарно опада до 0 при  $\Delta T = \Delta T_{max}$ . Анализом рада ТЕМ дошло се до једначине која описује његов рад у условима када се на хладној страни налази нехомогено, нестационарно температурско поље. При математичком моделирању ова једначина представља гранични услов на месту модула.

Овде се појављује додатни проблем: у тренутку када се температура на хладној страни приближи минимално пројектованој вредности, при  $\Delta T = \Delta T_{max}$ , апсорбована топлота из алата постаје занемарљива, без обзира што циљане зоне нису охлађене до жељеног нивоа.

При загревању долази до значајног пада тврдоће тврдог метала (са 1800 HV на собној на 380 HV на температури 1070 °C), а критична гранична температура у том случају је 800 °C, односно, изнад ове вредности долази до знатнијег пада тврдоће. Пуни ефекти хлађења постижу се тек на температурама испод 500 °C јер до ове вредности практично нема никаквог пада тврдоће. Циљ је реализација система за хлађење који би омогућио да се температуре у зони обраде спусте испод ових вредности.

Да би са сигурношћу могао да буде примењен МКЕ за прорачун температуре резања у условима обраде са хлађењем помоћу термоелектричних система, модификован базни

математички модел је експериментално верификован. Као режими фине обраде при експерименталној обради на стругу ( $v$ ,  $a_p$  и  $f$ ) узете су вредности за које је у базном моделу израчуната снага топлотних извора. То се односи и на остале услове обраде.

Прорачуната вредност максималне температуре износи 1142 °C. Она бива достигнута после 1,5 min од почетка резања. Сечиво се налази на незнатно нижој температури. При даљем резању долази до раста вредности температуре у тачкама које су даље у односу на сечиво док у тачки где је достигнута максимална вредност остаје константна.

На крају резања, односно после  $t = 480$  s, у мерној тачки, у зони контакта на грудној површини, измерена вредност температуре је  $T = 760$  °C, док је прорачуном добијена вредност  $T = 700$  °C. Уочено је да рачунски резултати показују добро, како просторно тако и временско, слагање са експерименталним, па се приступило прилагођавању модела, односно, додат је гранични услов који одговара ТЕ хладњаку.

За радне режиме ТЕМ усвојене су вредности радних напона ( $U$  и  $T_h$ ) за које је произвођач дао радне карактеристике, стим што су прорачуни урађени за све, а експериментална испитивања само за неке одабране радне режиме система за хлађење.

Деловањем ТЕ хладњака, у запремини непосредно испод модула, долази до пада вредности температуре. Видљиво је ширење хладног фронта у запремини алата испред модула, све док температуре на површини алата која се граничи са хладном страном модула не достигну вредност која одговара  $\Delta T_{max}$ .

У условима хлађења долази до промене облика криве температуре по дужини тела алата на тај начин што се на делу који је испред ТЕМ, појављује екстрем, минимум, а крива постаје конвексна, да би идући према крају држача резне плочице поново дошло до њеног раста.

Упркос томе што је у систем за хлађење уграђен ТЕМ знатно веће снаге, најнижа вредност температуре до које је охлађена критична зона износи 954 °C. Поред тога хлађење ове зоне не обавља се довољно брзо.

Уочава се да су ефекти хлађења најизраженији при режиму рада  $T_h = 30$  °C и радном напону ТЕМ  $U = 23,9$  V. При тим режимима у неким тачкама које су лоциране непосредно испод модула температура пада испод 0 °C. У случајевима јачег хлађења

израженија је поменута конвексност функције, а локација минимума рачунске и експериментално добијене вредности се скоро идеално поклапа. Треба напоменути да и овде, као и у случају базног модела, постоји задовољавајуће слагање рачунских и експерименталних резултата, тј. да се одступања налазе у дозвољеним границама па се математички модел може прихватити као добар.

Међутим, без обзира на то што у тачкама близу ТЕМ имамо изражене ефекте хлађења, температуре у зони контакта биле су незнатно ниже. Постојаност алата је иста као у случају обраде на суво. Ефеката хлађења који би утицали на побољшање обрадљивости није било са првобитним ТЕ системом.

Идеје за побољшање конструкције ТЕ система за хлађење ишле су у два правца. Прво, да се систем за хлађење постави на главној леђној површини резног дела алата, како би био ближе топлотним изворима и друго да се примене модули новијих конструкцијских концепција, базирани на нанотехнологијама. Како је класични ТЕМ већ био на располагању, одабрана је прва могућност. Посматрајући температурско поље у околини ТЕМ, од ове конструктивне варијанте очекивани су позитивни резултати. Намеће се закључак да модул мора бити што је могуће ближе топлотним изворима.

Треба напоменути да је нова конструктивна варијанта ТЕ система урађена само у експерименталне сврхе, како би се утврдило дали је уопште могуће термоелектрично хлађење резног алата.

