

УНИВЕРЗИТЕТ У КРАГУЈЕВЦУ
ФАКУЛТЕТ ИНЖЕЊЕРСКИХ НАУКА У КРАГУЈЕВЦУ



Мирослав Лучић, дип. маш. инг.

**ИСТРАЖИВАЊЕ ТЕМПЕРАТУРНОГ ПОЉА НА
РЕЗНОМ АЛАТУ У УСЛОВИМА
КОНТИНУАЛНОГ И ДИСКОНТИНУАЛНОГ
РЕЗАЊА ПРИ ОБРАДИ СТРУГАЊЕМ**

ДОКТОРСКА ДИСЕРТАЦИЈА

Крагујевац, 2019.



**УНИВЕРЗИТЕТ У КРАГУЈЕВЦУ
ФАКУЛТЕТ ИНЖЕЊЕРСКИХ НАУКА**

Мирослав Лучић, дип. маш. инг.

**ИСТРАЖИВАЊЕ ТЕМПЕРАТУРНОГ ПОЉА НА
РЕЗНОМ АЛАТУ У УСЛОВИМА КОНТИНУАЛНОГ И
ДИСКОНТИНУАЛНОГ РЕЗАЊА ПРИ ОБРАДИ
СТРУГАЊЕМ**

Докторска дисертација

Ментор:

Др Богдан Недић, редовни професор

Крагујевац, 2019.

Име и презиме: Мирослав Лучић
Датум и место рођења: 03.07.1955, Чачак
Садашње запослење: Висока школа техничких струковних студија - Чачак
<i>II. Докторска дисертација</i>
Наслов: Истраживање температурног поља на резном алату у условима континуалног и дисконтинуалног резања при обради стругањем
Број страница: 14 + 139
Број библиографских података: 119
Број слика: 121
Установа и место где је рад израђен: Факултет инжењерских наука, Универзитет у Крагујевцу
Научна област (УДК): 621; 621.9; 621.941; 621.941.025
Ментор: др Недић Богдан, ред. проф., Факултет инжењерских наука, Универзитет у Крагујевцу
<i>III. Оцена и одбрана</i>
Датум пријаве: 13.11.2017.
Број одлуке и датум прихватања докторске дисертације: IV-04-350/6, 16.05.2018.
Комисија за оцену подобности теме и кандидата: 1. Др Богдан Недић, редовни професор, Факултет инжењерских наука Универзитета у Крагујевцу, ужа научна област: Производно машинство 2. Др Милан Ерић, ванредни професор, Факултет инжењерских наука Универзитета у Крагујевцу, ужа научна област: Производно машинство, Председник комисије 3. Др Мирослав Радовановић, редовни професор, Машински факултет, Универзитет у Нишу, ужа научна област: Производни системи и технологије
Комисија за оцену и одбрану докторске дисертације: 1. Др Милан Ерић, редовни професор, Факултет инжењерских наука Универзитета у Крагујевцу, ужа научна област: Производно машинство, Председник комисије 2. Др Мирослав Радовановић, редовни професор, Машински факултет, Универзитет у Нишу, ужа научна област: Производни системи и технологије 3. Др Слободан Митровић, редовни професор, Факултет инжењерских наука Универзитета у Крагујевцу, ужа научна област: Производно машинство 4. Др Јелена Баралић, доцент, Факултет техничких наука у Чачку, Универзитет у Крагујевцу, ужа научна област: Производне технологије 5. Др Сузана Перовић Савић, доцент, Факултет инжењерских наука Универзитета у Крагујевцу, ужа научна област: Производно машинство
Датум одбране докторске дисертације:

ЗАХВАЛНИЦА

Захваљујем се свом ментору редовном професору др Богдану Недићу на стручној помоћи, конструктивним сугестијама, препорученој литератури, уложеном труду и утрошеном времену. Захвалан сам и на томе што је своје искуство и знање несебично поделио са мном и што је правим саветима као и аргументованим расправама усмеравао моја размишљања и закључивања, што ми је доста помогло у континуитету израде докторске дисертације. Посебно сам му захвалан на великој помоћи током извођења експеримента у Лабораторији за обраду метала резањем на Факултету инжењерских наука Универзитета у Крагујевцу. Захвалан сам и члановима комисије на корисним примедбама и предлозима, који су квалитет докторске дисертације подigli на виши ниво. Хвала и професору др Иву Властелици, пре свега мом пријатељу и другу из студентских дана, а потом и сараднику на Високој школи техничких струковних студија у Чачку на конкретној помоћи при изради докторске дисертације, нарочито у делу симулација на чему сам му посебно захвалан.

На крају, највећу захвалност дугујем својој породици супрузи Весни и синовима Александру и Владану на бескрајној подршци и разумевању током израде докторске дисертације. Синовима дугујем посебну захвалност на великој помоћи око превода научно-стручне литературе са енглеског и француског језика.

ИСТРАЖИВАЊЕ ТЕМПЕРАТУРНОГ ПОЉА НА РЕЗНОМ АЛАТУ У УСЛОВИМА КОНТИНУАЛНОГ И ДИСКОНТИНУАЛНОГ РЕЗАЊА ПРИ ОБРАДИ СТРУГАЊЕМ

Резиме

Обзиром да се механичка енергија утрошена у процесу резања највећим делом трансформише у топлотну и да настала топлота неповољно утиче на алат и обрадак, значајно је њено утврђивање и контролисање у зони обраде. На основу досадашњих истраживања, највећи утицај на излазне карактеристике процеса обраде резањем уз оптималне параметре обраде има температура у зони резања. Температура у зони резања на коју параметри режима обраде битно утичу је веома важан показатељ процеса обраде резањем и може се користити као критеријум оптимизације процеса. Велики специфични притисци и висока температура у уској зони резања имају за последицу пад тврдоће алатног материјала, што се одражава на губљење резних способности и отказ алата. Због тога је познавање вредности распореда температуре у алату од изузетног значаја, стим што са практичне тачке гледишта најважније је познавање максималне температуре загревања површине резног алата.

Докторска дисертација „Истраживање температурног поља у резном алату у условима континуалног и дисконтинуалног резања при обради стругањем“ обухвата аналитичко-експериментална истраживања и развој нумеричког модела у условима континуалног и дисконтинуалног резања, како би се утврдила расподела температуре у контакту алат/струготина са циљем утврђивања и предвиђања њене вредности на грудној површини алата. Полазне основе дисертације су базиране на томе да је могуће креирати нумерички модел за симулације температурних поља на резном алату методом коначних елемената верификован на основу резултата добијених одговарајућим експерименталним мерењима. Циљ докторске дисертације је да се учине помаци у правцу развоја нумеричких модела за прорачун температура у условима континуалног резања (стругање пуног материјала) и дисконтинуалног резања (стругање уздужних и попречних жлебова) на округлом обратку без примене средстава за хлађење и подмазивање.

Основа свих активности које су саставни део доктората је поређење температура у алату добијених експерименталним мерењима и нумеричком симулацијом методом коначних елемената за исти режим резања у условима континуалне и дисконтинуалне обраде.

При истраживању температурних поља и температура у дефинисаном алату при континуалном и дисконтинуалном стругању су примењене:

- аналитичко-експерименталне методе и
- симулације методом коначних елемената, са поређењем експерименталних и нумеричких резултата и њиховом анализом.

Аналитичке методе се заснивају на статистичкој обради резултата експерименталних мерења при чему се одређују вредности константи и експонената експоненцијалног математичког модела за температуре на грудној површини алата. Анализирани су и коефицијенти корелације за све моделе као и вредности за сигнификантност свих параметара у моделима.

Експериментална испитивања температуре у алату подразумевају методе планирања и извођења експеримента и анализу резултата мерења. За исте услове стругарске обраде челика за побољшање 42CrMo4 (Č4732) тврдоће 35 HRC са резном плочицом од тврдог метала TNMG 160404-СМ квалитета P35 са TiN превлаком су вршена експериментална мерења и термалне симулације у циљу утврђивања температура на грудној површини алата. Улазни параметри обраде су: брзина резања, корак и дубина резања. Експеримент и симулације су спроведени према трофакторном плану првог реда. Снимање температуре током експеримента је вршено термовизијском камером FLIR E60. Термовизијска камера је коришћена заједно са софтвером *FLIR Research IR Max* за мерење и снимање видео сигнала у рачунар. Након завршених експеримената вршена је анализа видео записа уз уношење релевантних података о површини испитиваног објекта (у овом случају грудна површина алата).

Симулације методом коначних елемената су рађене у условима континуалне и дисконтинуалне обраде стругањем у програмском пакету *Third Wave AdvantEdge* са *Johnson-Cook* конститутивним нумеричким материјалним моделом. Обликовни нумерички модел је *2D* ортогонално резање, и он је посебно истражен за дисконтинуално резање (стругање уздужних и попречних жлебова).

На основу анализе резултата температуре на грудној површини алата при континуалној и дисконтинуалној обради стругањем добијених експериментом и симулацијама изведени су закључци који су показали да се симулацијом процеса обраде како континуалног тако и дисконтинуалног стругања применом методе коначних елемената могу предвидети са великом тачношћу температуре на површини алата. Поређењем резултата симулације са експерименталним резултатима потврђено је да се температуре на алату могу предвидети и да њене вредности у односу на експериментално измерене вредности, незнатно одступају.

Експериментални и нумерички резултати ових истраживања за дате услове стругања се могу поуздано користити у сврху поређења или имплементације код нових истраживања.

Значајан научни допринос дисертације је развој нумеричког модела за прорачун и симулацију температурних поља у резном алату при прекидној обради стругањем (обрада предмета са попречним и уздужним жлебовима). Тиме се стварају услови за развој модела за оптимизацију параметара обраде са аспекта температуре резања и проширују могућности примене развијеног нумеричког модела на остале врсте обраде резањем (глодање, рендисање, провлачење и др.). Савремени обрадни системи подразумевају CNC обраду са променљивим параметрима обраде, при чему алат пролази кроз период грејања и хлађења у току прекидног резања. Зато је у дисертацији акценат дат експерименталним истраживањима температура резања у циљу развоја нумеричког модела за симулацију у условима континуалног и дисконтинуалног резања са посебном анализом температура које су генерисане на грудној површини алата.

Кључне речи: континуално и дисконтинуално стругање, резни алат, контакт алат/струготина, температурско поље, температура, експериментално истраживање, нумеричка анализа, метода коначних елемената (МКЕ).

RESEARCH ON TEMPERATURE FIELD ON CUTTING TOOL IN THE CONDITIONS OF CONTINUOUS AND DISCONTINUOUS CUTTING IN THE PROCESS OF TURNING

Summary

Since the mechanical energy used in the process of cutting is mainly transformed into thermal energy and since produced thermal energy has negative effects on the tool itself and its work piece, it is significant to establish it and control it within the processing zone. According to latest research, the temperature within the cutting zone has the greatest influence on the output characteristics of the process of machining with optimal parameters of processing. The temperature within the zone of cutting on which the parameters of machining regime have significant influence is a very important indicator of the process of cutting and can be used as a criterion of the process optimization. Large specific pressure and high temperature within the narrow zone of cutting have as a consequence the tool hardness decrease, which results in lessening cutting tool abilities and its failure. Therefore, the knowledge of values of temperature distribution in the tool is of great importance, where from the practical point of view, the most important temperature is the maximum heating tool temperature.

PhD dissertation "Research on temperature field on cutting tool in the conditions of continuous and discontinuous cutting in the process of turning" includes analytical and experimental research and development of numerical model in the conditions of continuous and discontinuous cutting, in order to assess the distribution of temperature at the contact tool/chips so as to establish its values on the toolface. The starting points of the dissertation are based on the possibility of creating numerical model for simulations of temperature fields on cutting tool by the finite element method which is researched by using the results acquired by appropriate experimental measurement.

The aim of PhD dissertation is to make progress in the course of development of numerical models for calculating temperatures in the conditions of continuous cutting (turning hard materials) and discontinuous cutting (turning longitudinal and transversal grooves) on the round working piece without using cooling agents and lubricants).

The basis of all activities which are the integral part of the dissertation is the comparison of temperatures in the tool acquired by experimental measurement and numerical simulation using the finite element method for the same cutting regime in the conditions of continuous and discontinuous processing.

When researching temperature fields and temperatures in the defined tool during continuous and discontinuous turning the following methods were applied:

- analytical and experimental and
- simulation by using the finite element method, with comparison of experimental and analytical results and their analysis.

Analytical methods are about statistical processing of the results of experimental measurements where the values of parameters of the exponential mathematical model for temperatures on the toolface were acquired. Coorelation coefficients for all models, as well as values for significance of all parameters in models were analysed.

Experimental research of the temperatures in the tool include methods of planning and carrying out the experiment and the analysis of the measurement results. For the same conditions of steel turning for improving 42CrMo4 (H4732) hardness 35 HRC with cutting insert of hard metal TNMG 160404-CM quality P35 with TiN coating, experimental measurement and thermal simulations were conducted in order to determine temperatures on the toolface. Input processing parameters: cutting speed, feed and cutting depth. The experiment and simulations were carried out in accordance with three first-order plan. Recording temperatures during the experiment was conducted by the thermovision camera FLIR E60. A specific advantage of thermovision camera is that it enables processing of measurement results during the experiment in the software package *FLIR Research IR Max*.

Simulations by the finite element method were done in the conditions of continuous and discontinuous turning in the program package *Third Wave AdvantEdge* with *Johnson-Cook* the constitutive numerical material model. Forming numerical model is 2D orthogonal cutting, and it is specifically researched for discontinuous cutting.

According to the analysis of the results of the temperatures on the toolface during continuous and discontinuous turning, acquired by experiments and simulations, drawn conclusions showed that by simulation of turning process, continuous and discontinuous turning by applying the finite element method, temperatures on the toolface can be predicted with great accuracy. Making comparison with experimental results, simulations confirmed that temperatures in the tool can be predicted without experiments since the deviations are within the allowed values.

Experimental and numerical results of these researches for the given conditions of turning can be taken as reliable for the purpose of comparing and implementation with new researches.

The significant scientific contribution of the dissertation is the development of numerical model for calculation and simulation of temperature field in the cutting tool during the process of turning longitudinal and transversal grooves. Therefore, the conditions for development of model for optimization of turning parameters from the aspect of cutting temperature and expanding possibilities for applying developed numerical model on other types of cutting processing are created. Up-to-date processing systems include CNC machining with variable processing parameters, whereas the tool goes through heating and cooling period during discontinuous cutting. Therefore, the dissertation puts an accent on experimental research of cutting temperatures in order to develop numerical model for the simulation in the conditions of continuous and discontinuous cutting with the specific analysis of temperatures generated in the tool.

Key words: continuous and discontinuous turning, cutting tool, contact tool/chips, temperature field, temperature, experimental research, numerical analysis, finite element method (FEM).

СПИСАК СЛИКА

Слика 2.1. Ортогонално резање.....	8
Слика 2.2. Ротационо косо резање	9
Слика 2.3. Модел формирања струготине.....	11
Слика 2.4. Линија текстуре	11
Слика 2.5. Раван смицања.....	11
Слика 2.6. Одређивање угла смицања	12
Слика 2.7. Силе које делују на раван смицања	13
Слика 2.8. Промена геометрије на резном клину услед стварања наслаге.....	14
Слика 2.9. Тврдоћа сегмената наслаге и предмета обраде, НВ	14
Слика 2.10. Фреквенција појаве и одвајања наслаге у функцији брзине резања	15
Слика 2.11. Компоненте отпора резања при стругању	17
Слика 2.12. Промена компоненти отпора резања у функцији нападног угла стругарског ножа	19
Слика 2.13. Промена компоненти отпора резања у функцији дубине резања	20
Слика 2.14. Промена компоненти отпора резања у функцији грудног угла	20
Слика 2.15. Промена компоненти отпора резања у функцији тврдоће материјала обратка.....	21
Слика 2.16. Промена компоненти отпора резања F_2 и F_3 у функцији тврдоће материјала обратка	21
Слика 2.17. Упоредивање компоненти отпора резања F_1 , F_2 и F_3 добијених при обради на стругу челика за цементацију у каљеном стању алатима са плочицама од тврдог метала, кубног борнитрида и мешане керамике: а) без СХП 16MnCr55 (62±2 HRC) и б) СХП - уље за резање	22
Слика 3.1. Тврдоћа материјала алата у зависности од температуре.....	23
Слика 3.2. а) зона загревања при машинској обради стругањем, б) распоред температура на резном алату.....	24
Слика 3.3. Зоне генерисане топлоте током процеса резања.....	25
Слика 3.4. Процентуални удео одвођења топлоте	26
Слика 3.5. Температурна поља при обради челика: а) леђна површина резног клина, б) грудна површина резног клина.....	27
Слика 3.6. Температура у карактеристичним тачкама и средња температура резања: а) температуре у карактеристичним тачкама зоне резања, б) проценат средњих вредности температура у зони резања.....	28
Слика 3.7. Расподела температуре на леђној површини алата	29
Слика 3.8. Расподела температуре на контактної површини алат/струготина	30
Слика 3.9. Изглед контактне грудне површине алата са својим карактеристикама: а) дужина контакта (l_c), б) ширина контакта (b_c) и в) контактна површина (S_c).....	31
Слика 3.10. Расподела специфичног топлотног флукса из зоне контакта алат/струготина.....	32
Слика 3.11. Расподела специфичног топлотног флукса на резној плочици (алату) ...	33
Слика 3.12. Геометријски модел алата	33
Слика 4.1. Физичка дискретизација разматраног простора	36
Слика 4.2. Основна геометрија коначних елемената	37