У другој варијанти, систем за хлађење је монтиран у ограниченом простору, непосредно уз зону резања, па постоје ограничења по питању дубине резања. Наиме, бакарни уметак је постављен тако да је резна плочица у односу на њега истурена 3 mm, па дубина резања мора бити мања, али имајући у виду да је овај систем применљив само за фину обраду та чињеница нема већи практични значај. У овој варијанти остало се на рачунским вредностима температуре, имајући у виду да је модел верификован експерименталним испитивањима на својој првој варијанти, па су превасходни интерес били ефекти хлађења, односно, постојаност резног алата.

Хлађењем на овај начин, за режиме рада ТЕМ при којима се постиже максимална снага хлађења,  $T_h = 30 \text{ }^\circ\text{C}$ , добијена рачунска вредност максималне температуре износи  $758,2^\circ\text{C}$ .

---

Резултати експерименталних истраживања показују извесне ефекте хлађења у смислу повећања постојаности алата. За усвојен критеријум затупљења утврђена постојаност алата при обради на суво, без хлађења, износи  $T = 8 \text{ min}$ . Утврђена постојаност у условима хлађења класичним системом за хлађење на бази СХП износи  $T = 30 \text{ min}$ . Постојаност при обради на суво са хлађењем алата системом на бази ТЕМ, испитивана је за режим рада ( $T_h = 30 \text{ °C}$  и  $U = 23,9 \text{ V}$ ) и утврђено да износи  $T = 12 \text{ min}$ . Ово значи да постоје реалне могућности за хлађење резног алата системом на бази ТЕМ.

Допринос овог истраживања је пре свега тај што се први пут врши хлађење резног алата системом на бази ТЕМ. Развијен математички модел хлађења, може бити примењен за било који објект хлађен неким од оваквих система. Без обзира што су ефекти до којих се дошло испод очекиваних, постављена је база за даља истраживања.

Даља истраживања у овој области треба усмерити на конструкцијама ТЕ система за хлађење резног алата у којима ће бити примењени модули нових генерација, који су много компактнији, па захтевају мање простора за монтажу, а уз то имају вишеструко веће факторе добротe, што ће омогућити ефективније хлађење у смислу бржег и већег снижавања температуре у зони резања.

## ЛИТЕРАТУРА

- [1] Komanduri, R. (1993). Machining and grinding: A historical review of the classical papers. *Applied Mechanics Review*, Vol. 46 (3), pp. 80-132.
- [2] Komanduri, R. Hou, Z. B. (2001). A review of the experimental techniques for the measurement of heat and temperatures generated in some manufacturing processes and tribology. *Tribology International*, Vol. 34, pp. 653-682.
- [3] Barrow, G. (1973). A review of experimental and theoretical techniques for assessing cutting temperatures. *Annals of the CIRP*, Vol. 22 (2), pp. 203-211.
- [4] Davies, M. A. Ueda, T. M'Saoubi, R. Mullany, B. Cooke, A. L. (2007). On The Measurement of Temperature in Material Removal Processes. *CIRP Annals – Manufacturing Technology*, Vol. 56, No. 2, pp. 581-604.
- [5] Vukelja, D. (1969). Temperatursko polje strugarskog noža s obzirom na kompleksnu analizu toplotnih izvora i distribuciju toplotne energije, doktorska disertacija. Mašinski fakultet, Beograd.
- [6] Taylor, F. W. (1906). On the Art of Cutting Metals. *Transactions of the ASME*, Vol. 28, pp. 31-350.
- [7] Childs, P. R. N. (2001). *Practical temperature Measurement*. Butterworth-Heinemann, Oxford, Woburn.
- [8] Shallbroach, H. Lang, M. (1943). Messung der Schnitttemperatur mittels temperaturanzeigenden Farbanstrichen, *Zeitschrift des Vereins Deutscher Ingenieure*, Vol. 77, pp. 15-19.
- [9] Vieregge, G. (1953). Die Energieverteilung und die Temperatur bei der Zerspanung. *Werkstatt und Betrieb*, Vol. 86/97, pp. 691-703.
- [10] Wright, P. K. Trent, E. M. (2000). *Metal Cutting*, 4th edition. Butterworth-Heinemann.
- [11] Verbeek, H. (1920). DRP No. 359477, Klasse 49a, Gruppe 3601.
- [12] Nikolić, R. Karić, M. (2013). Metode merenja temperature u tehničkim sistemima. *Energetske tehnologije*, Vol. 10, pp. 10-17.
- [13] Attia, M. H. Kops, L. (1993). Distortion in the thermal field around inserted thermocouples in experimental interfacial studies - Part 3: Experimental and numerical verification. *Journal of Engineering for Industry*, Vol. 115, pp. 444-449.
- [14] Attia, M. H. Cameron, A. Kops, L. (2002). Distortion in the thermal field around inserted thermocouples in experimental interfacial studies, Part 4: End effect. *Trans ASME, Journal of Manufacturing Science and Engineering*, Vol. 124, pp. 135-145.
- [15] Shore, H. (1924). Tool and chip temperatures in machine shop practice, Ph. D. dissertation. M. I. T.
- [16] Gottwein, K. (1925). Die Messung der Schneidentemperatur beim Abdrehen von Flußeisen. *Maschinenbau*, Vol. 4, pp. 1129-1135.
- [17] Herbert, E. G. (1926). The Measurement of Cutting Temperature. *Proceedings of the Institution of the Mechanical Engineers*, Vol. 1, pp. 289-329.
- [18] Boston, O. W. Gilbert, W. W. (1935). Cutting temperatures developed by single point turning tools. *Transactions of the ASME*, Vol. 23, pp. 703-726.
- [19] Alvelid, B. (1970). Cutting Temperature Thermoelectric Measurements. *Annals of the CIRP*, Vol. 18 (4), pp. 547-554.
- [20] Stephenson, D. A. (1993). Tool-work thermocouple temperature measurements - theory and implementation issues. *Journal of Engineering for Industry*, Vol. 115, pp. 432-437.
- [21] Schwerd, F. (1933). Über die Bestimmung des Temperaturfeldes beim Spanablauf. *Zeitschrift des Vereins Deutscher Ingenieure*, Vol. 77, No. 9, pp. 211-216.