Слика 4.3. Лагранжова формулација у примарној зони смицања	39
Слика 4.4. Ојлерова формулација у примарној зони смицања	39
Слика 4.5. Ојлерови и Лагранжови гранични услови у <i>АЛЕ</i> формулацији модела....	40
Слика 4.6. Заступљеност различитих софтвера за симулације у обради резањем.....	41
Слика 5.1. Поређење експерименталних (1) и нумеричких температура (2, 3, 4) на месту термопара ТС1	47
Слика 5.2. Поређење експерименталних (1) и нумеричких температура (2, 3, 4) на месту термопара ТС2	47
Слика 5.3. Прорачунате температуре резног алата: а) температурно поље на грудној површини, б) профили средње температуре на грудној површини	48
Слика 5.4. Нумеричке вредности температура за четврту резну плочицу при обради са препорученом брзином резања	50
Слика 5.5. Нумеричке вредности температура за седму резну плочицу при обради са великом брзином резања	51
Слика 5.6. Приказ расподеле температуре у близини ивице резања: (а) P20 непресвучени карбид; (б) TiC/Al ₂ O ₃ /TiN, пресвучени карбид.....	53
Слика 5.7. Зависност температуре контакта алат/струготина од времена обраде за непресвучени (а) и трослојно пресвучени (б) карбидни алат	54
Слика 5.8. Поређење измерених и нумеричких вредности средње температуре контакта алат/струготина.....	54
Слика 5.9. Шематски приказ трансфера топлоте са граничним условима	56
Слика 5.10. Промена температуре (а) дуж грудне површине и (б) по дубини алата на удаљености 0,5 mm од врха за све три методе уноса топлоте при $V_c = 200 \text{ m/min}$	56
Слика 5.11. Расподела температуре у струготини у: а) <i>Deform-2D</i> , б) <i>Forge-2D</i> , в) <i>AdvantEdge</i> -у	57
Слика 5.12. Утицај различитих превлака на расподелу температуре у алату	58
Слика 5.13. Утицај различитих подлога алата на расподелу температуре у алату.....	58
Слика 5.14. Утицај дебљине превлаке на расподелу температуре у алату.....	59
Слика 5.15. Хистограм утицаја параметара обраде и њихових интеракција на дифузију топлоте у алату	60
Слика 5.16. Хистограм појединачних ефективних вредности параметара обраде и њихових интеракција на дифузију топлоте у алату	60
Слика 5.17. 2D симулациони модели: а) континуална обрада, б) обрада са прекидима.....	62
Слика 5.18. Нумеричке вредности температура: а) при континуалној обради, б) при обради са прекидима	63
Слика 5.19. Расподела температуре у контактаној зони резања при континуалној обради: а) <i>Power Law</i> модел, б) <i>Johnson-Cook</i> модел	63
Слика 5.20. Расподела температуре у контактаној зони резања при прекидној обради: а) <i>Power Law</i> модел, б) <i>Johnson-Cook</i> модел.....	64
Слика 6.1. Шематски приказ процеса обраде резањем.....	66
Слика 6.2. Блок шема протокола експерименталног истраживања.....	67
Слика 6.3. Обрадак за експериментална испитивања	69
Слика 6.4. Резна плочица од ТМ (TNMG 160404-СМ).....	69
Слика 6.5. Носач алата PTG NR/L 2525 M16.....	69
Слика 6.6. Универзални струг – BOEHRINGER UDF	70

Слика 6.7. Термовизијска камера FLIR E60.....	71
Слика 6.8. Мерење температуре резања помоћу термовизијске камере FLIR E60.....	73
Слика 6.9. Изглед екрана при снимању видео записа и дијаграм промене температуре у времену у посматраној тачки	74
Слика 6.10. Распоред експерименталних тачака планова типа 2^k	76
Слика 7.1. Максималне температуре при режиму обраде: $V = 37$ m/min; $s = 0,08$ mm/o; $a = 0,3$ mm; а) уздужни жлебови, б) попречни жлебови, в) континуално стругање	78
Слика 7.2. Максималне температуре при режиму обраде: $V = 37$ m/min; $s = 0,2$ mm/o; $a = 0,3$ mm; а) уздужни жлебови, б) попречни жлебови, в) континуално стругање	79
Слика 7.3. Максималне температуре при режиму обраде: $V = 92$ m/min; $s = 0,08$ mm/o; $a = 0,3$ mm; а) уздужни жлебови, б) попречни жлебови, в) континуално стругање	79
Слика 7.4. Максималне температуре при режиму обраде: $V = 92$ m/min; $s = 0,2$ mm/o; $a = 0,3$ mm; а) уздужни жлебови, б) попречни жлебови, в) континуално стругање	80
Слика 7.5. Максималне температуре при режиму обраде: $V = 37$ m/min; $s = 0,08$ mm/o; $a = 0,8$ mm; а) уздужни жлебови, б) попречни жлебови, в) континуално стругање	80
Слика 7.6. Максималне температуре при режиму обраде: $V = 37$ m/min; $s = 0,2$ mm/o; $a = 0,8$ mm; а) уздужни жлебови, б) попречни жлебови, в) континуално стругање	81
Слика 7.7. Максималне температуре при режиму обраде: $V = 92$ m/min; $s = 0,08$ mm/o; $a = 0,8$ mm; а) уздужни жлебови, б) попречни жлебови, в) континуално стругање	81
Слика 7.8. Максималне температуре при режиму обраде: $V = 92$ m/min; $s = 0,2$ mm/o; $a = 0,8$ mm; а) уздужни жлебови, б) попречни жлебови, в) континуално стругање	82
Слика 7.9. Максималне температуре при стругању уздужних жлебова – режим обраде: $V = 58$ m/min; $s = 0,14$ mm/o; $a = 0,5$ mm	83
Слика 7.10. Максималне температуре при стругању попречних жлебова – режим обраде: $V = 58$ m/min; $s = 0,14$ mm/o; $a = 0,5$ mm	84
Слика 7.11. Максималне температуре при континуалном стругању – режим обраде: $V = 58$ m/min; $s = 0,14$ mm/o; $a = 0,5$ mm	85
Слика 7.12. Дијаграм зависности T_{max} за континуално стругање од брзине резања и корака при $a = 0,3$ mm.....	90
Слика 7.13. Дијаграм зависности T_{max} за континуално стругање од дубине и брзине резања при $s = 0,2$ mm	91
Слика 7.14. Дијаграм зависности T_{max} за континуално стругање од дубине резања и корака при $V = 92$ m/min	91
Слика 7.15. Дијаграм зависности T_{max} за дисконтинуално стругање обратка са попречним жлебовима од корака и брзине резања при $a = 0,3$ mm.....	92
Слика 7.16. Дијаграм зависности T_{max} за дисконтинуално стругање обратка са попречним жлебовима од дубине и брзине резања при $s = 0,2$ mm	92

Слика 7.17. Дијаграм зависности T_{max} за дисконтинуално стругање обратка са попречним жлебовима од дубине резања и корака при $V = 92 \text{ m/min}$	93
Слика 7.18. Дијаграм зависности T_{sr} за дисконтинуално стругање обратка са уздужним жлебовима од корака и брзине резања при $a = 0,3 \text{ mm}$	93
Слика 7.19. Дијаграм зависности T_{sr} за дисконтинуално стругање обратка са уздужним жлебовима од дубине и брзине резања при $s = 0,2 \text{ mm/o}$	94
Слика 7.20. Дијаграм зависности T_{sr} за дисконтинуално стругање обратка са уздужним жлебовима од дубине резања и корака при $V = 92 \text{ m/min}$	94
Слика 8.1. 2D модел са мрежом коначних елемената.....	98
Слика 8.2. Захват уздужне обраде стругањем са 2D симулационим моделом у програмском пакету <i>AdvantEdge</i>	99
Слика 8.3. 2D симулациони модел за континуално стругање.....	100
Слика 8.4. 2D симулациони модел за стругање попречних жлебова.....	100
Слика 8.5. 2D симулациони модел за стругање уздужних жлебова.....	100
Слика 8.6. Избор материјала обратка	101
Слика 8.7. Избор конститутивног нумеричког модела материјала обратка.....	101
Слика 8.8. Унос физичких својстава материјала обратка.....	102
Слика 8.9. Унос механичких својстава материјала обратка.....	102
Слика 8.10. Унос вредности параметара за <i>Johnson-Cook</i> симулациони модел.....	102
Слика 8.11. Избор материјала алата	103
Слика 8.12. Унос геометријских параметара обраде	103
Слика 8.13. Унос физичких својстава материјала алата.....	103
Слика 8.14. Унос механичких својстава материјала алата.....	104
Слика 8.15. Унос физичких својстава за <i>TiN</i> превлаку.....	104
Слика 8.16. Унос механичких својстава за <i>TiN</i> превлаку.....	104
Слика 8.17. Унос технолошких параметара процеса обраде.....	105
Слика 8.18. Максималне температуре при режиму обраде: $V = 37 \text{ m/min}$; $s = 0,08 \text{ mm/o}$; $a = 0,3 \text{ mm}$; а) уздужни жлебови, б) попречни жлебови, в) континуално стругање	106
Слика 8.19. Максималне температуре при режиму обраде: $V = 37 \text{ m/min}$; $s = 0,2 \text{ mm/o}$; $a = 0,3 \text{ mm}$; а) уздужни жлебови, б) попречни жлебови, в) континуално стругање	107
Слика 8.20. Максималне температуре при режиму обраде: $V = 92 \text{ m/min}$; $s = 0,08 \text{ mm/o}$; $a = 0,3 \text{ mm}$; а) уздужни жлебови, б) попречни жлебови, в) континуално стругање	108
Слика 8.21. Максималне температуре при режиму обраде: $V = 92 \text{ m/min}$; $s = 0,2 \text{ mm/o}$; $a = 0,3 \text{ mm}$; а) уздужни жлебови, б) попречни жлебови, в) континуално стругање	109
Слика 8.22. Максималне температуре при режиму обраде: $V = 37 \text{ m/min}$; $s = 0,08 \text{ mm/o}$; $a = 0,8 \text{ mm}$; а) уздужни жлебови, б) попречни жлебови, в) континуално стругање	110
Слика 8.23. Максималне температуре при режиму обраде: $V = 37 \text{ m/min}$; $s = 0,2 \text{ mm/o}$; $a = 0,8 \text{ mm}$; а) уздужни жлебови, б) попречни жлебови, в) континуално стругање	111

Слика 8.24. Максималне температуре при режиму обраде: $V = 92 \text{ m/min}$; $s = 0,08 \text{ mm/o}$; $a = 0,8 \text{ mm}$; а) уздужни жлебови, б) попречни жлебови, в) континуално стругање	112
Слика 8.25. Максималне температуре при режиму обраде: $V = 92 \text{ m/min}$; $s = 0,2 \text{ mm/o}$; $a = 0,8 \text{ mm}$; а) уздужни жлебови, б) попречни жлебови, в) континуално стругање	113
Слика 8.26. Максималне температуре при режиму обраде: $V = 58 \text{ m/min}$; $s = 0,14 \text{ mm/o}$; $a = 0,5 \text{ mm}$; а) уздужни жлебови, б) попречни жлебови, в) континуално стругање	114
Слика 8.27. Температурна поља при континуалном стругању са режимом обраде: $V = 92 \text{ m/min}$; $s = 0,2 \text{ mm/o}$; $a = 0,8 \text{ mm}$; а) алат без превлаке; б) алат са TiN превлаком	115
Слика 8.28. Промена температуре дуж грудне површине алата за: а) континуално стругање; б) стругање попречних жлебова; в) стругање уздужних жлебова	116
Слика 8.29. Промена температуре дуж грудне површине алата за различите услове резања	117
Слика 8.30. Расподела температуре у контактної зони резања (режим обраде: $V = 92 \text{ m/min}$; $s = 0,2 \text{ mm/o}$; $a = 0,8 \text{ mm}$): а) континуално стругање, б) стругање попречних жлебова, в) стругање уздужних жлебова	117
Слика 9.1. Графички приказ максималне температуре на грудној површини алата за 12 режима обраде при континуалном стругању	124
Слика 9.2. Хистограм максималних температура на грудној површини алата по режимима обраде при континуалном стругању	124
Слика 9.3. Графички приказ максималне температуре на грудној површини алата за 12 режима обраде при стругању попречних жлебова	125
Слика 9.4. Хистограм максималних температура на грудној површини алата по режимима обраде при стругању попречних жлебова	125
Слика 9.5. Графички приказ средње температуре на грудној површини алата за 12 режима обраде при стругању уздужних жлебова	126
Слика 9.6. Хистограм максималних температура на грудној површини алата по режимима обраде при стругању уздужних жлебова	126

СПИСАК ТАБЕЛА

Табела 2.1. Геометријски и технолошки параметри обраде.....	19
Табела 4.1. Материјални конститутивни модели	43
Табела 4.2. Модели трења у симулацијама процеса обраде резањем	44
Табела 5.1. Подаци коришћени у прорачуну специфичног топлотног флукса	49
Табела 5.2. Геометријски услови обраде након постављања резних плочица у одговарајући носач алата	51
Табела 5.3. Топлотни флукс и прорачуната температура на контактної површини алат/струготина.....	52
Табела 5.4. Максималне вредности температура у алату и струготини (y °C)	53
Табела 5.5. Топлотна проводљивост за цементни карбид.....	55
Табела 6.1. Хемијски састав челика AISI 4140	68
Табела 6.2. Физичка својства челика AISI 4140	68
Табела 6.3. Механичка својства челика AISI 4140.....	68
Табела 6.4. Кораци на стругу.....	70
Табела 6.5. Бројеви обртаја.....	71
Табела 6.6. Нивои параметара експеримента за математички модел експоненцијалног облика „2 ³ “	77
Табела 6.7. Основна план-матрица експеримента типа „2 ³ + 4“.....	77
Табела 7.1. Вредности температура добијених експерименталним мерењима.....	86
Табела 7.2. Вредности параметара експоненцијалног модела за максималну температуру (T_{max}) код континуалне обраде	86
Табела 7.3. Вредности параметара експоненцијалног модела за минималну (T_{min}) температуру кодстругања попречних жлебова.....	87
Табела 7.4. Вредности параметара експоненцијалног модела за максималну (T_{max}) температуру код стругања попречних жлебова.....	87
Табела 7.5. Вредности параметара експоненцијалног модела за средњу (T_{sr}) температуру код стругања уздужних жлебова	88
Табела 7.6. Вредности температура добијених експерименталним мерењима и рачунским путем.....	89
Табела 8.1. <i>Johnson-Cook</i> константе за материјал обратка AISI 4140	97
Табела 8.2. Вредности усвојених параметара за <i>Johnson-Cook</i> модел	97
Табела 8.3. Физичко-механичке карактеристике резне плочице	98
Табела 8.4. Вредности температура добијених симулацијама у програмском пакету <i>AdvantEdge</i>	115
Табела 9.1. Процентуално повећање температуре у алату са повећањем брзине резања: а) Минимални пресек струготине, б) Максимални пресек струготине	119
Табела 9.2. Процентуално повећање температуре у алату са повећањем корака: а) Најмања брзина и дубина резања, б) Највећа брзина и дубина резања	120
Табела 9.3. Процентуално повећање температуре у алату са повећањем дубине резања: а) Најмања брзина резања и корак, б) Највећа брзина резања и корак	120
Табела 9.4. Вредности температура добијених експерименталним мерењима и симулацијама	122
Табела 9.5. Процентуална одступања вредности температура добијених симулацијама у односу на експерименталне вредности	122

САДРЖАЈ

1. УВОД.....	1
1.1. Предмет и циљ истраживања.....	1
1.2. Полазне основе дисертације.....	3
1.3. Научни допринос дисертације.....	4
1.4. Методе примењене у истраживањима.....	4
1.5. Садржај дисертације са кратким образложењем.....	5
2. ОСНОВЕ ПРОЦЕСА ОБРАДЕ РЕЗАЊЕМ.....	8
2.1. Основни принципи резања.....	8
2.2. Механизам настанка струготине.....	10
2.3. Образовање наслага на резном клину алата.....	14
2.4. Отпори резања при спољашњем уздужном стругању.....	16
3. ТОПЛОТНЕ ПОЈАВЕ У ЗОНИ РЕЗАЊА.....	23
3.1. Генерисање и дистрибуција топлоте.....	24
3.2. Температура резања.....	26
3.3. Коефицијент дистрибуције топлоте.....	30
4. НУМЕРИЧКО МОДЕЛИРАЊЕ У ОБРАДИ РЕЗАЊЕМ.....	35
4.1. Метода коначних елемената.....	35
4.1.1. Алгоритамски концепт МКЕ.....	36
4.1.2. Типови елемената.....	37
4.1.3. Типови оптерећења.....	37
4.1.4. Ограничења.....	38
4.2. Формулација модела дефинисањем граничних услова симулације.....	38
4.2.1. Лагранжова формулација.....	38
4.2.2. Ојлерова формулација.....	39
4.2.3. Произвољна Лагранж-Ојлерова формулација.....	40
4.3. Примена софтвера у нумеричким анализама методом коначних елемената.....	40
4.4. Конститутивни нумерички модели радног материјала процеса обраде резањем.....	42
4.5. Модели трења у симулацијама процеса обраде резањем.....	43
5. ПРЕГЛЕД ДОСАДАШЊИХ ИСТРАЖИВАЊА ТЕМПЕРАТУРНИХ ПОЉА И ТЕМПЕРАТУРА У ЗОНИ РЕЗАЊА МЕТОДОМ КОНАЧНИХ ЕЛЕМЕНАТА..	46
6. АНАЛИТИЧКО-ЕКСПЕРИМЕНТАЛНА ИСТРАЖИВАЊА.....	65
6.1. Циљ експерименталних испитивања.....	65
6.2. Вишефакторни план експеримената.....	65
6.3. Услови извођења експеримента.....	68
6.3.1. Обрадак.....	68
6.3.2. Алат.....	69
6.3.3. Машина алатка.....	70
6.4. Мерење температуре у зони резања.....	71
6.5. Избор математичког модела и планирање експеримента.....	75

7. РЕЗУЛТАТИ ЕКСПЕРИМЕНТАЛНИХ ИСПИТИВАЊА.....	78
8. ТЕРМАЛНА АНАЛИЗА У ЗОНИ РЕЗАЊА ПРИМЕНОМ МЕТОДЕ КОНАЧНИХ ЕЛЕМЕНАТА.....	95
8.1. Дефинисање нумеричког модела за симулацију обраде стругањем.....	95
8.2. Резултати нумеричких симулација.....	105
9. АНАЛИЗА РЕЗУЛТАТА	119
10. ЗАКЉУЧАК.....	129
ЛИТЕРАТУРА	132

1. УВОД

1.1. Предмет и циљ истраживања

Основни циљ производне индустрије је добити производ високог квалитета у што краћем временском року уз минималне трошкове производње. Производна индустрија се прилагођава захтевима тржишта који подразумевају свакодневно побољшање производних процеса и примену нових технологија. Последица све веће тржишне конкуренције је повећање учешћа малосеријске и појединачне производње и брзо застаривање нових производа на тржишту. Стога је неопходно пронаћи ефикасно решење које значајно минимизира укупне трошкове производње, а истовремено максимизира постављене критеријуме везане за квалитет готовог производа [1], [2].