- [22] Zaimović-Uzunović, N. (2006). *Mjerna tehnika*. Mašinski fakultet, Univerzitet u Zenici, Zenica, BiH.
- [23] Wang, L. Saito, K. Jawahir, I. S. (1996), Infrared temperature measurement of curled chip formation in metal machining. *Transactions of the NAMRI/SME*, XXIV, pp. 87-92.
- [24] Narayanan, V. Krishnamurthy, K. Chandrasekar, S. Farris, T. N. Madhavan, V. (2001). Measurement of the temperature field at the tool-chip interface in machining. *Proceedings of ASME International Mechanical Engineering Congress and Exposition*, New York, NY, pp. 1-8.
- [25] Müller, B. Renz, U. (2001). Development of a fast fiber-optic two-color pyrometer for the temperature measurement of surfaces with varying emissivity, *Review of Scientific Instruments*, Vol. 72, No. 8, pp. 3366-3374.
- [26] Childs, P. R. N. (2001). *Practical temperature Measurement*. Butterworth-Heinemann, Oxford, Woburn.
- [27] Nicholas, J. V. White, D. R. (2001). *Traceable Temperatures: An introduction to temperature measurement and calibration*, 2. edition. John Wiley & Sons, Ltd., Chichester.
- [28] Boothroyd, G. (1961). Photographic techniques for the determination of metal cutting temperatures. *British Journal of Applied Physics*, Vol. 12, pp. 238-242.
- [29] Schallbroch, H. Mayer, F. (1966). *Die Messung der Schnitttemperaturen beim Drehvorgang durch Anwendung der Infrarot-Foto-Thermometrie*. Eurofamilia GmbH, Gelzenkirchen.
- [30] Mayer, E. (1966). Die Infrarot-Foto-Thermometrie ein Neues Arbeitsverfahren der Zerspannungsforschung. Ph. D. dissertation. TU-Berlin.
- [31] Salmon, R. McCulloch, G. D. Rice, W.B. (1968). Isothermal patterns in cutting tools of different face lengths. *Annals of the CIRP*, Vol. 16, No. 3, pp. 217-222.
- [32] Аваков, А. А. (1959). *Физические основы теории стойкости режущих инструментов*. МАШГИЗ, Москва.
- [33] Schmidt, A. O. (1949). Metal Cutting Temperatures and Tool Wear. *Transactions of the ASME*, Vol. 15, pp. 245-252.
- [34] Резников, А. Н. (1963). *Теплообмен при резании и охлаждение инструментов*. МАШГИЗ, Москва.
- [35] Силин, С. С. (1979). *Метод подобия при резании материалов*. Машиностроение, Москва.
- [36] Vukelja, D. (1990). *Termodinamika rezanja*. Monografija, Građevinska knjiga, Beograd.
- [37] Müller, B. (2004). Thermische Analyse des Zerspanens metallischer Werkstoffe bei hohen Schnittgeschwindigkeiten. Ph. D. thesis, Fakultät für Maschinenwesen, Aachen.
- [38] Seebeck, T. J. (1822-1823). Magnetische Polarisation der Metalle Erze durch Temperatur-Differenz. *Abhandlung der Königlichen Preussischen Akademie der Wissenschaften zu Berlin*, pp. 265-375.
- [39] Goupil, C. Seifert, W. Zaborski, K. Müller, E. (2011). Thermodynamics of Thermoelectric Phenomena and Applications. *Entropy*, Vol. 13, pp. 1481-1517.
- [40] Magnus, G. (1851). *Poggendorf's Annalen der Physik*, Vol. 83, p. 469.
- [41] Haken, W. (1910). A Contribution to the Understanding of the Thermoelectric Properties of the Metal Alloys. *Annalen der Physik*, Vol. 32, pp. 291-336.
- [42] Cadoff, I. B. Miller, E. (1960). *Thermoelectric Materials and Devices*. Materials Technology Series, Reinhold Publishing Cooperation.
- [43] Egli, P. H. (1960). *Thermoelectricity*. John Wiley & Sons.
- [44] Heikes, R. R. Ur, R. W. (1961). *Thermoelectricity: Science and Engineering*. Interscience Publishers.

- [45] Vedernikov, M. V. Iordanishvili, E. K. (1998). A. F. Ioffe and origin of modern semiconductor thermoelectric energy conversion. *17th Int. Conf. on Thermoelectrics*, Vol. 1, pp. 37-42.
- [46] Joffe, A. F. (1957). *Semiconductor Thermoelements and Thermoelectric Cooling*. Infosearch Ltd., London.
- [47] Irving, B. C. Miller, E. (1960). *Thermoelectric materials and devices*. Chapman & Hall Ltd., London.
- [48] Goldsmid, H. J. Douglas, R. W. (1954). The use of semiconductors in thermoelectric refrigeration. *British Journal of Applied Physics*, Vol. 5, p. 386.
- [49] Goldsmid, H. J. (1964). *Thermoelectric Refrigeration*. Plenum Press, New York.
- [50] Goldsmid, H. J. (2010). *Introduction to Thermoelectricity*. Springer Series in Materials Science, Springer-Verlag, Berlin-Heidelberg.
- [51] Slack, G. (1995). New Materials and Performance Limits for Thermoelectric Cooling, *CRC Handbook of Thermoelectrics* (Ed. D. M. Rowe), CRC Press, pp. 407-440.
- [52] Hicks, L. D. Dresselhaus, M. S. (1993). Thermoelectric Figure of Merit of a One-Dimensional Conductor. *Physical Review B*, Vol. 47. No. 24, pp. 16631-16634.
- [53] Hicks, L. D. Harman, T. C. Sun, X. Dresselhaus, M. S. (1996). Experimental Study of the Effect of Quantum-well Structures on the Thermoelectric Figure of Merit. *Physical Review B-Condensed Matter*, Vol. 53, No. 16, pp. R10493-10496.
- [54] Zhang, Y. Dresselhaus, M. S. Shi, Y. Ren, Z. Chen, G. (2011). High Thermoelectric Figure-of-Merit in Kondo Insulator Nanowires at Low Temperatures. *ACS Publications*, American Chemical Society, pp. 1166-1170.
- [55] <http://www.thermoelectrics.caltech.edu/thermoelectrics/index.html>, april, 2014.
- [56] <http://web.mit.edu/nanoengineering/research/te.shtml>, april, 2014.
- [57] Poudel, B. Hao, Q. Ma, Y. Lan, Y. Minnich, A. Yu, B. Yan, X. Wang, D. Muto, A. Vashaee, D. Chen, X. Liu, J. Dresselhaus, M. S. Chen, G. Ren, Z. F. (2008). High thermoelectric performance of nanostructured bismuth antimony telluride bulk alloys. *Science*, Vol. 320, pp. 634-638.
- [58] Joshi, G. Lee, H. Lan, Y. Wang, X. Zhu, G. Wang, D. Z. Gould, R. Cuff, D. C. Tang, M. Y. Dresselhaus, M. S. Chen, G. Ren, Z. F. (2008). High thermoelectric figure of merit in nanostructured p-type silicon germanium bulk alloys. *Nano Letters*, Vol. 8, pp. 4670-4674.
- [59] Ma, Y. Hao, Q. Poudel, B. Lan, Y. Yu, B. Wang, D. Z. Chen, G. Ren, Z. F. (2008). Enhanced Thermoelectric Figure-of-Merit in p-type Nanostructured Bismuth Antimony Tellurium Alloys Made from Elemental Chunks. *Nano Letters*, Vol. 8, No. 8, pp. 2580-2584.
- [60] Bhimarshetti, G. Surikara, M. K. (2005). Synthesis of Sub-20-nm-Sized Bismuth 1-D Structures Using Gallium-Bismuth Systems. *The Journal of Physical Chemistry B*, Vol. 109 (34), pp. 16219-16222.
- [61] Zheng, J. - C. (2008). Recent advances on thermoelectric materials. *Front. Physics*, Vol.3, No. 3, pp. 269-279.
- [62] Kwong, D. - L. Li, X. Sun, Y. Ramanathan, G. Chen, Z. X. Wong, S. M. Li, Y. Shen, N. S. Buddharaju, K. Yu, Y. H. Lee, S. J. Singh, N. Lo, G. Q. (2012). Vertical Silicon Nanowire Platform for Low Power Electronics and Clean Energy Applications. Hindawi Publishing Corporation, *Journal of Nanotechnology*, Article ID 492121, 21 pages.
- [63] Shakouri, A. (2005). Thermoelectric, thermionic and thermo photovoltaic energy convection. *Proceedings of the 24<sup>th</sup> International Conference on Thermoelectrics*, Clemson, South Carolina, USA, pp. 492-500.