Један од најчешће коришћених поступака обраде метала у металопрерађивачкој индустрији јесте поступак обраде резањем. То је процес обраде у коме се облик готовог предмета добија уклањањем вишка материјала у виду струготине. Ова обрада је најзаступљенија јер омогућава производњу сложених делова са тачном мером и захтеваним квалитетом обраде у релативно кратком времену. Улазни параметри процеса обраде резањем поред врсте материјала и геометрије обратка и резног алата, су: брзина резања V , корак s и дубина резања a . Увођењем савремених високо продуктивних компјутерско управљаних (енгл. *Computer Numerical Control–CNC*) обрадних система, присутна је стална тежња за смањењем главног времена израде повећањем режима обраде и за повећање постојаности и укупног радног века алата. Резни алат је подсистем обрадног система, чији отказ проузрокује застој у раду читавог система. Ови откази зависе од низа фактора и представљају веома комплексну појаву. Време отказа резног алата није константна величина, већ представља случајну величину која може да се прогнозира. Погоршање квалитета обрађене површине обратка најчешће је узроковано различитим механизмима хабања алата који се при великим температурама јављају у зони резања [3], [4], [5], [6].

Температура у зони резања је веома битан показатељ процеса обраде резањем и може се користити као критеријум оптимизације процеса. Параметри режима резања битно утичу на температуре у зони резања. Са повећањем режима резања расту и температуре, јер се више механичке енергије претвара у топлотну. Генерисана топлота у зони резања доводи до загревања предмета обраде, струготине и резног алата и појаве карактеристичних температурних поља и температура. Од вредности и расподеле температуре у зони резања поред постојаности и хабања алата, зависе и чврстоћа и степен деформације материјала предмета обраде, тачност димензија и квалитет обрађене површине. Посебно негативан утицај има топлота која прелази у алат. Велики специфични притисци и висока температура у уској зони резања имају за последицу пад тврдоће алатног материјала, интензивирање хабања и пластичног деформисања резних елемената алата, губљење резних способности и отказа алата. Због тога је познавање вредности распореда температуре у алату од изузетног

практичног значаја. Са практичне тачке гледишта најважније је познавати максималну температуру загревања грудне површине резног алата [7], [8], [9], [10].

Одабрани параметри обраде у поступцима обраде резањем често нису оптимални, а малосеријска производња с економског гледишта не оправдава експериментална испитивања с циљем повећања ефикасности процеса обраде. Експериментална истраживања значајно утичу на економску одрживост производње јер су дуготрајна и скупа, а поред тога поједина ограничења аналитичких метода представљају велики изазов за моделирање сложених процеса обраде резањем [11]. Следећи претходно, оправдана је потреба развоја ефикасније стратегије с циљем смањења обима и сложености извођења експеримената. Алтернативни приступ представља нумеричко моделирање и сумулирање применом методе коначних елемената - МКЕ (енгл. *Finite Element Method – FEM*) [12]. Развојем напредних софтверских решења омогућује се нумеричко моделирање и симулирање производних процеса, а што је посебно битно за процесе обраде резањем [13], [14], [15]. МКЕ постаје незаменљив алат с циљем предвиђања излазних величина облика одвојене струготине, сила резања, температура, хабања алата, топлотне деформације алата и обратка, потрошње енергије у обради резањем [16]. Примена нумеричког моделирања темељена на МКЕ базира на дводимензионалном (2D) и тродимензионалном (3D) моделирању обраде метала резањем. Симулације коришћењем МКЕ имају централну улогу у развоју алата и процеса обраде резањем. Правилан избор програмског пакета је веома важан за одређивање обима и квалитета анализе која ће бити изведена. Неки од важнијих софтвера који се данас користе у симулацијама обраде метала резањем су: *ANSYS*, *Third Wave AdvantEdge*, *Abagus* и *Deform 3D*. Поред тога, компаративна анализа комерцијалних програмских пакета који користе МКЕ, пружа истраживачима помоћ у избору најпогоднијег софтвера који може да задовољи њихове захтеве.

Обрада стругањем је једна од најважнијих и најчешће коришћених процеса обраде резањем која се користи у металопрерађивачкој индустрији. Велики број истраживача је покушавао да врши експериментална мерења температура у зони резања при стругању и поређења истих са прорачунатим температурама МКЕ у одговарајућем софтверу са прилагођеним нумеричким моделом, а публиковани резултати и одговарајуће анализе усмеравају даља истраживања у овом правцу [17], [18], [9], [19].

Докторска дисертација „**Истраживање температурног поља у резном алату у условима континуалног и дисконтинуалног резања при обради стругањем**“ обухвата аналитичко-експериментална истраживања и развој нумеричког модела за прорачун и анализу количине топлоте и температуре у резном алату генерисане у условима континуалног и дисконтинуалног резања.

Предмет истраживања докторске дисертације је процес обраде уздужним стругањем, без средстава за хлађење и подмазивање у условима континуалног и дисконтинуалног резања.

Савремени обрадни системи подразумевају *CNC* обраду са променљивим параметрима обраде, при чему алат није у константном захвату већ пролази кроз период грејања и хлађења у току прекидног резања. Због овог наизменичног

загревања и хлађења алата температура резања је важан параметар који утиче на хабање алата и квалитет обрађене површине. Зато је у дисертацији акценат дат експерименталним истраживањима температура резања у циљу развоја нумеричког модела за симулацију процеса обраде и прорачуна температура у зони резања, са посебним освртом на температуре генерисане у алату. Основа свих активности које су саставни део овог рада је поређење температура у алату добијених експерименталним мерењима и нумеричком симулацијом МКЕ за исти режим у условима континуалне и дисконтинуалне обраде. Поред режима обраде у анализама су узети и остали битни услови обраде, а то су геометрија алата и термомеханичке карактеристике материјала алата и обратка. За симулације континуалног и дисконтинуалног резања је коришћен програмски пакет *Third Wave AdvantEdge*, а резултати прорачунатих температура у алату су поређени са резултатима експерименталних мерења, за исте услове резања. На основу експериментално и нумерички добијених температура, стварају се услови за развој адекватног 2D симулационог модела деформисања у зони резања за нумеричку анализу температурних поља у алату у условима различитих случајева дисконтинуалног (прекидног) стругања. Циљ докторске дисертације је да се учине помаци у правцу развоја нумеричких модела за прорачун температура у условима континуалног и дисконтинуалног резања при обради стругањем. То подразумева да теоријске основе процеса стругања, планирање експеримента, извођење експеримента и обрада експерименталних резултата воде ка развоју математичког модела и потврди примене МКЕ у нумеричким анализама. Остваривање наведеног циља треба да омогући:

- тумачење и предвиђање термофизичких појава у зони контакта грудне површине резног клина алата и струготине, управљање топлотним процесима и њихова оптимизација,
- примену савремених резних алата уз повећање постојаности,
- развој и примену нумеричког модела обраде за услове континуалног и дисконтинуалног резања на друге врсте обраде,
- стварање услова за практичну примену симулација температурних поља у резном алату и прошири области научних истраживања имајући у виду комплексност процеса обраде у реалним производним условима.

1.2. Полазне основе дисертације

Полазне основе дисертације су:

- експерименталним испитивањима процеса обраде стругањем у условима континуалног и дисконтинуалног резања могуће је добити поуздане математичке моделе за описивање максималних температура на грудној површини алата у функцији параметара резања (брзине, корака и дубине),
- применом теоријских знања из термодинамике процеса резања и методе коначних елемената могуће је развити поуздан модел за прорачун температурних поља у зони резања, односно на грудној површини резног алата у условима континуалног и дисконтинуалног резања,

- симулација температурних поља у зони резања се може успешно реализовати применом програмског пакета *Third Wave AdvatEdge*,
- добијени математички модели зависности температуре на грудној површини резног алата у функцији параметара резања и развијени модели за симулацију могу се користити за предвиђање температуре у зони резања,
- експериментална испитивања процеса обраде стругањем у условима континуалног и дисконтинуалног резања и развијени модели за симулацију представљају добру основу за развој модела за оптимизацију избора режима обраде.

Полазне основе дисертације су базиране на претпоставци да је могуће креирати нумерички модел за симулације температурних поља на резном алату методом коначних елемената који би био усаглашен са подацима добијеним одговарајућим експерименталним испитивањима у условима континуалне и дисконтинуалне обраде стругањем.

1.3. Научни допринос дисертације

Научни допринос докторске дисертације се огледа у следећем:

- развој методологије за одређивање температуре на грудној површини алата при континуалној и дисконтинуалној обради резањем,
- развој математичког модела на бази експерименталних испитивања за дефинисање утицаја параметара режима обраде (брзине, корака и дубине резања) на температуре грудне површине алата при континуалној и дисконтинуалној обради резањем,
- развој нумеричког модела за прорачуне и симулацију температурних поља грудне површине алата у условима континуалног и дисконтинуалног резања,
- стварање услова за развој модела за оптимизацију параметара обраде са аспекта температуре резања,
- стварање услова за даља истраживања у области термодинамике процеса резања и проширење могућности примене развијеног нумеричког модела на остале врсте обраде резањем.

1.4. Методе примењене у истраживањима

При истраживању температурних поља и температура у дефинисаном алату у обради стругањем (континуална и дисконтинуална обрада) конструкционог челика за побољшање примењене су:

- аналитичко-експерименталне методе и
- симулације методом коначних елемената, са поређењем експерименталних и нумеричких резултата и њиховом анализом.

Аналитичке методе се свде на статистичку обраду резултата експерименталних мерења у одговарајућем софтверском пакету са утврђивањем вредности параметара експоненцијалног математичког модела за температуре на грудној површини алата

код континуалног и дисконтинуалног стругања. Анализирани су и коефицијенти корелације за све моделе као и вредности за сигнификантност свих параметара у моделима.

Експериментална испитивања температуре у зони резања подразумевају методе планирања и извођења експеримената и анализу резултата мерења. За мерење температуре у зони резања коришћена је специјална термовизијска камера која је осетљива на зрачење тела које се налази на одређеној температури, чиме је мерење температуре вршено без контакта са објектом мерења. Метода мерења температуре инфрацрвеном термовизијском камером је најпогоднија метода у смислу снимања вредности температура у одговарајућем температурном пољу. Висок квалитет термографске опреме нуди највише прихватљив ниво тачности мерења. Предност термовизијске камере, која је коришћена у експерименталним мерењима је што пружа могућност да се резултати мерења добијени током експеримента касније обрађују у софтверском пакету *FLIR Research IR Max*.

Симулације МКЕ су рађене у програмском пакету *Third Wave AdvantEdge*. Примењени нумерички модел је 2D ортогонално резање уз одговарајући конститутивни модел материјала обратка, који је пре одабира детаљно анализиран. Треба напоменути да су посебно истраживани обликовни нумерички модели за дисконтинуално резање (стругање уздужних и попречних жлебова).

1.5. Садржај дисертације са кратким образложењем

Садржај дисертације обухвата:

1. Увод
 2. Основе процеса обраде резањем
 3. Топлотне појаве у зони резања
 4. Нумеричко моделирање у обради резањем
 5. Преглед досадашњих истраживања температурних поља и температура у зони резања методом коначних елемената
 6. Аналитичко-експериментална истраживања
 7. Резултате експерименталних испитивања
 8. Термалну анализу у зони резања применом методе коначних елемената
 9. Анализу резултата
 10. Закључак
- Литература

У првом поглављу разматрани су предмет и циљеви истраживања, полазне хипотезе, очекивани резултати и методе које ће се у истраживању примењивати. Овде је дат и план дисертације по поглављима са кратким образложењем.

Друго поглавље садржи основе процеса обраде резањем са краћим теоријским образложењем основних принципа резања и механизма настанка струготине. У наставку поглавља је дата и анализа сила (отпора) резања при спољашњем уздужном стругању. Показано је и неколико одабраних примера од наведених аутора у којима су дати графички прикази експерименталних истраживања утицаја променљивих параметара процеса резања на компоненте отпора резања.

Треће поглавље садржи кратку анализу топлотних појава у зони резања са посебним освртом на генерисање и дистрибуцију топлоте као и температуре у зони резања при обради стругањем. У овом поглављу је појашњена и аналитичко-експериментална метода за израчунавање количине топлоте на месту контакта алат/струготина према чему се рачуна и коефицијент дистрибуције топлоте у алат. Приказани модел је један од коришћених модела у анализама везаним за решавање проблематике трансфера топлоте у алат из контактне зоне алат/струготина. Овај модел се користи и као термални нумерички модел у одговарајућим програмским пакетима за прорачун температуре у резном алату применом методе коначних елемената.

На почетку четвртог поглавља полази се од теоријских основа методе коначних елемената и могуће примене ове методе у обради метала резањем. Након тога појашњена је формулација модела дефинисањем граничних услова симулације пре свега зато што тачност резултата симулације у обради резањем зависи од тачности избора формулације модела и критеријума настајања одвојене струготине. Затим су у наставку приказане могућности које пружају поједини софтверски пакети, с обзиром на то да правилан избор софтвера, с циљем постизања реалних резултата симулације, подразумева познавање предности и недостатака једног софтверског пакета у односу на друге. Поглавље садржи и објашњење начина избора података за материјал обратка за конститутивни нумерички модел, као један од најбитнијих полазних података у симулацијама процеса обраде резањем. На крају су описани и модели трења у симулацијама процеса обраде резањем који поред материјалних модела значајно утичу на резултате симулације.

Пето поглавље садржи преглед и анализу досадашњих истраживања температурних поља и температура у зони резања методом коначних елемената. Велики број истраживача је радио на истраживању утицаја појединих улазних параметара процеса резања на температуре у алату током обраде стругањем. У овом поглављу је представљено неколико карактеристичних радова наведених аутора са краћим анализама истих. Радови се односе на расподелу температура у зони резања добијени методом коначних елемената у одговарајућем програмском пакету, где су резултати симулација поређени са експерименталним мерењима.

Поступак аналитичко-експерименталних истраживања је детаљно приказан у шестом и седмом поглављу. У овим поглављима су дати услови извођења експеримента: обрадак, резни алат, машина алатка, услови обраде са режимима према плану експеримента, мерна опрема за мерење температуре у зони резања и софтвери коришћени за извођење експерименталних истраживања и анализа резултата мерења. Експериментална истраживања су изведена на конструкционом челику за побољшање повећане тврдоће у условима континуалне и дисконтинуалне обраде.

Дисконтинуална обрада је изведена на обратку са уздужним жлебовима (обрада са прекидним резањем и ударним оптерећењима резног клина алата) и на обратку са попречним жлебовима (обрада са повременим прекидима резања).

За улазне независне параметре изабрани су: брзина резања, корак и дубина резања. Поглавље садржи појашњења везано за избор математичког модела и

планирање експеримента. Експерименти се изводе према трофакторном ортогоналном плану првог реда, који се у теорији резања највише примењује.

Применом термовизијске камере уз одговарајућу софтверску анализу, а према плану експеримента измерене су максималне температуре на грудној површини алата. Резултати који су добијени експерименталним мерењима су обрађени у програмском пакету *Statsoft Statistica 10* на основу чега су добијене вредности параметара експоненцијалног математичког модела за максималне температуре на грудној површини алата. На крају поглавља приказани су табеларно систематизовани резултати експерименталних мерења и извршена анализа резултата. У склопу анализе формиране су корелативне зависности температура на грудној површини алата за различите услове резања.

У осмом поглављу приказана је методологија за креирање симулације процеса обраде резањем у обради стругањем помоћу методе коначних елемената у програмском пакету *Third Wave AdvantEdge*. Посебно су истраживани обликовни симулациони модели за дисконтинуалну обраду (стругање уздужних и попречних жлебова). Резултати нумеричких прорачуна температура на грудној површини алата за различите услове обраде су приказани у облику дијаграма који су конципирани тако да дају вредности температура при различитим режимима обраде. Спроведене симулације су указале на могућност поуздане анализе температура на грудној површини алата при континуалној и дисконтинуалној стругарској обради.

Акцент анализе резултата истраживања у оквиру деветог поглавља је поређење нумеричких вредности температура добијених симулацијом са експериментално измереним температурама за исте услове обраде. Упоредни прикази анализираних резултата су представљени табеларно, а вредности у табели су добијене на основу анализе графичких приказа утицаја улазних параметара на излазну перформансу, која је у овом случају температура на грудној површини алата.

У десетом поглављу дати су закључци докторске дисертације на основу спроведених резултата истраживања, њихове анализе и дискусије. У закључцима је приказан посебан осврт на нумеричке симулационе моделе дисконтинуалне обраде и могућности имплементирања ове методе моделирања процеса у различитим поступцима обраде резањем. На крају закључака дати су предлози за будућа истраживања, као што су испитивање већег броја излазних перформанси, истраживање хабања алата, итд. за различите услове обраде. Тиме се поставља добра основа за дефинисање даљих праваца истраживања у посматраној научној области.

На крају је дат преглед литературе која је коришћена у раду.