- [64] Creighton, J. R. Coltrin, M. E. (2011). Origin of Reaction-Induced Current in Pt/GaN Catalytic Nanodiodes. *The Journal of Physical Chemistry C*, Vol. 116, pp. 1139-1144.
- [65] Wei, Q. Lieber, C. M. (2000). Synthesis of Single Crystal Bismuth-Telluride and Lead-Telluride Nanowires for New Thermoelectric Materials. *Materials Research Society Symposium Proceedings*, pp. 219-223.
- [66] Abramson, A. R. Kim, W. C. Huxtable, S. T. Yan, H. Wu, Y. Majumdar, A. Tien, C. -L. Yang, P. (2004). Fabrication and Characterization of a Nanowire/Polymer-Based Nanocomposite for a Prototype Thermoelectric Device. *Journal of Microelectromechanical Systems*, Vol. 13. No. 3, pp. 505-513.
- [67] Chakaraborty, A. Saha, B. B. Koyama, S. Ng, K. C. (2007). Thin-Film Thermoelectric Cooler: Thermodynamic Modeling and its Temperature-entropy Flux Formulation. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part E, *Journal of Process Mechanical Engineering*, Vol. 221. No. 1, pp. 33-46.
- [68] Kim, N-J. Lee, H-J. Kim, S. (2012). Implementation of Single Wire Communication Protocol for 3D IC Thermal Management Systems Using a Thin-Film Thermoelectric Cooler. *Journal of Semiconductor Technology and Science*, Vol. 12. No. 1, pp. 18-22.
- [69] Zhu, G. H. Lee, H. Lan, Y. C. Wang, X. W. Joshi, G. Wang, D. Z. Yang, J. Vashae, D. Guilbert, H. Pillitteri, A. Dresselhaus, M. S. Chen, G. Ren, Z. F. (2009). Increased phonon scattering by nanograins and point defects in nanostructure silicon with a low concentration of germanium, *Physical Review Letters*, Vol. 102, 196803.
- [70] Lan, Y. Poudel, B. Ma, Y. Wang, D. Dresselhaus, M. S. Chen, G. Ren, Z. F. (2009). Structure study of bulk nanograined thermoelectric bismuth antimony telluride. *Nano Letters*, Vol. 9, pp 1419-1422.
- [71] Minnich, A. J. Dresselhaus, M. S. Ren, Z. F. Chen, G. (2009). Bulk nanostructured thermoelectric materials: current research and future prospects. *Energy and Environmental Science*, Vol. 2, pp. 466-479.
- [72] [http://voyager.jpl.nasa.gov/spacecraft/instruments\\_rtg.html](http://voyager.jpl.nasa.gov/spacecraft/instruments_rtg.html), april, 2014.
- [73] <http://www.its.org/ztlinks/gentherm>, april, 2014.
- [74] <http://www.amerigon.com/climate controlled seat.php>, jul. 2012.
- [75] [http://www.motoraauthority.com/news/1065596\\_bmw-showcases-thermoelectric-technology-in-5-series](http://www.motoraauthority.com/news/1065596_bmw-showcases-thermoelectric-technology-in-5-series), april, 2014.
- [76] Lazić, M. (2002). *Obrada metala rezanjem*, monografija. Univerzitet u Kragujevcu, Mašinski fakultet, Kragujevac.
- [77] Radovanović, M. (2006). *Tehnologija mašinogradnje – obrada rezanjem*. Univerzitet u Nišu, Mašinski fakultet, Niš.
- [78] Nedić, B. (2002). *Dinamika procesa rezanja*. Univerzitet u Kragujevcu, Mašinski fakultet, Kragujevac.
- [79] Ivković, B. (1994). *Obrada metala rezanjem - mehanika rezanja, tribologija rezanja, termodinamika rezanja, ekonomija rezanja*. Jugoslovensko Društvo za Tribologiju, Kragujevac.
- [80] Stanić, J. (1989). *Teorija obrade metala I*. Mašinski fakultet, Beograd.
- [81] Jovanović, D. M. (1995). Kontinualno uklanjanje strugotine kod obrade krutih materijala rezanjem. Doktorska disertacija, Fakultet zaštite na radu, Niš.
- [82] Beňo, J. Maňková, I. (2004). *Technologické a materiálové činitele obrábania*. VIENALA, Košice.
- [83] Lazić, M. Nedić, B. Mitrović, S. (2002). *Tehnologija obrade metala rezanjem – izbor režima obrade*. Mašinski fakultet, Kragujevac.



- [84] Грановский, Г. И. Грановский, В. Г. (1985). *Резание металлов*. Высшая школа, Москва.
- [85] Merchant, M. E. (1945). Mechanic of Metal Cutting Process I, Orthogonal Cutting and a Type 2 Chip. *Journal of Applied Physics*, Vol. 16, No. 5, pp. 267-275.
- [86] Vieregge, G. (1955). Temperaturfeld und Wärmebilanz des Schervorgangs bei der Zerspanung. *Werkstatt und Betrieb*, Vol. 88, No. 5, pp. 227-230.
- [87] Vieregge, G. (1970). *Zerspanung der Eisenwerkstoffe*. Verlag Stahleisen M.B.H. Düsseldorf.
- [88] Molinari, A. Dudzinski, D. (1992). Stationary Shear Band in High-Speed Machining. *Comptes Rendus de l'Académie des Sciences*, Paris, 315-II, pp. 399-405.
- [89] Hoppe, S. (2003). Experimental and Numerical Analysis of Chip Formation in Metal Cutting. Ph. D. thesis, RWTH, Aachen.
- [90] Rosakis, P. Rosakis, A. J. Ravichandran, G. Hodowani, J. (2000). A Thermodynamic Internal Variable Model for the Partition of Plastic Work into Heat and Stored Energy in Metals. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, Vol. 48, pp. 581-607.
- [91] Hodowany, J. Ravichandran, G. Rosakis, A. J. Rosakis, P. (2000). Partition of Plastic Work into Heat and Stored Energy in Metals. *Experimental Mechanics*, Vol. 40, No. 2, pp. 113-123.
- [92] Macdougall, D. (2000). Determination of the Plastic Work Converted to Heat Using Radiometry. *Experimental Mechanics*, Vol. 40, No. 3, pp. 298-306.
- [93] Aravas, N. Kim, K. –S. Leckie, F. A. (1990). On the Calculations of the Stored Energy of Cold Work. *Journal of Engineering Materials and Technology*, 112, pp. 465-470.
- [94] Taylor, G. I. Quinney, H. (1934). The Latent Energy Remaining in a Metal after Cold Working. *Proceedings Royal Society London*, A 413, pp. 307-326.
- [95] Mason, J. J. Rosakis, A. J. Ravichandran, G. (1994). On the Strain and Strain Rate Dependence on the Fraction of Plastic Work Converted to Heat: An Experimental Study Using High Speed Infrared Detectors and the Kolsky bar. *Mechanics of Materials*, Vol. 17, pp. 135-145.
- [96] Kapoor, R. Nemat-Nasser, S. (1994). Determination of Temperature Rise During High Strain Rate Deformation. *Mechanics of Materials*, Vol. 27, pp. 1-12.
- [97] Ernst, H. J. Merchant. M. E. (1941). Chip Formation, Friction and Finish. *Transactions of the ASME*, Vol. 29, p. 299.
- [98] Merchant. M. E. (1945). Mechanics of Cutting Process, II, Plasticity Conditions in Orthogonal Cutting. *Journal of Applied Physics*, Vol. 16, No. 5, pp. 318-324.
- [99] El-Magd, E. Trpman, C. (2001). Mechanical Behavior of Materials at High Strain Rates. *Scientific Fundamentals of HSC*, Hrsg.: H. Schulz, Carl Hanser Verlag, München-Wien, pp. 113-122.
- [100] Boothroyd, G. (1963). Temperatures in Orthogonal Metal Cutting. *Proceedings of the Institution of the Mechanical Engineers*, Vol. 177, No. 29, pp. 789-803.
- [101] Tay, A. O. Lee, K. H. (1992). Calculation of Temperature Distributions in Machining Using a Hybrid Finite-Element-Boundary-Element Method. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 29, pp. 47-62.
- [102] Tay, A. O. (1993). A Review of Methods of Calculating Machining Temperature. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 36, pp. 225-257.
- [103] Li, X. Kopalinski, E. M. Oxley, P. L. B. (1995). A Numerical Method for Determining Temperature Distributions in Machining with Coolant – Part 1, Modeling the Process. *Proceedings of the Institution of the Mechanical Engineers*, Vol. 209, pp. 33-43.