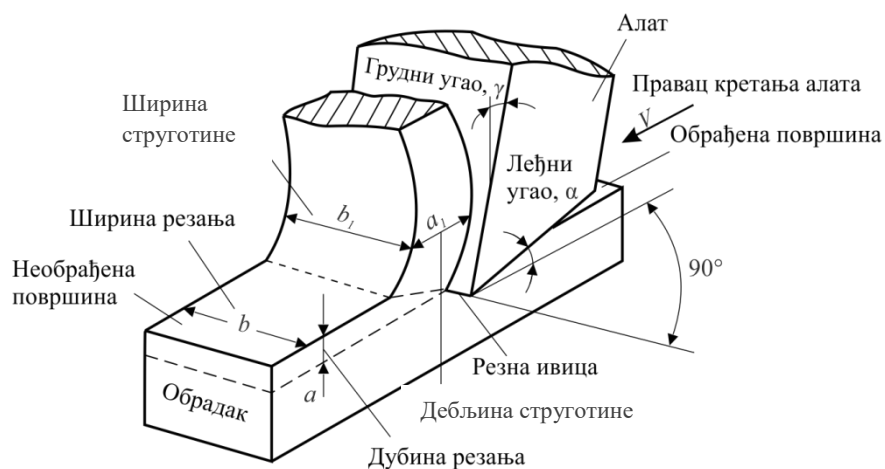
2. ОСНОВЕ ПРОЦЕСА ОБРАДЕ РЕЗАЊЕМ

2.1. Основни принципи резања

Обрада метала резањем је сложен и комплексан део технолошког процеса израде машинских делова жељеног облика и димензија. Процес резања се заснива на продирању резног клина алата у материјал обратка под дејством силе коју даје погон машине. При томе се укупан механички рад троши на деформисање и одношење вишка материјала са обратка у облику струготине и савлађивање трења у процесу резања. Појава топлоте у зони резања последица је претварања механичке енергије у топлотну. Генерисана топлота у зони резања доводи до загревања пре свега обратка и резног алата, а тиме и појаве карактеристичних температурних поља и температура. Обрада резањем је сложен процес за који не постоје поуздани математички модели који предвиђају механичке, термодинамичке и триболошке појаве у зони резања. Модели који се примењују за описивање појединих фаза процеса су поједностављени, па самим тим и приближни [20]. При раду како на конвенционалним машинама тако и на савременим високо продуктивним CNCобрадним системима од великог је практичног значаја познавање законитости механичких, термодинамичких, триболошких и других појава у зони резања, зато што оне директно утичу на излазне параметре процеса (производност, квалитет обратка, постојаност алата итд.). Методе које у својој основи имају експеримент се најчешће користе за анализу и оптимизацију појава и процеса у зони резања.

При продирању резног клина алата у материјал обратка разликују се два случаја (принципа) резања: ортогонално и косо резање.

Ортогонално или дводимензионално резање, приказано на слици 2.1 [21]. Настаје у случајевима када је главна резна ивица алата нормална на правац кретања алата или обратка (правац релативног кретања) [21], [22].



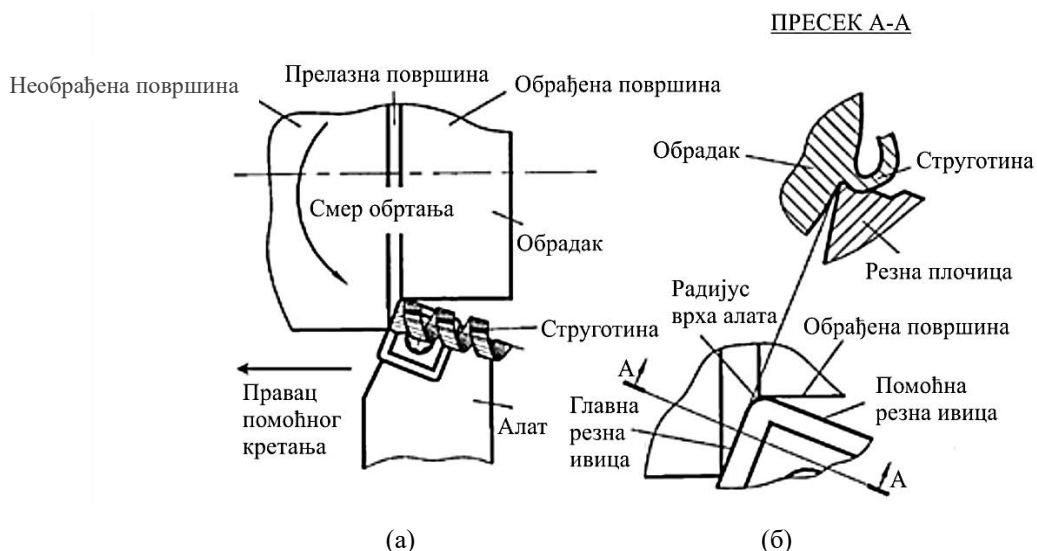
Слика 2.1. Ортогонално резање

Једна од битних претпоставки ортогоналног резања јесте да је главно сечиво алата једнако или шире од ширине обраде. Ортогонално резање представља дводимензионалан механички проблем без косог увијања одвојене струготине. Репрезентује само неколико мање сложених операција процеса обраде резањем, али ипак се широко користи у теоретском, нумеричком и експерименталном истраживачком раду због своје једноставности. Због дводимензионалног модела ортогоналног резања, поједини независни параметри овог процеса обраде се могу елиминисати [23].

Код косог резања правац кретања алата или предмета обраде и главног сечива заклапају угао различит од 90° .

Принципи косог или ортогоналног резања заступљени су код свих врста обраде метала резањем, мада су услови при којима се изводи обрада различити. Стругање је, у општем случају, косо резање. Једино при одсецању (усецању), када је сечиво алата паралелно оси обраде, настаје ортогонално резање [21], [22].

Са слике 2.1 се јасно уочава да се при ортогоналном резању разликују две основне површине обраде, површина која ће бити уклоњена резањем (необрађена површина) и површина, која ће настати након проласка алата (обрађена површина). Међутим, у највећем броју операција обраде резањем главно сечиво не формира обрађену површину, што се јасно види са слике 2.2. Обрађена површина је формирана врхом алата и одређеним делом главне резне ивице. Према томе, код свих ротационих операција косог резања прелазна површина се налази између необрађене и обрађене површине (слика 2.2) [21].



Слика 2.2. Ротационо косо резање

За разлику од ортогоналног резања, косо резање је репрезентативно за решавање тродимензионалних проблема. Косо резање приказује реалан ток одвојене струготине, али захтева и сложенију анализу (разматрају се три компоненте силе и увијање одвојене струготине се узима у обзир).

2.2. Механизам настанка струготине

Обрада метала резањем се одвија у условима веома специфичних процеса пластичног деформисања. У веома малој, уско локализованој зони, долази до резања материјала, изузетно великих пластичних деформација, сложених триболошких процеса на површинама контакта алата и предмета обраде што условљава генерисање велике количине топлоте у зони резања. Сложеност процеса је основни разлог непостојања поузданих математичких модела за описивање и предвиђање механичких, термодинамичких, триболошких и других појава у зони резања [3], [20].

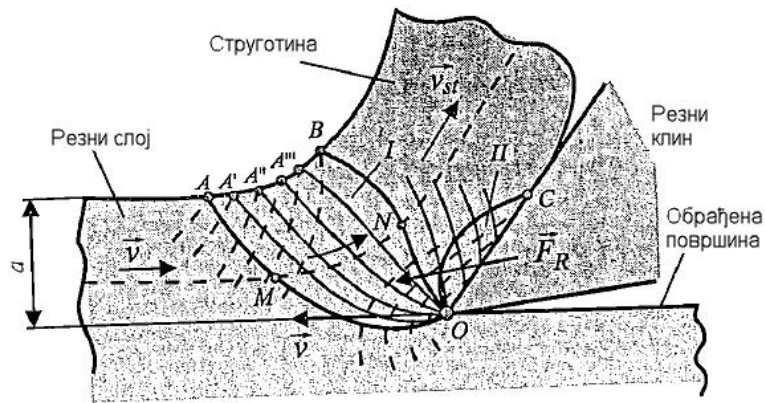
У анализама везаним за механизам настанка струготине при обради резањем прихваћен је модел раванског напонског и деформационог стања, чиме се процес пластичног деформисања у простору своди на равански.

Процес формирања струготине састоји се из три узастопне фазе [3], [20]:

- фаза еластичног и пластичног деформисања материјала захваћеног (резног) слоја,
- фаза одвођења струготине из зоне резања, и
- фаза ломљења струготине помоћу ломача, посебних облика резног клина алата или избором одређених услова и режима обраде. У неким процесима трећа фаза се не појављује.

За наведене фазе формирања струготине при процесу резања, треба нагласити да су пластичне деформације доминантне и да се највећи део механичке енергије у процесу резања троши на пластично деформисање, док знатно мањи на савлађивање отпора трења и занемарљиво мали део на еластичне деформације.

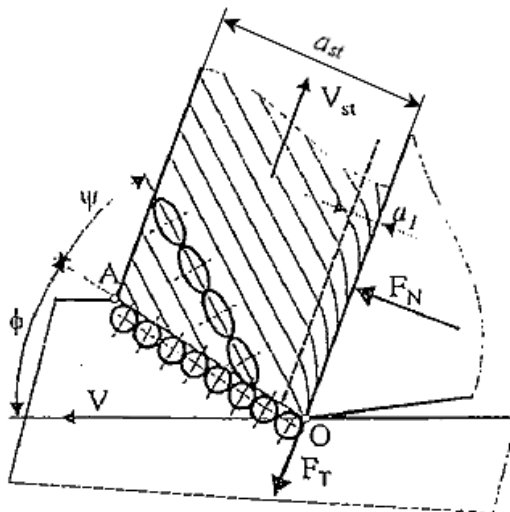
Процес резања започиње продирањем резног клина, који се креће брзином (V) у материјал обратка, делујући силом резања F_R (слика 2.3 [20]). Пластично деформисање материјала захваћеног слоја концентрисано је на једну релативно уску зону која се зове *зона резања*. Алат, који грудном површином делује на сваки елементарни део материјала обратка који скида, прво га еластично деформише, а затим и пластично, и то у једној локалној зони, зони резања, стварајући струготину. С обзиром да је еластично деформисање незнатно у односу на пластично, процес формирања струготине се остварује локалним пластичним деформисањем материјала обратка испред резног клина алата. Деформација материјала се врши у простору ограниченом линијама $OABO$ (зона I – слика 2.3). Процес пластичних деформација на смицање се одвија не у једној равни, већ у више криволинијских површина. Линија OA дели материјал предмета обраде на део у коме још није дошло до деформисања, смицања и део у коме је започело деформисање. Линија OB представља крајњу површину смицања у којој се процес деформисања завршава и почиње формирање струготине. На линији OA започиње процес деформације зрна материјала, а завршава се на линији OB на којој је структура материјала потпуно деформисана. Поред примарне зоне деформисања (I) – зона $OABO$, јавља се и секундарна зона (II) – зона OCO (слика 2.3) која је последица трења између грудне површине алата и струготине. Услед овог трења слојеви материјала се крећу по грудној површини ометано услед чега релативна деформација у секундарној зони значајно (до 20 пута) превазилази средњу деформацију слојева струготине [3].



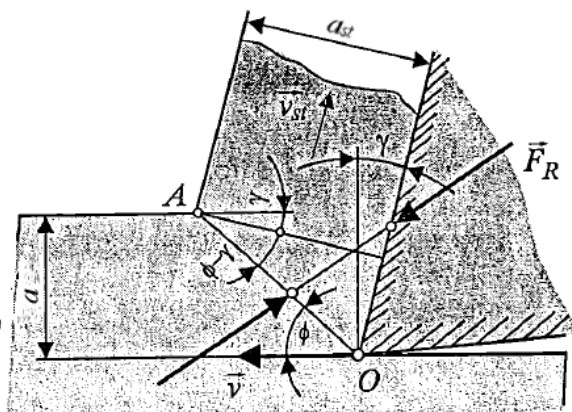
Слика 2.3. Модел формирања струготине

Поред примарне и секундарне зоне деформисања постоји и терцијална зона деформисања, а то је деформисани слој обрађене површине непосредно испод врха резног клина, а дебљина овог слоја зависи од особина материјала обратка и оптерећења. Овај модел формирања струготине (слика 2.3) је веома близак реалном процесу резања, што је потврђено и експерименталним испитивањима, али је његова математичка презентација веома сложена за практичну инжењерску примену [20].

Правац у коме се деформишу зрна материјала издужењем не поклапа се никада са правцем равни смицања, већ заклапа угао ψ (угао текстуре) у односу на раван смицања (слика 2.4 [3]). Услед дејства силе трења (F_T) и нормалне силе (F_N) долази до накнадног деформисања сабијањем и повијања линија текстура у области *кочионог слоја* ($a_1 \approx 0,1 a_{st}$), слика 2.4.



Слика 2.4. Линија текстуре



Слика 2.5. Раван смицања

На дебљину зоне смицања (зона пластичног деформисања) утиче врста материјала предмета обраде и услови под којима се процес резања остварује. При високим брзинама резања и коришћењу алата са малим или негативним вредностима грудног угла, зона ОАВО (слика 2.3) се знатно сужава. Тада се може говорити да се

процес резања одвија у равни OA која се назива *раван смицања* (слика 2.5 [20]). Положај ове равни је одређен углом смицања ϕ .

На овај начин је омогућено да се пластично деформисање, у зони резања, представи једноставним процесом непрекидних сукцесивних клизања у равни смицања OA . Модел, без обзира што представља знатно поједностављење сложеног процеса, довољно добро тумачи многе појаве у процесу резања. Основу модела представља угао смицања ϕ , као једна од основних карактеристика процеса резања. Овај угао дефинише правац пластичне деформације у зони резања. При већим вредностима угла ϕ постиже се виши квалитет обрађене површине, мањи отпори резања и тракасти облик струготине [20].

Полазећи од *Merčantovih* претпоставки о раванском напонском и деформационом стању и разлагања силе резања на компоненте (слика 2.6 [20]) може се израчунати угао смицања ϕ [20]:

$$\phi = \frac{\pi}{4} + \frac{1}{2}(\gamma - \rho), \quad (2.1.)$$

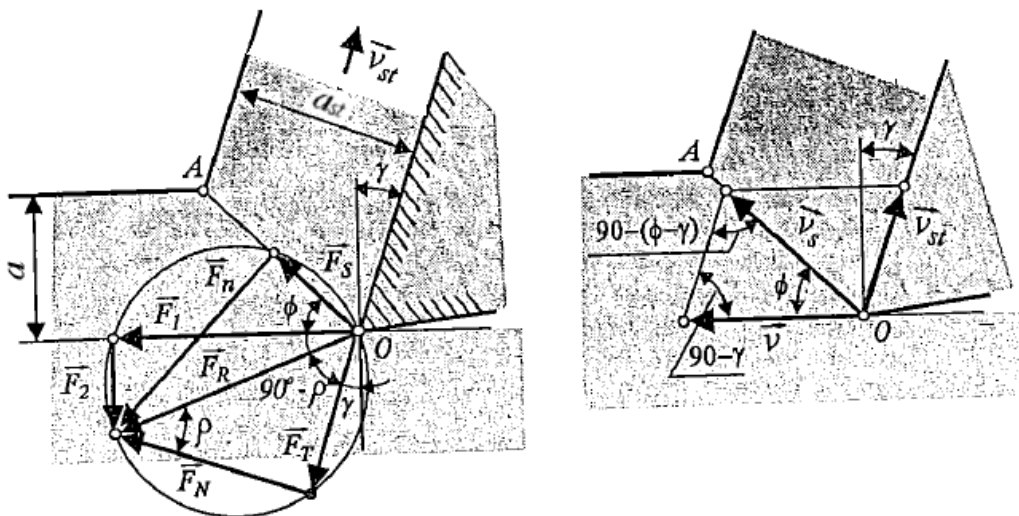
где су: γ – грудни угао, и
 ρ – угао трења у равни смицања.

Зависност је први извео проф. *Merçant* за случај $\rho < \gamma$. Касније је проф. *Merçant* дефинисао модификовани израз облика [20]:

$$2\phi + \rho - \gamma = C, \quad (2.2.)$$

који представља *услов пластичности при резању*. Константа C је *Merçantova* константа, а њена вредност зависи од материјала предмета обраде.

Практично је вредност угла смицања већа од 10° . При резању без примене средстава за хлађење и подмазивање креће се у границама $15 \div 30^\circ$, док при нарочито повољним условима резања вредност угла смицања може бити и већа.



Слика 2.6. Одређивање угла смицања

Бројна експериментална испитивања указала су на могућност изражавања угла смицања помоћу израза [20]:

$$\phi = C_1 - C_2(\rho - \gamma), \quad (2.3.)$$

у коме су C_1 и C_2 – константе које узимају у обзир услове обраде, врсту материјала и геометрију алата, врсту материјала обратка и сл.

Вредност угла смицања зависи од врсте и особина материјала обратка, дубине и брзине резања, грудног угла резног клина алата, угла трења и других фактора.

Честице материјала обратка се крећу брзином резања V у односу на алат и клизе брзином смицања V_s дуж равни смицања, док струготина клизи брзином V_{st} дуж грудне површине резног клина алата (слика 2.6).

Према слици 2.6, на бази синусне теореме следи израз за брзину смицања [20]:

$$V_s = V \cdot \frac{\cos \gamma}{\cos(\phi - \gamma)}, \quad (2.4.)$$

док је брзина кретања струготине:

$$V_{st} = V \cdot \frac{\sin \phi}{\cos(\phi - \gamma)}, \quad (2.5.)$$

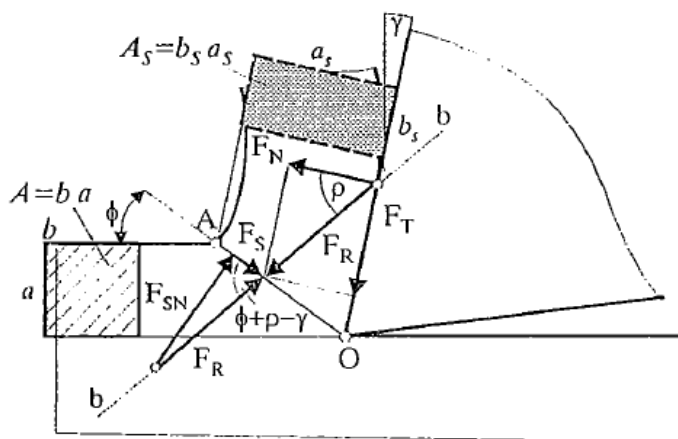
Идентификовање **напонског стања у зони деформисања (равни смицања)** обезбеђује квалитетнију анализу модела формирања струготине и утицаја услова резања на механизме образовања струготине.