- [104] Ziebel, F. (1996). Mechanische und thermische Belastung von Zerspanwerkzeugen. Ph. D. thesis, Universität Hannover.
- [105] Tay, A. O. Stevenson, M. G. de Vahl Davis, G. Oxley, P. L. B. (1976). A Numerical Method for Determining Temperature Distributions in Machining from Force and Shear Angle Measurements. *International Journal of Machine Tool Design and Research*, Vol. 16, pp. 335-349.
- [106] Li, B. Clapp, P. C. Rifkin, J. A. Zhang, X. M. (2003). Molecular Dynamics Calculation of Heat Dissipation During Sliding Friction. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, Vol. 46, pp. 37-43.
- [107] Harris, A. G. (1981). An Investigation to Derive a Method of Predicting the Contribution of Tool Flank Wear to Tool Forces in Orthogonal Machining. University of New South Wales, report 1981/IE/3.
- [108] Vukelja, D. (1982). *Konstrukcija alata za obradu rezanjem*. Građevinska knjiga, Beograd.
- [109] Рыкалин, Н. Н. (1951). *Расчеты тепловых процессов при сварке*. Гасударственное научно-техническое издательство машиностроительной литературы, Москва.
- [110] Cvijović, D. S. (2007). *Toplotne operacije, zadaci sa izvodima iz teorije*. Akademski misao, Beograd.
- [111] Jiji, M. L. (2009). *Heat convection*. Springer - Verlag, Berlin Heidelberg.
- [112] Milinčić, D. B. (1979). *Prostiranje toplote*. Mašinski fakultet, Beograd.
- [113] Simons, E. R. (2001). Simplified Formula for Estimating Natural Convection Heat Transfer Coefficient on a Flat Plate. *Electronics Cooling Dedicated to Thermal Management in the Electronics Industry*.
- [114] <http://www.egr.msu.edu/~somerton/Nusselt/i.html>, januar, 2010.
- [115] <http://D:\Internet\Heat Convection - Google Books.mht>, januar, 2010.
- [116] McAdams, W. H. (1954). *Heat Transmission*. McGraw-Hill Book Company, Inc, New York, Toronto, London.
- [117] Коленко, Е. А. (1963). *Термоэлектрические охлаждающие приборы*. Академия наук СССР, Москва – Ленинград.
- [118] Macdonald, D. K. C. (1962). *Thermoelectricity – an introduction to the principles*. John Wiley & Sons, New York.
- [119] Rowe, D. M. (1995). *CRC Handbook of Thermoelectric*. CRC Press, New York.
- [120] Зорина, И. В. Зорина, З. Я. (1973). *Термоэлектрические холодильники и генераторы*. Энергия, Ленинград.
- [121] Фистуль, В. И. (1984). *Введение в физику полупроводников*. Высшая школа, Москва.
- [122] Lučić, R. (1994). *Mašinski materijali*. IP „Vuk Karadžić“, Paraćin.
- [123] Kolodziejczyk, L. Rubik, M. (1976). *Technika chłodnicza w klimatyzacja*. Arkady, Warszawa.
- [124] Shaevitz, S. B. (2000). A MEMS Thermoelectric Generator. MSc thesis, Massachusetts Institute of Technology, Cambridge, Massachusetts.
- [125] Brajan, A. (1988). *Advanced Engineering Thermodynamics*. John Wiley & Sons, Chapter 12, New York.
- [126] Pipe, K. P. (2004). Bipolar Thermoelectric Devices. Ph. D. thesis, Massachusetts Institute of Technology, Cambridge, Massachusetts.
- [127] Thermoelectric Handbook, Product Information, Assembly Information, Performance and Properties. (2009). *Melcor Thermoelectrics*, Trenton, New Jersey.
- [128] Radaković, Z. Jovanović, M. (1996). *Zbirka zadataka iz Elektrotermije sa priručnikom za laboratorijske vežbe*. Elektrotehnički fakultet, Beograd.

- [129] Kojić, M. *et al.*, (2003). *Finite Element Method I – Linear Analysis (in Serbian)*. Faculty of Mechanical Engineering, University of Kragujevac, Kragujevac, Serbia.
- [130] Živković, M. *et al.*, (2010). Non-linear Transient Heat Conduction Analysis of Insulation Wall of Tank for Transportation of Liquid Aluminium. *Thermal Science*, Vol. 14, pp. 299-312.
- [131] Bathe, K. J. (1996). *Finite Element Procedures in Engineering Analysis*. Prentice-Hall, Engelwood Cliffs, New Jersey, USA.
- [132] Nikolić, R. H. *et al.*, (2010). Model of Temperature Field in the Cutting Tool During Dry Machining as a Basis for Researching the New Cooling Systems, *Zbornik 10<sup>th</sup> International Conference, RaDMI, Donji Milanovac*, Vol. 1., pp. 378-383.
- [133] Nikolić, R. H. Radovanović, M. R. *et al.*, (2014). Modeling of Thermoelectric Module Operation in Inhomogeneous Transient Temperature Field Using Finite element Method. *Thermal Science*, Vol. 18, Suppl. 1, pp. S 239-S250.
- [134] HP-199-1.4-0.8, Thermoelectric Module (Peltier Module) Specifications. (2011). TE Technology, Traverse City, MI, USA.
- [135] Каталог резних алата и документација „Prvi partizan“ Ужице и “Sandvik Coromant”.
- [136] Melcor Liquid Heat Exchanger LI201CL. (2009). Product Information, Melcor Thermoelectrics, Trenton, New Jersey.
- [137] Žagar, B. Nardin, B. Glojek, A. Križaj, D. (2006). An Adaptive System for Cooling Injection-Moulding Moulds Via Thermoelectric Modules. *Strojniški vestnik – Journal of Mechanical Engineering*, Vol. 52, No. 10, p. 630-644.
- [138] M. Kojić, *et al.* (2003). PAK-T – Program for FE Heat Transfer Analysis. Faculty of Mechanical Engineering, University of Kragujevac, Kragujevac, Serbia.