Сила смицања (F_S) и сила нормална на раван смицања (F_{SN} , слика 2.7) као компоненте резултујуће силе, доводе до појаве тангенцијалних и нормалних напона у равни смицања [3]:

$$\tau = \frac{F_S}{A_S}, \text{ МПа}, \quad (2.6.)$$

односно:

$$\sigma = \frac{F_{SN}}{A_S}, \text{ МПа} \quad (2.7.)$$



Слика 2.7. Силе које делују на раван смицања [3]

Према слици 2.7, следе следеће релације:

- површина попречног пресека равни смицања:

$$A_S = b_S \cdot a_S = A / \sin \phi, \quad (2.8.)$$

- сила смицања:

$$F_S = F_R \cdot \cos(\phi + \rho - \gamma) \quad u \quad (2.9.)$$

- нормална сила на раван смицања:

$$F_{SN} = F_R \cdot \sin(\phi + \rho - \gamma), \quad (2.10.)$$

па је тангенцијални напон:

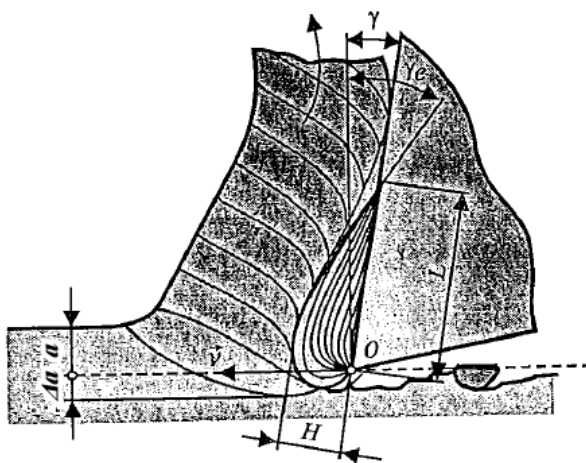
$$\tau = \frac{F_R}{A} \cdot \cos(\phi + \rho - \gamma) \cdot \sin \phi, \quad (2.11.)$$

док је нормални напон:

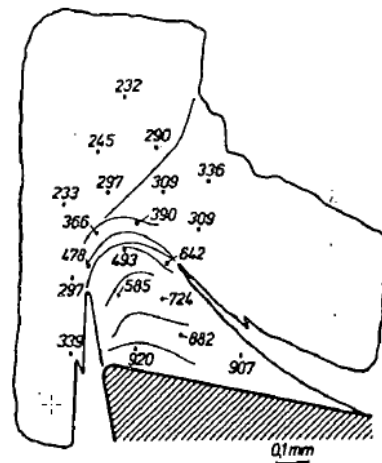
$$\sigma = \frac{F_R}{A} \cdot \sin(\phi + \rho - \gamma) \cdot \sin \phi. \quad (2.12.)$$

2.3. Образовање наслага на резном клину алата

Како је већ објашњено, на грудној површини резног клина услед трења између струготине и грудне површине јавља се зона накнадног деформисања материјала струготине, тзв. *кочиони слој* (слика 2.4). Висока специфична топлота и механичка оптерећења са великим контактним притисцима представљају идеалне услове за појаву заваривања два материјала (материјала обратка и алата). Како је контакт грудне површине резног клина алата и струготине дисконтинуалне природе очигледно је да се, у појединим условима обраде, стварају заварени спојеви у низу тачака. Заварени спојеви су добра подлога за даље нагомилавање честица материјала и стварање наслага (слика 2.8).



Слика 2.8. Промена геометрије на резном клину услед стварања наслага

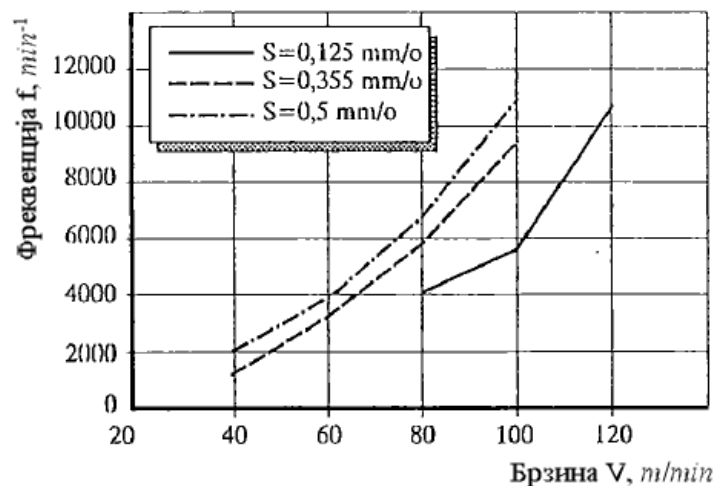


Слика 2.9. Тврдоћа сегмената наслага и предмета обраде, НВ [20]

Висина наслага се постепено повећава у слојевима, уз повећање почетне дубине резања од a до $a + \Delta a$ (слика 2.8). Због тога је наслага у стању да врши обраду резањем заједно са резним клином. На тај начин наслага мења основну геометрију резног клина, утиче на промену облика и тока струготине и погоршава квалитет обрађене површине (слика 2.8). Наслага се састоји од честица материјала обратка које су претрпеле веома велике деформације. Пошто је структура наслага слојевита, њена релативна тврдоћа може да буде и неколико пута већа од тврдоће обратка (слика 2.9).

Појава наслага је нестационарне природе, она у току резања расте до тренутка када силе које делују на њу не пређу границу њене отпорности на лом. Када се ова граница пређе наступа разарање наслага и њено одношење са струготином или са обратком. Након разарања наслага почиње стварање нове на исти начин као и претходне.

Процес формирања и разарања наслага се периодично понавља са фреквенцијом појаве и разарања $25 \div 250 \text{ s}^{-1}$ (слика 2.10).



Слика 2.10. Фреквенција појаве и одвајања наслага у функцији брзине резања [3]

При стварању наслага утицај температуре је пресудан, јер наслага настаје само при одређеној температури. Међутим, до данас није утврђено која је то температура (температура рекристализације, температура заваривања материјала алата и предмета обраде и др.) која погодује стварању наслага.

Периодична појава и лом наслага утиче на процес настанка струготине, облик и величину зоне резања, хабање алата, квалитет обрађене површине, силе и снагу резања и сл. Процес настајања наслага има динамички карактер, тако да образовање исте и њено разарање изазива самопобудне осцилације у обрадном систему.

Велики је утицај наслага на квалитет обрађене површине. Делићи наслага остају на обрађеној површини и повећавају храпавост. Пораст наслага изазива промену дубине резања, удубљења и повећање храпавости на обрађеној површини, повећање дубине дефектног слоја, јер се контакт резног клина алата и предмета обраде не

остварује по површини тачно одређене геометрије, већ по неправилној површини са оштећењима, односно испучењима и удубљењима.

На појаву наслага се може утицати избором услова обраде и режимом резања. Најзначајнији фактори који утичу на појаву наслага су: брзина и дубина резања, грудни угао алата, материјал обратка, средство за хлађење и подмазивање, температура резања и адхезија између обратка и алата.

Експериментална испитивања су показала да постоје релативно уске области вредности утицајних фактора у којима се наслага јавља [20]. То значи да је могуће, променом услова обраде, избећи или смањити појаву формирања наслага на резном клину.

2.4. Отпори резања при спољашњем уздужном стругању

Силама (отпорима) резања се исказују карактеристике стања и понашања процеса резања. Резултујућа сила резања састоји се од силе стварања струготине, силе контактнoг трења између струготине и грудне површине алата и силе трења између леђне површине алата и обрађене површине обратка која може значајно расти при хабању површине интензитетом, правцем и смером. У процесу обраде, као резултат промене дубине резања и промене механичких својстава материјала обратка, долази до промене интензитета и правца резултујуће силе резања [7].

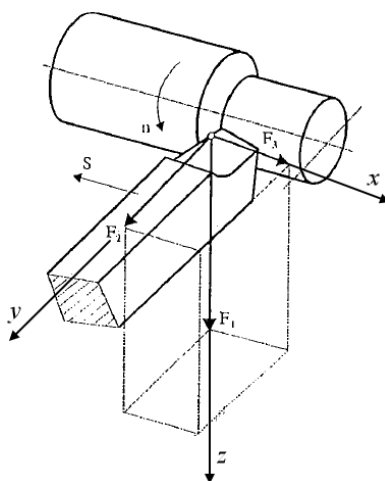
Сила која је по интензитету и правцу једнака сили резања, а супротног је смера и оптерећује резни клин алата, назива се отпор резања.

Отпори резања се могу мерити у реалном процесу обраде или предвиђати при пројектовању процеса обраде. Напредна решења за одређивање отпора резања се темеље на аналитичком или нумеричком моделирању обраде метала. Због сложености процеса обраде, моделирање се најчешће ограничава на ортогонално резање и поред тога што постоје решења за тродимензионално резање у литератури [4], [18].

Резултујући отпор резања може се разложити на три компоненте у три међусобно нормална правца O -хуз. Оса Oz се поклапа са правцем брзине резања, пројекција резултујућег отпора на њу је *главни отпор резања* F_1 , а код обраде где је главно обртно кретање и тангенцијални отпор резања (слика 2.11 [3]). Оса Ox поклапа се са правцем брзине помоћног кретања а пројекција резултујућег отпора на њу је *отпор помоћног кретања* F_3 . Оса Oy је нормална на обрађену површину, а пројекција резултујућег отпора на њу је *отпор продирања* F_2 [7].

На износ отпора резања примарно утичу следећи параметри:

- параметри обраде (брзина резања V , корак s и дубина резања a),
- геометрија алата,
- својства материјала обратка,
- својства материјала алата,
- средство за хлађење и подмазивање.



Слика 2.11. Компоненте отпора резања при стругању

Утицај материјала предмета обраде се огледа кроз утицај физичко-механичких особина и структуре материјала, посебно кроз утицај жилавости и склоности материјала ка образовању наслагe.

Утицај геометрије алата и геометрије обраде обухвата утицај углова резног клина, угла нагиба резне ивице, радијуса заобљења врха и нападног угла. Вредност леђног угла α не утиче суштински на отпоре резања. При промени грудног угла γ сила F_1 се мења за 1÷2% за промену угла од 1°. Нападни угао, такође, значајно утиче на отпоре F_1 , F_2 и F_3 због измене облика и димензија струготине. Угао нагиба главног сечива λ незнатно утиче, углавном на компоненту F_2 .

Брзина резања, за алате од тврдог метала у области 50÷700 m/min , значајно утиче на отпоре резања. При обради делова алатима од брзорезних челика отпори резања превазилазе отпоре у односу на обраду алатима од тврдог метала.

Мерења или теоретска рачунања отпора резања била су предмет многих истраживања. Таква истраживања су врло важна зато што на основу компоненти отпора резања је могуће одредити карактеристике процеса: корисну снагу резања, тачност обраде, напрезање резног алата и његову деформацију, топлоту развијену у обрадном систему и др. Познавање вредности компонената отпора омогућава одређивање деформација елемената обрадног система, температурних деформација алата и динамичког понашања обрадног система.

Поједине компоненте отпора резања, као технолошке величине се дају преко функција обрадивости: a – дубина резања; s – корак; V – брзина резања; параметара обрадивости и парцијалних поправних коефицијената. Парцијални поправни коефицијенти узимају у обзир: физичко-механичка својства материјала алата и обратка, геометрију резног клина алата, средство за хлађење и подмазивање и др.

Прва научно заснована истраживања утврђивања математичког модела силе резања извели су *Kronenberg* и *K.O. Zvirikin*, који у општем случају има облик [7]:

$$F = K_s \cdot a^p \cdot b^q, \quad (2.13.)$$

где су: K_s – специфични отпор резања,
 a, b – дубина и ширина резања струготине, и
 p, q – параметри обрадивости.

Ради поједностављења одређивања компоненти отпора резања, најпре су материјали обратка разврставани у одговарајуће групе. Потом су за одговарајуће одабране представнике извршена експериментална истраживања и на основу њих формирано математички модели компоненте главног отпора резања при стругању [7]:

$$F_1 = C_{F_1} \cdot a^{x_1} \cdot s^{y_1} \cdot K_{F_1}, \quad (2.14.)$$

где су: C_{F_1} , x_1 и y_1 – експоненти утицаја материјала предмета обраде, геометрије алата и услова обраде [1],
 K_{F_1} – поправни коефицијент који је производ парцијалних поправних коефицијената и узима у обзир јачину материјала обратка, геометрију алата и др:

$$K_{F_1} = \prod_{i=1}^n (K_{F_1})_i. \quad (2.15.)$$

Компоненте отпора продирања и отпора помоћног кретања (F_2, F_3) настају разлагањем отпора F_{23} у равни грудне површине алата који је колинеаран са правцем одвођења струготине. Отпор резања F_{23} може се одредити приближно [24], [25]:

$$F_{23} = 0,6 \cdot F_1. \quad (2.16.)$$

Вредности отпора продирања и отпора помоћног кретања се крећу у границама:

$$F_2 = (0,3 \div 0,5) F_1, \quad (2.17.)$$

$$F_3 = (0,15 \div 0,3) F_1. \quad (2.18.)$$

У новије време, методе за одређивање компоненти отпора резања су засноване на теорији експеримената и регресионој или нумеричкој анализи. На основу планова експеримената, применом релевантне мерне технике идентификују се вредности сила резања. Коришћењем експерименталних података одређују се функционалне зависности отпора резања, применом метода и техника регресионе или нумеричке анализе. Обзиром на могућност рачунара новијих генерација и развој софтверских пакета за ову област истраживања више су заступљене нумеричке анализе (*Statsoft Statistica*). Зависности различитог облика:

$$F = C \cdot X_1^x \cdot X_2^y \cdot X_3^z, \quad (2.19.)$$

обезбеђују прорачун вредности сила резања у функцији примарних улазних променљивих величина X_i .

$$F = C \cdot a^x \cdot s^y \cdot V^z \cdot \dots = f(a, s, V). \quad (2.20.)$$

Улазне променљиве величине у једначини 2.20. су параметри режима обраде (дубина, корак, брзина резања), што је најчешћи случај. Константом C и експонентима су обухваћени утицаји осталих фактора обраде (врста обраде, геометрија алата, обрадивост материјала обрадка, средство за хлађење и подмазивање, карактеристике алатне машине и сл.).

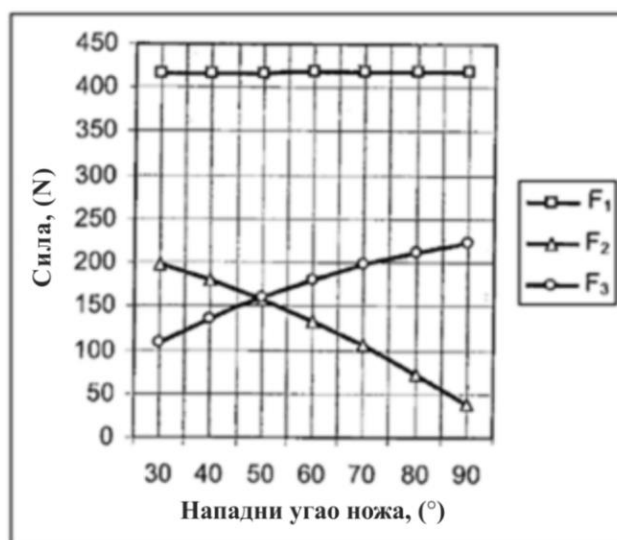
На неколико следећих примера су приказани резултати експерименталних истраживања утицаја променљивих параметара процеса резања на компоненте отпора резања [7]. Експериментална истраживања су реализована по класичној методи једнофакторних планова – промена једног елемента процеса при другим непроменљивим.

На основу резултата експерименталних испитивања приказани су графици зависности компоненти отпора резања у функцији нападног угла стругарског ножа, дубине резања и грудног угла (слике 2.12, 2.13 и 2.14).

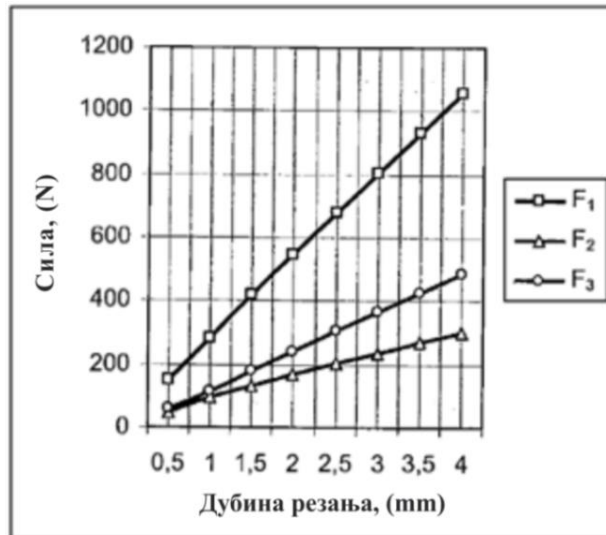
У табели 2.1 [7] су дати подаци о геометријским и технолошким параметрима обраде који су примењени у овом експерименту.