## БИОГРАФИЈА

Мр Радован Х. Николић, дипл. инж. маш. је рођен 07.10.1962. године у Великом Шиљеговцу.

Машинско техничку школу „Вељко Влаховић“ у Крушевцу завршио је 1981. године и стекао звање конструктор алата-техничар. Дипломирао је 1988. године на Машинском факултету у Крагујевцу на Катедри за Производно машинство, оценом 10. Просечна оцена у току студија 8,70.

Последипломске студије на Машинском факултету у Крагујевцу из области производног машинства уписао је 1990. године. Магистарски рад под називом "Прилог истраживању граничних услова и њиховог утицаја на квалитет јонског нитрирања резних алата" одбранио је 1995. године.

Од 13.06.1988. до 30.09.1990. радио је у ИМК „14.Октобар“ у Крушевцу прво као технолог, а потом као конструктор. На Машинском факултету у Краљеву радио је у периоду 01.10.1990. - 28.02.2011. у звању асистент-приправник и асистент. Држао је вежбе из предмета у области производних технологија и конструкција. У периоду 01.10.1997. - 31.08.1998. радио је у ВИС-Свилајнац као хонорарни сарадник на пословима развоја. Од 01.10.2011. и данас ради на Високој техничкој машинској школи струковних студија у Трстенику у звању предавач. Држи наставу из предмета у области производних технологија.

Области научно-истраживачког рада кандидата су: алати и прибори, термодинамика резања, термичка, термохемијска обрада и површинска заштита, неконвенционални поступци обраде, обновљиви извори енергије и енергетска ефикасност.

Кандидат је до сада публикувао 29 радова, од чега 4 рада у међународним часописима са СЦИ листе, 5 радова у часописима националног значаја, 12 радова на међународним конференцијама и 8 радова на националним конференцијама. Током своје професионалне каријере учествовао је у реализацији 5 научно-истраживачких пројеката, од тога 3 које је финансирао Министарство науке и технолошког развоја Републике Србије. Има признату иновацију у индустријској пракси.

Награђиван је за постигнут успех у средњој школи, на факултету и у индустрији за техничку иновацију из области алата.

Отац троје деце. Живи у Крушевцу.



Прилог 1.

**ИЗЈАВА О АУТОРСТВУ**

Изјављујем да је докторска дисертација, под насловом  
ИСТРАЖИВАЊЕ ТЕМПЕРАТУРСКОГ ПОЉА У РЕЗНОМ АЛАТУ ПРИ ОБРАДИ НА  
СТРУГУ НА СУВО СЯ ХАБЕЊЕМ РЕЗНОГ АЛАТА СИСТЕМОМ НА БАЗИ ТЕРМОЕЛЕКТРИ-  
ЧНОГ МОДУЛА

- резултат сопственог истраживачког рада,
- да предложена дисертација, ни 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, нити злоупотребио/ла интелектуалну својину других лица.

У Нишу, 31. марта 2015.

Аутор дисертације: Радован Х. Никовић

Потпис докторанда:

Радован Х. Никовић



Прилог 2.

**ИЗЈАВА О ИСТОВЕТНОСТИ ШТАМПАНЕ И ЕЛЕКТРОНСКЕ ВЕРЗИЈЕ ДОКТОРСКЕ  
ДИСЕРТАЦИЈЕ**

Име и презиме аутора: Радован Николит

Студијски програм: Производна информационо технолошке

Наслов рада: Истраживање имплементације система у реалном времену при обради података  
на суб-селективној бази података системима на бази електронике и оптике

Ментор: Др. др. Милош Радовановић

Изјављујем да је штампана верзија моје докторске дисертације истоветна електронској верзији, коју сам предао/ла за уношење у **Дигитални репозиторијум Универзитета у Нишу**.

Дозвољавам да се објаве моји лични подаци, који су у вези са добијањем академског звања доктора наука, као што су име и презиме, година и место рођења и датум одбране рада, и то у каталогу Библиотеке, Дигиталном репозиторијуму Универзитета у Нишу, као и у публикацијама Универзитета у Нишу.

У Нишу, 31. марта 2015.

Аутор дисертације: Радован Н. Николит

Потпис докторанда:  
Радован Н. Николит



Прилог 3.

ИЗЈАВА О КОРИШЋЕЊУ

Овлашћујем Универзитетску библиотеку „Никола Тесла“ да, у Дигитални репозиторијум Универзитета у Нишу, унесе моју докторску дисертацију, под насловом: ~~Истраживање истраживачког дела у развоју алата ити одади на сирејуа~~ ~~субо са мајем развој алата сисеком на јуи мерибелекиријној модула~~ која је моје ауторско дело.

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

Моју докторску дисертацију, унету у Дигитални репозиторијум Универзитета у Нишу, могу користити 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 подвучете само једну од шест понуђених лиценци; кратак опис лиценци је у наставку текста).

У Нишу, 31. март 2015.

Аутор дисертације: Радован Х. Николић

Потпис докторанда: Радован Х. Николић