Табела 2.1. Геометријски и технолошки параметри обраде

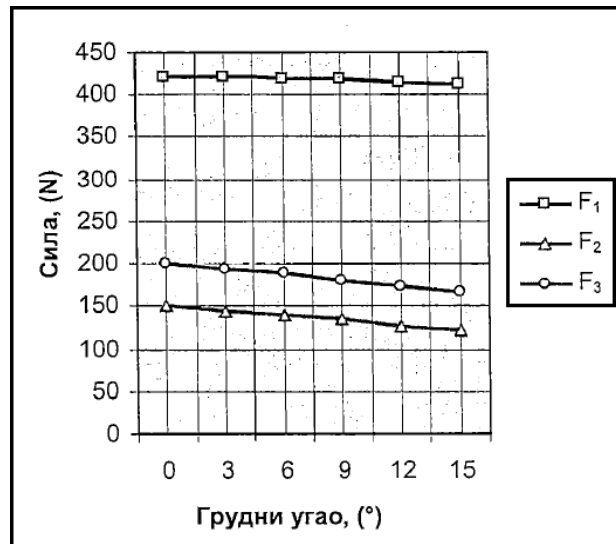
Материјал		Нападни угао, $\kappa, ^\circ$	Помоћни нападни угао, $\kappa_l, ^\circ$	Брзина резања, V m/min	Дубина резања, a mm	Корак, s mm/o	Грудни угао, $\gamma, ^\circ$	Угао нагиба главног сечива, $\lambda, ^\circ$
обрадак	алат							
SL200	K40	30 - 90	30	100	0.5 - 4	0.25	0 - 15	-5



Слика 2.12. Промена компоненти отпора резања у функцији нападног угла стругарског ножа [7]



Слика 2.13. Промена компоненти отпора резања у функцији дубине резања [7]



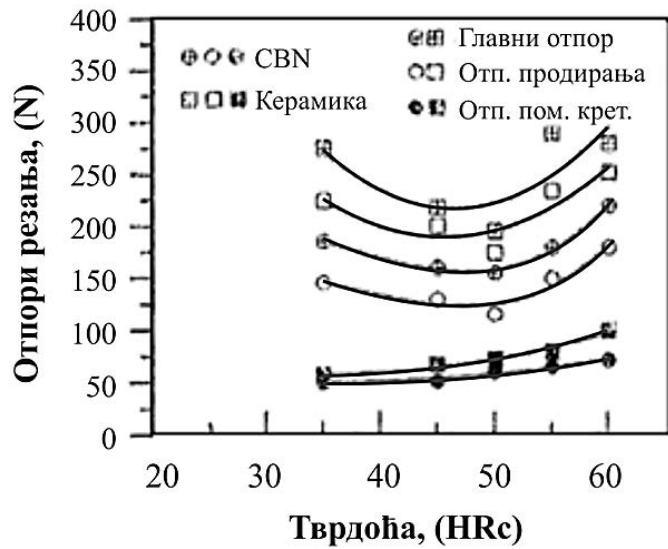
Слика 2.14. Промена компоненти отпора резања у функцији грудног угла [7]

Анализом резултата добијених експерименталним мерењима и успостављањем зависности појединих компоненти отпора резања у посматраном опсегу промене услова и параметара режима резања, следе следећи закључци:

- а) Повећањем нападног угла стругарског ножа вредност главног отпора резања (F_1) је приближно иста, док се отпор продирања (F_2) смањује,
- б) Повећањем дубине резања, све три компоненте отпора резања имају приближно линеарно увећање,
- в) Повећањем угла нагиба главног сечива стругарског ножа, резултујући отпор резања и одговарајуће компоненте отпора се смањују. То условљава повољност за механизам настанка струготине и смањује потрошњу енергије.

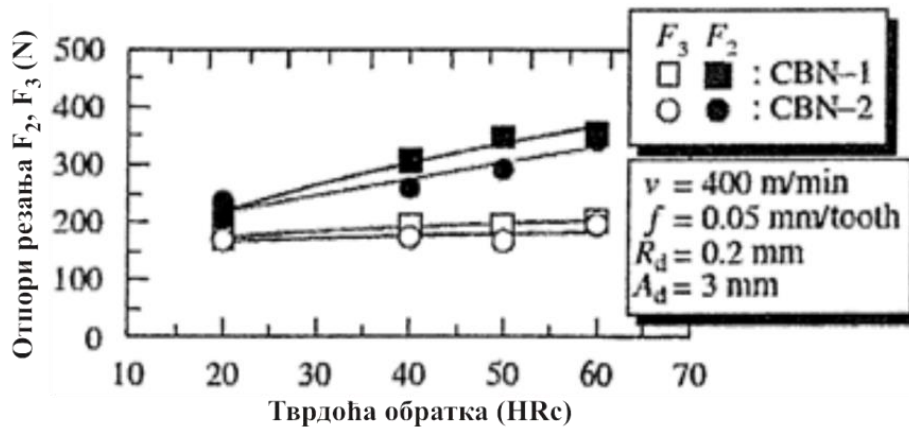
На слици 2.15 [26] је дата зависност промене компоненти отпора резања од тврдоће материјала обратка при обради стругањем керамичким и CBN (кубни бор нитрид) резним алатом. Са графичког приказа се уочава да се најмање вредности

компоненти резултујућег отпора резања F_1 и F_2 постижу при обради материјала тврдоће 45 HRC за оба алата.



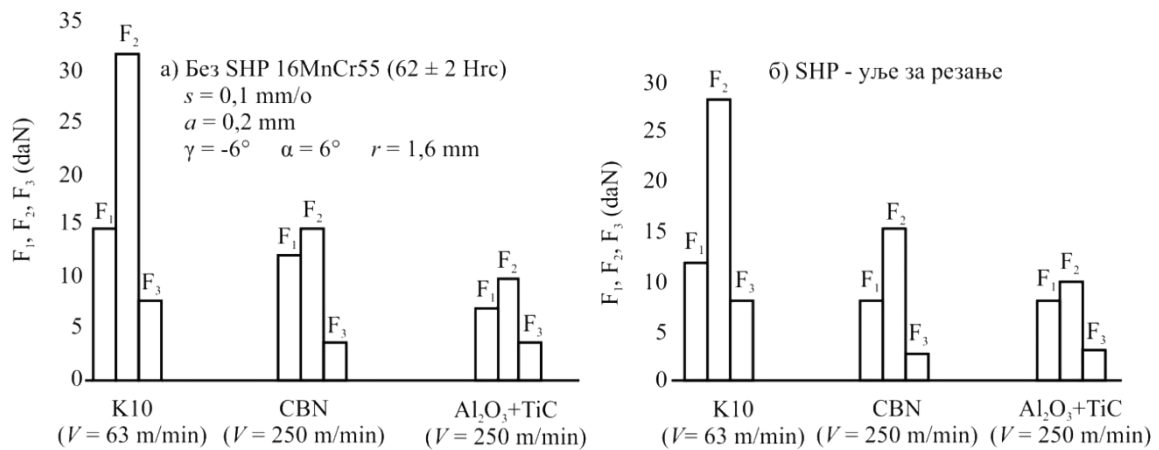
Слика 2.15. Промена компоненти отпора резања у функцији тврдоће материјала обратка

Зависност промене отпора продирања F_2 и отпора помоћног кретања F_3 од тврдоће материјала обратка при обради стругањем CBN-1 и CBN-2 резним алатом је приказана на слици 2.16 [27]. Са повећањем тврдоће обратка обе компоненте расту, при чему више расте отпор продирања.



Слика 2.16. Промена компоненти отпора резања F_2 и F_3 у функцији тврдоће материјала обратка

На слици 2.17 [28] је дат хистограм са поређењем величине компоненти отпора резања F_1 , F_2 и F_3 при обради стругањем каљеног челика за цементацију 16MnCrS5 (одговара $\check{C}4381$) тврдоће 62 HRC алатима са резним плочицама од тврдог метала K10, кубног борнитрида и мешане керамике Al_2O_3+TiC , и то: без хлађења (а) и при хлађењу уљем за резање (б).



Слика 2.17. Упоредивање компоненти отпора резања F_1 , F_2 и F_3 добијених при обради на стругу челика за цементацију у каљеном стању алатима са плочицама од тврдог метала, кубног борнитрида и мешане керамике: а) без СХП 16MnCr55 (62 ± 2 HRC), и б) СХП уље за резање

Са слике 2.17 види се да су најмање вредности компоненти отпора резања добијене при раду стругарским ножевима са резним плочицама од мешане керамике, а затим код кубног борнитрида. Знатно веће вредности компоненти отпора резања добијене су при обради алатима са твдим металом К10 јер је у питању обрада са мањом брзином резања. Поред тога, учача се да је незнатан утицај хлађења на компоненте отпора резања, у односу на обраду без хлађења.

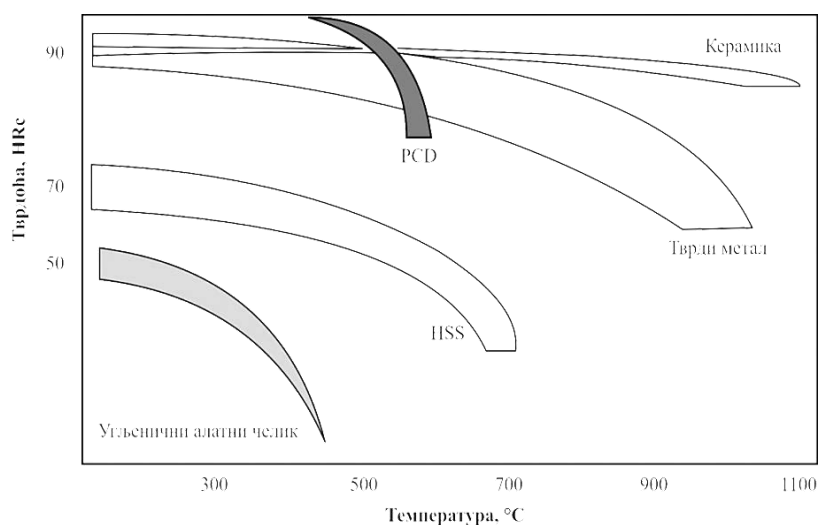
3. ТОПЛОТНЕ ПОЈАВЕ У ЗОНИ РЕЗАЊА

При обради метала резањем укупан механички рад се троши на деформисање и одношење материјала предмета обраде и савлађивање трења у процесу резања. Појава топлоте у зони резања последица је претварања механичке енергије у топлотну. Повећање температуре алата доводи до његовог хабања и губитка резне способности. Велике температуре обратка, нарочито површинског слоја, могу условити његове структурне промене. Због тога анализа топлотних појава у зони резања има велики значај за сам процес обраде, повећање производности и постизање квалитета обраде. Температура у зони резања може се користити као критеријум оптимизације процеса резања.

Велики број литературних извора [8], [9], [22] указује на оптималну температуру резања којом се обезбеђују оптимални услови обраде. За одабране материјале обрадка и алата, оптимална температура остаје константна при промени услова обраде: геометрије алата, брзине резања, попречног пресека струготине итд.

Велики број истраживања [29], [30], [31], [32] показао је да температура у зони резања има највећи утицај на процес хабања алата и његову постојаност, а као последица неравномерног загревања грудне површине алата и кретања струготине по њој. Наиме, на грудној површини алата се формира кратер (удубљење) чији облик и димензије зависе од расподеле температуре на грудној површини.

Генерисана топлота у зони резања узрокује загревање резних елемената алата до температура које често премашују 800 °C. При резању алатима од брзорезног челика температуре при којима долази до отпуштања њихове структуре се налазе у интервалу 600 ÷ 700 °C. Код тврдих метала изнад 800 °C долази до пада механичких својстава, услед чега се појачава хабање и убрзава затупљење [33]. На слици 3.1 [21] је дата зависност тврдоће за одређене алатне материјале од температуре.



Слика 3.1. Тврдоћа материјала алата у зависности од температуре

Изучавање топлотних појава у зони резања базира на аналитичким, нумеричким и експерименталним методама. На основу познатих сазнања, коришћењем неке од ових метода или њихових комбинација, 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

Формирање струготине у обради резањем је сложен физичко-хемијски процес еластичног и пластичног деформисања материјала, уз истовремену појаву унутрашњег трења честица одвојене струготине и спољашњег трења на контактним површинама алата. Енергија (механички рад) која се преноси на резни клин се претвара у друге видове енергије (рада). Укупан механички рад се троши на деформисање материјала предмета обраде и савлађивање трења у процесу резања. Више од 99,5% енергије (механичког рада) која се троши у процесу резања, на деформисање материјала предмета обраде и савлађивање сила трења на контактним површинама резног клина алата (грудној и леђној) се претвара у топлоту, према познатом изразу [1]:

$$Q = A = F_1 \cdot V, \quad (3.1)$$

где су: F_1 – главна сила (главни отпор резања), и
 V – брзина резања.

При стругању се разликују три зоне у којима се генерише топлотна енергија (слика 3.2а) [34]:

- зона резања (раван смицања),
- зона контакта алата и струготине, и
- зона контакта алата и обратка.

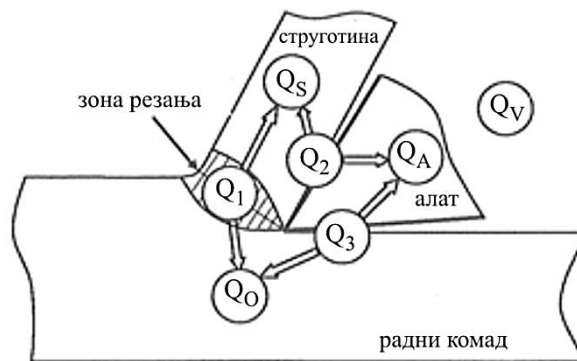


Слика 3.2. а) Зона загревања при машинској обради стругањем,
 б) Распоред температура на резном алату

Температуре загревања грудне површине резног алата су приказане на слици 3.26 [34]. Са слике се види да је област максималног загревања грудне површине алата мало удаљена од резне ивице што теоретски одговара области максималног хабања алата (односно област максималног хабања алата поклапа се са облашћу максималног загревања).

Генерисана топлота (Q) у зони резања је резултат појаве три главна топлотна извора (слика 3.3 [35]) у различитим зонама и то у зони:

- $Q_1 = (75 \div 80)\% Q$ – смицања (примарна зона деформисања), у којој се изводи пластично деформисање материјала предмета обраде и његово претварање у струготину,
- $Q_2 = (19 \div 22,5)\% Q$ – контакта грудне површине резног клина алата и струготине, и
- $Q_3 = (2 \div 3,5)\% Q$ – контакта леђне површине резног клина алата и обрађене површине.



Слика 3.3. Зоне генерисане топлоте током процеса резања

Очигледно је да се највећа количина топлоте генерише у зони деформисања и на контакту грудне површине резног клина алата и струготине. Управо су то и области којима се, у анализи проблематике процеса резања, посвећује највећа пажња.

Слика 3.3 показује да топлота из зоне резања одлази у струготину, резни алат, предмет обраде и ваздух. Карактер дистрибуције топлоте зависи од поступка обраде, брзине резања, топлотне проводљивости материјала, предмета обраде и алата, димензија предмета обраде и алата и сл. Према експерименталним истраживањима [35], при обради резањем без примене средства за хлађење и подмазивање, генерисана количина топлоте се одводи следећим топлотним понорима:

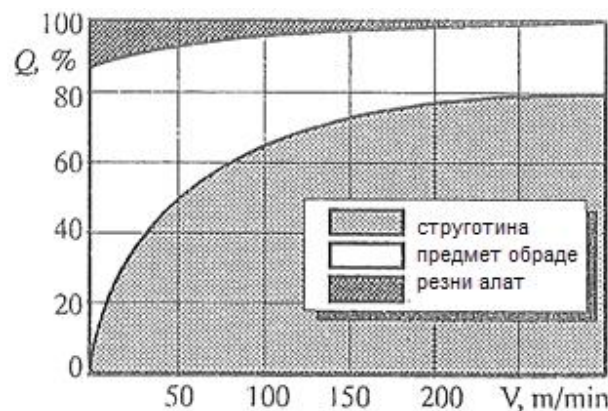
- $Q_s = (50 \div 86)\% Q$ – струготина; топлота значајно загрева струготину,
- $Q_A = (10 \div 40)\% Q$ – резни алат; топлота се постепено шири по маси алата и загрева га,
- $Q_O = (3 \div 9)\% Q$ – предмет обраде; топлота доводи до загревања предмета обраде, и
- $Q_V = (1 \div 2)\% Q$ – ваздух.

Ако се током процеса обраде резањем користи средство за хлађење и подмазивање, количина топлоте у струготини може достићи 90% од укупна количине топлоте. Највећи део генерисане топлоте у зони резања се одводи струготином. Код малих брзина резања количина генерисане топлоте која се одводи струготином и предметом обраде је приближно иста. Са повећањем брзине резања, смањује се количина топлоте која се одводи предметом обраде. При примени савремених поступака обраде високим брзинама резања струготина одводи и до 95% генерисане топлоте, тако да су алат и предмет обраде практично хладни [1].

Познавањем топлотних извора и понора може се формирати и једначина топлотног биланса процеса резања облика [35]:

$$Q = Q_1 + Q_2 + Q_3 = Q_s + Q_A + Q_O + Q_V. \quad (3.2)$$

Слика 3.4 [3] показује процентуални удео одвођења топлоте кроз струготину, предмет обраде и алат у зависности од вредности брзине резања.



Слика 3.4. Процентуални удео одвођења топлоте

3.2. Температура резања

Температура у зони резања зависи од бројних фактора којима су дефинисани услови у којима се процес резања изводи. На температуре резања утиче велики број фактора као што су параметри режима резања, материјал алата и обрадка, коришћена средства за хлађење и подмазивање, топлотна проводљивост резног материјала, као и геометрија алата.

Параметри режима резања битно утичу на температуре у зони резања. Са повећањем режима резања расту и температуре, јер се више механичке енергије претвара у топлотну. Највећи утицај има брзина резања, затим, корак па дубина резања. Код мањих брзина резања утицај брзине је већи, а код већих брзина мањи. Са порастом брзине резања смањују се силе резања, али ово смањење није пропорционално (примера ради, при повећању брзине резања за 500%, сила резања се смањи за 21%) [36].

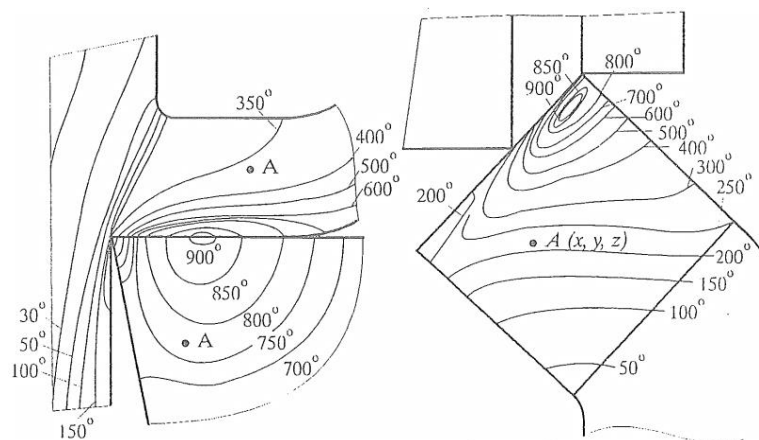
Материјал алата и обратка имају утицај на температуре преко својих топлотних и механичких особина. Механичке карактеристике обратка значајно утичу на температуру резања, нпр. што су већа затезна чврстоћа и тврдоћа материјала, већа је и сила која се мора савладати приликом обраде – дакле, мора се утрошити више рада, па је и температура која се развија при обради оваквих материјала већа. При обради обојених метала и ливеног гвожђа температура је нижа него при обради челика [1], [8].

На температуре резања утицај има и топлотна проводљивост резног материјала. Са повећањем топлотне проводљивости температура је нижа. При обради са алатом од брзорезног челика мања је у односу на обраду са тврдим металом. За снижење температуре резања, плочица од тврдог метала треба да је што мања, а топлотна проводљивост тела стругарског ножа што већа [9], [4], [37].

Геометрија алата у мањој мери утиче на температуре резања него режими резања и материјал алата и обратка. Променом геометрије резног клина мења се удео пластичног деформисања у процесу резања, отпори резања и величина контакта алата, обратка и струготине, што у значајној мери утиче на температуру резања. Температура резања директно зависи од углава стругарског ножа, као и од радијуса заобљења врха ножа. Углови стругарског ножа дефинишу величину и позицију области која се максимално загрева. Што се радијуса заобљења врха ножа тиче, са његовим порастом повећава се и резултујућа сила резања, а самим тим и температура загревања [19], [5], [38].

Коришћењем средстава за хлађење и подмазивање температура резања се редукује на два начина. Прво, једна количина генерисане топлоте одводи се директно са средством за хлађење, а друго, ова средства утичу на подмазивање и смањење трења између алата и обратка, чиме се температура резања такође смањује.

Генерисана топлота у зони резања доводи до загревања предмета обраде, струготине и резног алата и појаве карактеристичних температурних поља и температура (слика 3.5) [1].



а) леђна површина резног клина б) грудна површина резног клина

Слика 3.5. Температурна поља при обради челика

Са слике 3.5 је евидентно да се различите тачке струготине, леђне и грудне површине резног клина алата налазе на различитим температурама. Максимална температура је приказана на средини контакта струготине и грудне површине алата.

Полазећи од тога да су сви процеси у зони резања нестационарни, температура било које тачке зависи од координата (померања) те тачке (x, y, z) и времена (t) па у том случају важи општи израз [1]:

$$\Theta = f(x, y, z, t). \quad (3.3)$$

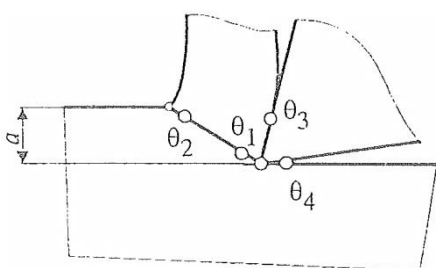
За стационарне услове обраде температура неке тачке је:

$$\Theta = f(x, y, z), \quad (3.4)$$

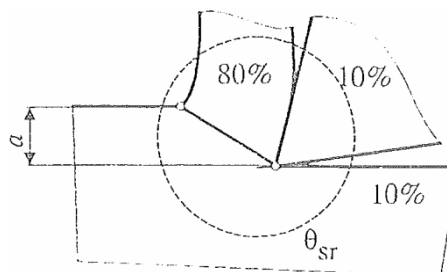
функција координата те тачке [1]. На слици 3.5 се у зони резања уочавају и различите температурне области ограничене карактеристичним температурним пољима константне температуре (изотермичке површине).

Поред температуре у било којој тачки, за проучавања процеса обраде резањем значајне су и:

- температуре у карактеристичним тачкама зоне резања (слика 3.6а) [1], и
- средње температуре у зони резања (слика 3.6б) [1].



а) температуре у карактеристичним тачкама зоне резања



б) проценат средњих вредности температура у зони резања

Слика 3.6. Температура у карактеристичним тачкама и средња температура резања

У зони резања могу се издвојити четири карактеристичне температурне тачке, а то су:

- Θ_1 – температура непосредно испред врха ножа и то на месту где се јавља пукотина и где се налази почетни део равни смицања. То је највиша температура у равни смицања. Ова температура расте с порастом брзине резања и зато се често назива температуром брзине резања.
- Θ_2 – температура која се јавља у равни смицања - у корену струготине. Она је променљива и опада идући од Θ_1 ка спољној површини, а последица је деформисања струготине.
- Θ_3 – температура која се јавља услед ослобађања топлоте при трењу струготине о грудну површину алата. Максимална вредност ове температуре

је приближно на средини додира струготине по грудној површини и у неким случајевима може да прекорачи вредност температуре Θ_1 .

- Θ_4 – температура која настаје услед трења између леђне површине алата и обрађене површине на обратку.

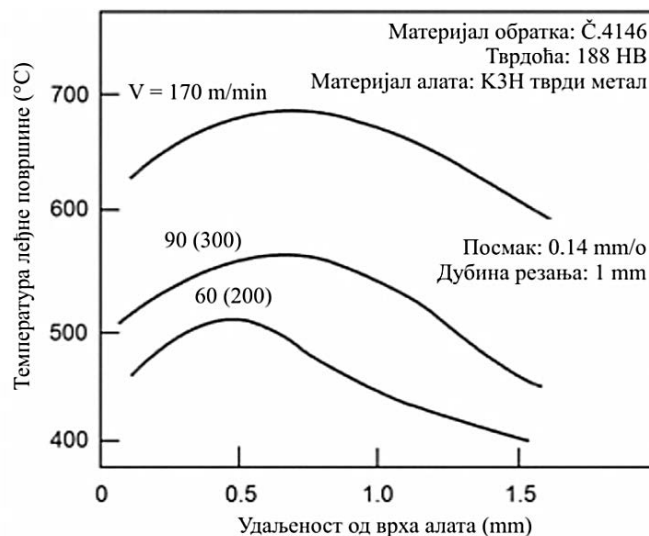
Температура зоне резања се назива средњом температуром резања Θ_{st} .

Температура резања (у тачки или средња) зависи од снаге топлотних извора и интензитета одвођења топлоте. На њену вредност највећи утицај има материјал обратка и алата, параметри режима резања (нарочито брзина резања) и средство за хлађење и подмазивање. При резању једног те истог материјала расте са порастом попречног пресека струготине (дубине резања и корака) и брзине резања. На основу експерименталних испитивања формирана је зависност облика [1]:

$$\Theta = C_{\Theta} \cdot V^x \cdot s^y \cdot a^z \cdot \sum_{i=1}^n K_i \quad (3.5)$$

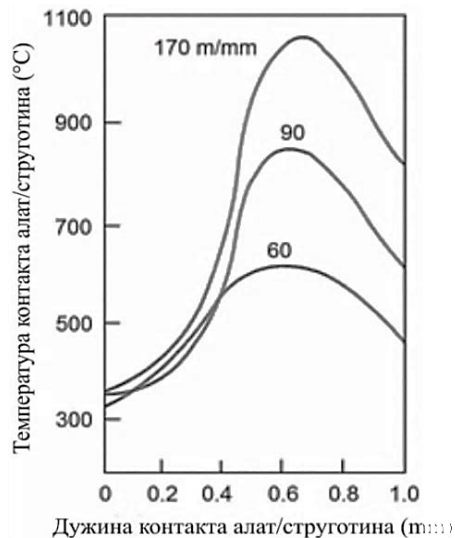
у којој се утицај врсте и механичких особина материјала и геометријских параметара алата, средстава за хлађење и подмазивање и сл. дефинише преко константе, експонената и корекционих фактора K_i .

На слици 3.7 [39] је приказана расподела температуре на леђној површини алата при стругању челика за котрљајне лежајеве AISI 52100 (стара ознака Č4146), плочицом од тврдог метала квалитета КЗН у функцији удаљености од врха алата, за три различите брзине резања ($V = 60, 90$ и 170 m/min), дубином резања $a = 1$ mm и кораком $s = 0,14$ mm/o.



Слика 3.7. Расподела температуре на леђној површини алата

Слика 3.8 [39] показује распоред температуре контакта алат/струготина у функцији дужине контакта, мерене у смеру протока струготине за исте услове резања.



Слика 3.8. Расподела температуре на контактної површини алата/струготина

3.3. Коефицијент дистрибуције топлоте

Као што је већ поменуто, при обради резањем се највећа количина топлоте генерише у зони деформисања материјала обратка и на контакту грудне површине резног клина алата и струготине. Процена генерисања топлоте у секундарној зони деформисања услед трења између струготине и грудне површине алата аналитичко-експерименталним путем, базира на простим моделима ортогоналног резања, који укључују различите параметре овог процеса као што су силе (отпори) резања, угао трења на грудној површини, брзина кретања струготине и угао смицања.

Аналитичко-експериментална метода за израчунавање количине топлоте на месту контакта алата/струготина подразумева и следеће битне претпоставке [40]:

- занемарен је утицај генерисане топлоте на алат из примарне зоне стругања (адијабатски процес),
- контактна зона алата/обрадни део у операцији стругања је веома мала па је трансфер топлоте из ове зоне такође занемарен,
- у обзир се узима само топлотни флуks генерисан на контакту алата/струготина,
- постоји само један тип контакта алата/струготина (клизање). Лепљење које се може појавити у области око ивице резања је занемарено, и
- притисак контакта алата/струготина, па самим тим и топлотни флуks, су униформно распоређени (контакт је савршен).

Топлотни флуks, односно количина топлоте у јединици времена на месту контакта алата/струготина се може израчунати према једначини (3.6) [40]:

$$Q_T(t) = F_T \cdot V_{st}, \quad (3.6)$$

где су (слика 2.6):

F_T – сила трења (тангенцијална сила) на површини контакта грудне површине алата и струготине, и

V_{st} – брзина кретања струготине.

Код ортогоналног резања вектор брзине је управан на главну резну ивицу и у том случају су нападни угао $\kappa = 0^\circ$ (90°), угао нагиба сечива $\lambda = 0^\circ$ и угао одвођења струготине $\omega = 0^\circ$.

Брзина кретања струготине је дефинисана изразом 2.5, а угао смицања изразом 2.1.

Према векторским троугловима сила одговарајућих компоненти резултујуће силе (отпора) резања (слика 2.6) могу се дефинисати поједине компоненте одређеним релацијама, тако да сила трења која делује тангенцијално на површини контакта грудне површине алата и струготине у функцији главних сила резања има облик [3]:

$$F_T = F_1 \cdot \sin\gamma + F_2 \cdot \cos\gamma, \quad (3.7)$$

где су: F_1 – главна сила (главни отпор резања) и
 F_2 – сила (отпор) продирања.

На основу тангенцијалне и нормалне силе може се одредити коефицијент и угао трења на грудној површини [3]:

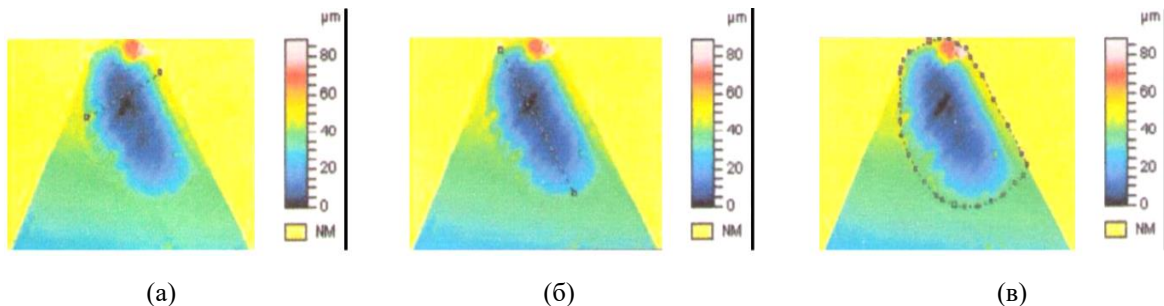
$$\mu = \operatorname{tg}\rho = \frac{F_1 \cdot \operatorname{tg}\gamma + F_2}{F_1 - F_2 \cdot \operatorname{tg}\gamma}. \quad (3.8)$$

Као што се може видети из једначине (3.6), топлотни флуks на месту контакта алат/струготина, углавном зависи од параметара овог контакта. Према томе, следи да тачно дефинисање ове области представља један од најзначајнијих корака у овој анализи. Специфични топлотни флуks, односно топлотни флуks по јединици површине се може израчунати на следећи начин [41]:

$$q_T = \frac{Q_T(t)}{S_c}, \quad (3.9)$$

где је: S_c – контактна површина алат/струготина.

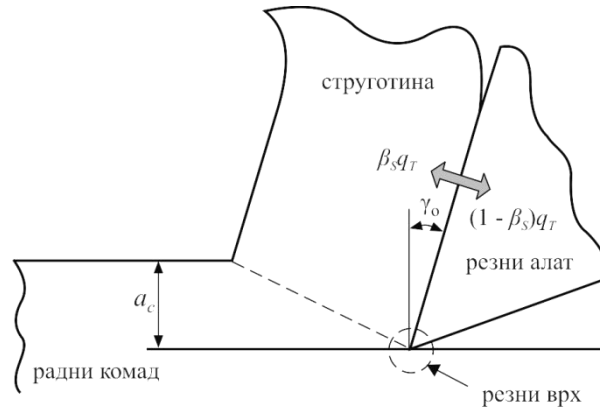
На слици 3.9 [41] је дат изглед контактне грудне површине алата са својим карактеристикама, за одређени режим обраде.



Слика 3.9. Изглед контактне грудне површине алата са својим карактеристикама
 а) дужина контакта (l_c), б) ширина контакта (b_c) и в) контактна површина (S_c)

Да би се дефинисала дистрибуција топлотне енергије из зоне контакта алат/струготина, полази се од претпоставке о једнакости температуре површина које

чине контакт. Топлотни флуks који је генерисан у овој области је једним делом прешао у алат, а другим у струготину (слика 3.10).



Слика 3.10. Расподела специфичног топлотног флуksа из зоне контакта алат/стругодина
Једначином (3.10) [40] се рачуна коефицијент дистрибуције топлоте за алат:

$$\beta_A = 1 - \beta_O, \quad (3.10)$$

где је: β_A – коефицијент дистрибуције топлоте за алат, и

β_O – коефицијент дистрибуције топлоте за обрадак (струготину).

Многи страни истраживачи међу којима су најпознатији: *Lowen et Shaw, Leone, Komanduri et How, Grzesik et Nieslony, Kato et Fujii, Rezuikov* и *Shaw* су на основу својих истраживања предложили изразе за коефицијенте дистрибуције топлоте из области контакта алат/стругодина [40].

У стручним и научним радовима који се баве топлотним појавама у зони резања, најчешће коришћени је *Shaw*-ов модел за одређивање вредности коефицијента дистрибуције топлоте за алат, приказан једначином (3.11) [26]:

$$\beta_A = 1 - \left\{ 1 + \left[0,754 \left(\frac{k_A}{k_O} \right) (A_a \sqrt{N_T})^{-1} \right]^{-1} \right\}. \quad (3.11)$$

У једначини (3.11) „ A_a “ и „ N_T “ укључују геометрију контакта алат/стругодина што је веома битно. За „ A_a “ *Shaw*-ов модел подразумева сложени израз у функцији више параметара, али се у оваквим термалним анализама најчешће користи упрошћена верзија од *Lowena*, изражена односом између дубине резања (a_p) и дужине контакта алат/стругодина (l_c) [40]:

$$A_a = \frac{a_p}{l_c}, \quad (3.12)$$

$$N_T = \frac{V_{st} \cdot l_c}{2\alpha_o}. \quad (3.13)$$

У изразу (3.13) [40] поред познатих величина „ α_o “ је коефицијент топлотне дифузије материјала обратка чија вредност зависи од термофизичких својстава материјала:

$$\alpha_o = \frac{k_o}{\rho_o \cdot c_o}, \quad (3.14)$$

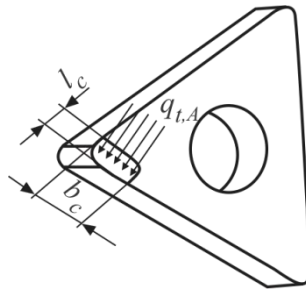
где су: $k_o \left[\frac{W}{m \cdot ^\circ C} \right]$ – топлотна проводљивост,

$c_o \left[\frac{J}{kg \cdot ^\circ C} \right]$ – специфична топлота, и

$\rho_o \left[\frac{kg}{m^3} \right]$ – густина.

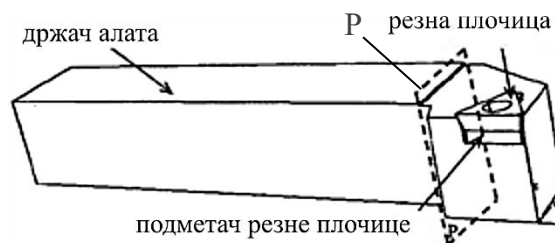
У једначини (3.11) „ k_A “ је топлотна проводљивост материјала алата. Вредности топлотне проводљивости материјала за исти алат су различите у зависности од температуре.

Специфични топлотни флуks (густина топлотног флуksа) – $q_{t,A}$ који зависи од времена резања се посматра, као што је речено у контактної зони алат/струготина ($a_p \times l_c$), а његова расподела на резној плочици је приказана на слици 3.11 [40].



Слика 3.11. Расподела специфичног топлотног флуksа на резној плочици (алату)

Да би се приказани модел дистрибуције топлоте у алат из контактне зоне алат/струготина употпунио, потребно је одредити и део топлоте која се дистрибуира у алат услед „насилне“ конвекције при обртању предмета обраде. У циљу појашњења овог дела анализе, на слици 3.12. је приказан геометријски модел алата који је подељен на два дела са равни „Р“ [40].



Слика 3.12. Геометријски модел алата

На основу приказаног геометријског модела алата (слика 3.12), полази се од претпоставке да је део алата који се налази на левој страни равни „Р“ далеко од топлотних извора, па се може сматрати да је у условима собне температуре ($20 \text{ }^\circ\text{C}$). Слободни делови који се налазе на десној страни равни (у контакту са ваздухом) су изложени конвекцији услед обртања предмета обраде. Коефицијент трансфера

топлоте „ h_f “ је добијен коришћењем *Nusselt*-ових емпиријских корелационих формула [40] према једначини (3.15).

$$h_f = \frac{k_v \cdot N_u}{d_b}, \quad (3.15)$$

где су: k_v – топлотна проводљивост ваздуха (0,0262 W/m°C),

d_b – ширина држача алата, и

N_u – *Nusselt*-ов корелациони број (једначина 3.16), који зависи од *Reynolds*-овог броја „ R_e “, датог једначином (3.17):

$$N_u = C \cdot R_e^m, \quad (3.16)$$

$$R_e = \frac{\rho_v \cdot d_b \cdot V_c}{\nu_v}, \quad (3.17)$$

где су: C и m константе ($C = 0,27$ и $m = 0,66$),

ρ_v – густина ваздуха (1,290 kg/m³),

V – брзина резања и

ν_v – динамичка вискозност ваздуха (1,8 · 10⁻⁵ kg/ms).

На основу изнетог у овој тачки, укључујући и термалне особине материјала обрадног дела и алата, дат је један од модела за решавање проблематике трансфера топлоте у алат из контактне зоне алат/струготина. Овај модел се користи и као термални нумерички модел, заснован на топлотном флуксу који омогућава рачунање температуре у резном алату.

4. НУМЕРИЧКО МОДЕЛИРАЊЕ У ОБРАДИ РЕЗАЊЕМ

Одређивање утицајних параметара на процес обраде резањем путем симулација на рачунарима, темељених на нумеричким методама, штеди време, материјал и новац, у односу на економски неисплатива и дуготрајна експериментална истраживања [42]. Главна предност овог приступа је та што су модели базирани на физичким особинама материјала алата и дела који се обрађује, а ефекат било које промене у подацима везаним за резање се може успешно предвидети модификацијом појединих параметара. Ограничење овог приступа је повезано са способношћу да се модел прилагоди комплексности процеса обраде. То је императив, па се онда са циљем смањења експерименталних тестирања у развоју нових алата траже бољи нумерички модели процеса обраде. Применом модела базираних на методи коначних елемената уз успешну оптимизацију параметара обраде и геометрије алата долази се до жељених информација о излазним карактеристикама процеса обраде [43], [44], [45].

4.1. Метода коначних елемената

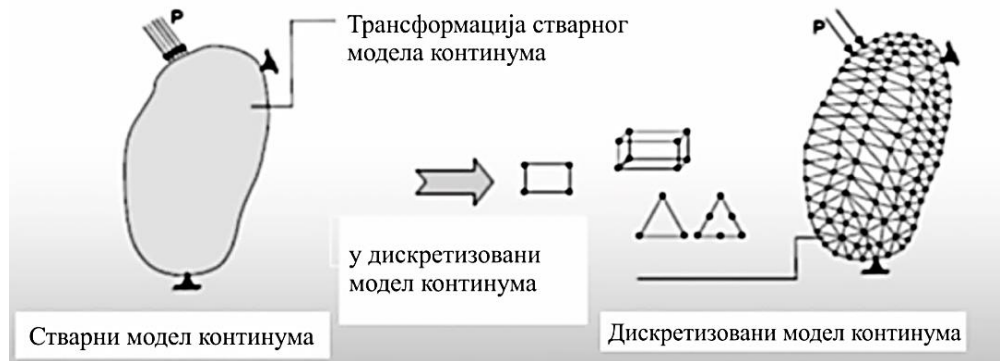
Метода коначних елемената (МКЕ) представља нумерички поступак решавања инжењерских проблема и спада у методе дискретне анализе. Методом коначних елемената врши се анализа структура, рачунају се напонска, деформациона и температурска поља, струјање флуида, транспорт маса итд. За разлику од осталих нумеричких метода, које се заснивају на математичкој дискретизацији једначина граничних проблема, МКЕ се заснива на физичкој дискретизацији разматраног подручја, слика 4.1. Уместо елемената диференцијално малих димензија, основу за сва проучавања представља део подручја коначних димензија, мање подручје или коначни елемент. Због тога су основне једначине помоћу којих се описује стање у појединим елементима, а помоћу којих се формулише и проблем у целини, уместо диференцијалних или интегралних, обичне алгебарске [46], [47], [49].

Са становишта физичке интерпретације разматрано подручје као континуум са бесконачно много степени слободе замењује се дискретним моделом међусобно повезаних коначних елемената, са коначним бројем степени слободе. С обзиром на то да је број дискретних модела за један гранични проблем неограничено велики, основни задатак је да се изабере онај модел који најбоље апроксимира одговарајући гранични проблем.

Број, тип и величина коначних елемената, зависе од физикалности проблема. Уз правилну формулацију коначних елемената, повећање њиховог броја доводи до повећања густоће мреже чиме се ствара могућност да се добије тачније решење тражених анализа.

У процесу анализе МКЕ прво се рачунају карактеристичне величине у сваком коначном елементу, а затим се одређеним трансформацијама рачунају за цео модел глобално.

На резултате симулација заснованим на МКЕ значајно утичу многи параметри попут начина генерисања и геометрије мреже, граничних и контактних услова, формулације модела, временске интеграције, материјалних модела, коефицијената трења итд.



Слика 4.1. Физичка дискретизација разматраног простора [49]

Чести проблеми симулација код обраде резањем везани су уз дисторзију (изобличење) и генесирање (обнављање) мреже коначних елемената. Резултат тога могу бити различите вредности излазних величина које се добију за исте услове процеса обраде [46], [49].

4.1.1. Алгоритамски концепт МКЕ

Анализа и решавање проблема механике континуума по МКЕ увек се свде на тзв. процес корак по корак, што је од огромног практичног значаја за примену рачунара у ефективном прорачуну. У том процесу, који се може приказати као једноставан алгоритам, издваја се следећих шест најважнијих корака [51]:

1. дискретизација континуума,
2. избор интерполационих функција,
3. рачунање карактеристика елемената,
4. формирање једначина за мрежу коначних елемената,
5. решавање система једначина, и
6. прорачун потребних утицаја.

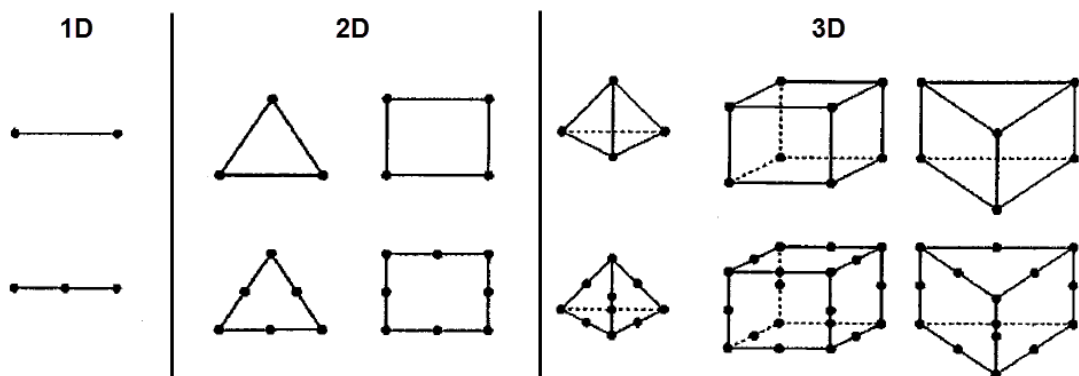
Од наведених шест корака, прва три су нарочито важна. Начин дискретизације, избор облика елемената, као и укупног броја елемената, зависе од природе проблема који се решава и потребне тачности траженог решења.

Поред броја и облика елемената важан је и избор чворова, основних непознатих у њима и интерполационих функција. Помоћу интерполационих функција се дефинише поље променљиве у сваком елементу. Од њиховог избора непосредно зависи и континуитет на границама између појединих елемената, а самим тим и тачност апроксимације. Променљиве у елементу могу бити скаларне, векторске или тензорске величине.

Карактеристике појединих елемената одређују се независно од мреже елемената као целине. Матрица крутости се формира аутономно за поједине елементе, а потом на основу њих, сасвим једноставно, формира се матрица за систем у целини. С обзиром на то да је геометрија елемената по правилу једноставна, то практично значи да се комплексан проблем разбија на низ једноставних. Последња три корака, иако су за практичне прорачуне од великог значаја, данас подразумевају рутински посао, који је прилагођен аутоматском раду рачунара.

4.1.2. Типови елемената

Основни типови коначних елемената су одређени простором који користе. Једнодимензиони коначни елементи су затега, штапови, греде, ужадни елементи, гранични елементи, цевни елементи. Дводимензиони коначни елементи дефинишу напоне и деформације раванског континуума, па сходно тим врстама основни елементи су мембрана, плоча, љуска. Тродимензиони коначни елементи су призматични и осносиметрични. У ову групу спадају и дебела плоча и дебела љуска, призма, пирамида, осносиметрични елементи и 3D коначни елементи са ортотропним особинама као што су слојевите форме. Слика 4.2 илуструје основну геометрију коначних елемената [52].



Слика 4.2. Основна геометрија коначних елемената [52]

4.1.3. Типови оптерећења

Оптерећења представљају побуду физичког система, и у инжењерским проблемима су то углавном силе, моменти, притисак и сл. Оптерећења која се најчешће могу срести у МКЕ могу се поделити у три групе [52]:

1. глобална оптерећења (убрзање, брзина, температура),
2. оптерећења у чворовима (сила, момент, померање, брзина, температура), и
3. оптерећења по елементима (континуално, притисак, температура, топлотни флуks, конвекција, радијација).

Све три врсте оптерећења се користе за статичке/стационарне, нелинеарне и динамичке/нестационарне анализе.

Глобална оптерећења се примењују на читаво тело, и из тог разлога се за један сет оптерећења дефинишу само једном. Оваква оптерећења се најчешће користе да симулирају утицај гравитације, или да дефинишу температуру околине и тела за термичке прорачуне. Оптерећења у чворовима и оптерећења по елементима су углавном силе, моменти, притисак, итд. Најчешће се све силе дефинишу у једном сету, моменти у другом и сл.

4.1.4. Ограничења

Ограничавање померања по неком од шест степени слободe: translација дуж X , Y и Z , као и ротација око X , Y и Z оса, назива се ограничење. Ограничења се деле на глобална (она која важе за сваки чвор мреже коначних елемената) и на локална ограничења у одређеним чворовима. На овај начин се моделирају случајеви укљештења, ослањања, разне везе између тела и сл.

Ограничења се могу дефинисати у глобалном координатном систему, где важе у правцима оса глобалног координатног система, али и у локалним координатним системима. На овај начин се олакшава моделирање реалних услова, као и решавање симетричних проблема посматрањем само неких њихових делова. Када не би било могуће дефинисати ограничења у локалним координатним системима, дефинисање свих ограничења у глобалном координатном систему представљало би велики проблем.

4.2. Формулација модела дефинисањем граничних услова симулације

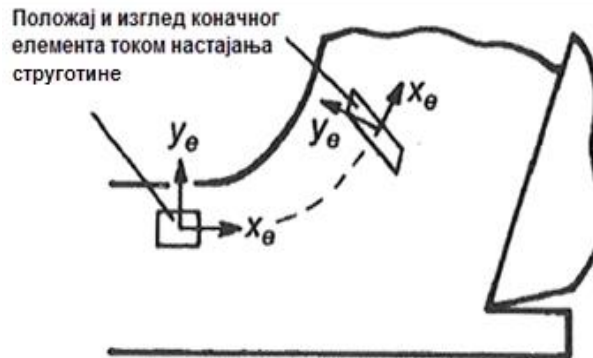
Формулација модела у нумеричком моделирању представља дефинисање граничних услова симулације у неком од софтверских решења. Тачност резултата симулација у обради резањем зависи од тачности избора формулације модела и критеријума настајања струготине. Код симулација темељених на МКЕ у обради резањем основне формулације за моделирање континуума су Лагранжова, Ојлерова и произвољна Лагранж-Ојлерова (АЛЕ) формулација, а које повезују мрежу коначних елемената и материјал обратка [53].

4.2.1. Лагранжова формулација

У Лагранжовој формулацији, мрежа коначних елемената је везана за материјал обратка и током настајања струготине коначни елементи се деформишу заједно с материјалом, слика 4.3.

Овај модел се примењује за релативно мале поремећаје и евентуално велике деформације. Историја стања материјала у сваком елементу је потпуно позната. У поређењу са Ојлеровом методом Лагранжова метода има тенденцију да буде бржа у прорачунима јер не треба рачунати никакав транспорт материјала преко мреже. За симулацију процеса резања даје се предност Лагранжовој формулацији, захваљујући

лакшем моделирању стварања струготине од почетне фазе до стабилног облика. Геометрија облика струготине не мора бити предодређена, већ се развија током анализе као функција процеса деформисања, параметара обраде и карактеристика материјала. Недостатак ове формулације је дегенерација мреже услед великих пластичних деформација. Да не би дошло до губитка стабилности процеса симулације резања, потребна је регенерација мреже, што може да утиче на повећање рачунарске сложености и време обраде података.



Слика 4.3. Лагранжова формулација у примарној зони смицања [54]

4.2.2. Ојлерова формулација

У Ојлеровој формулацији, мрежа коначних елемената је просторно фиксирана и проток материјала је преко контролне запремине чиме се елиминише изобличење елемената током процеса, слика 4.4 [55]. Осим тога, потребно је мање елемената за анализу, чиме се смањује рачунарско време. Недостатак Ојлерове формулације је потреба за одређивањем граница и облика струготине пре симулације. Дебљина струготине, контактна дужина струготина-алат и услови контакта морају бити константни током анализе, што не одговара стварном процесу деформисања током резања метала.



Слика 4.4. Ојлерова формулација у примарној зони смицања [54]

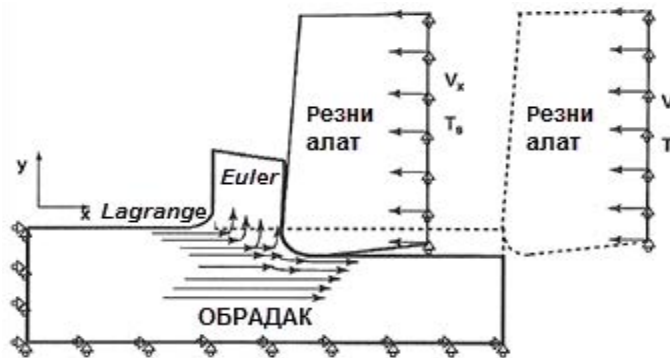
4.2.3. Произвольна Лагранж-Ојлерова формулација

У произвољно Лагранж-Ојлеровој формулацији (*Arbitrary Lagrangian-Eulerian formulation - ALE*), мрежа коначних елемената није просторно фиксирана и није везана за материјал радног комада.

Мрежа прати ток материјала и померања се решавају у Лагранжовом кораку, док у новопозиционираној мрежи се решавају брзине у Ојлеровом кораку.

Идеја која се користи у симулацији резања метала је коришћење Ојлеровог приступа у подручју око врха алата где се одвија процес резања. Тиме је избегнута дегенерација и регенерација мреже. Лагранжов приступ се користи за неограничен проток материјала на слободним границама. Облик струготине се јавља као функција пластичне деформације материјала.

На слици 4.5 су приказани Ојлерови и Лагранжови гранични услови у произвољно Лагранж-Ојлерова формулацији модела (*ALE*) [56].



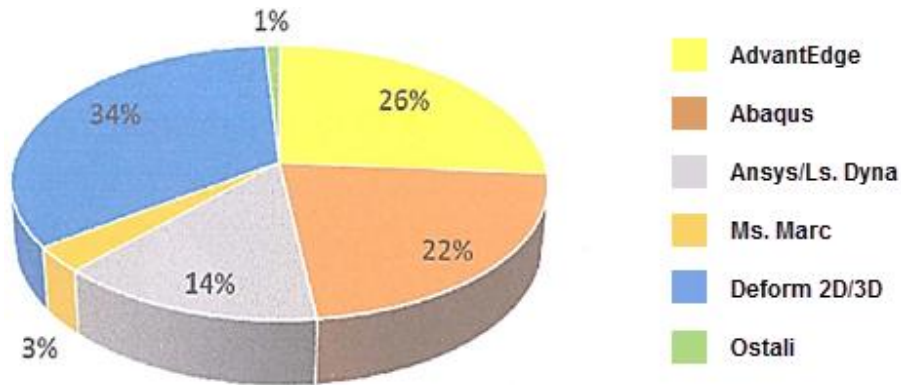
Слика 4.5. Ојлерови и Лагранжови гранични услови у *ALE* формулацији модела [56]

ALE прилагодљива мрежа је метод са коришћењем једне мреже. То значи да су позиције чворова у оригиналној мрежи исправљене одређеним алгоритмом уместо да се поново поставља нова мрежа. Постоје два главна корака када је реч о *ALE* прилагодљивој мрежи: промена локације чворова како би се створила новоформирана мрежа (такозвана процедура за ажурирање мреже) и поновно мапирање променљивих које чине решење за ову новоформирану мрежу (такозвана процедура за ажурирање напрезања) [56].

4.3. Примена софтвера у нумеричким анализама методом коначних елемената

Свакодневним развојем нумеричких метода, долази до значајне примене различитих рачунарских софтвера у области резањем. Последњих 20 година на тржишту је доступан велики број софтверских алата на бази МКЕ. Најчешће коришћени софтверски алат за симулације у подручју обраде резањем су: *Advant Edge* [16], *Abaqus/Explicit* [58], *Ansys/Explicit* [59], *Msc. Marc* [60], *Deform 2D/3D* [61], *LsDyna* [62] и други. Ови програми се доста користе у решавању инжењерских

проблема, а такође се широко примењују и од стране многих истраживача. *Por* и *Lobontin* су у свом раду [63] дали приказ најчешће примењиваних софтверских алата за симулације у обради резањем коришћених у последњих петнаест година (слика 4.6) [63].



Слика 4.6. Заступљеност различитих софтвера за симулације у обради резањем

Већина наведених софтвера имају једноставне меније за дефинисање граничних услова, аутоматско умрежавање и садржајне базе података материјала. Треба напоменути да се проблеми у појединим софтверским алатима могу решити само имплицитно (*Deform 2D/3D*) или експлицитно (*AdvantEdge*). Правилан избор софтвера с циљем постизања реалних резултата симулације за наведене услове обраде подразумева познавање предности и недостатака једног софтверског пакета у односу на друге. Ако би се користио софтверски пакет *Ansys/Explicit* у симулацијама температура у зони резања, најчешће се јављају ограничења у погледу правилног умрежавања обратка и прецизног умрежавања резног алата током настајања одвојене честице [64]. Повећање броја коначних елемената с циљем побољшања анализе битно утиче на повећање времена симулације које са јако добрим карактеристикама рачунара може бити и до неколико дана. Стога је често анализа помоћу *Ansys/Explicit* софтвера упитна с гледишта могућности изводивости задатог проблема и тачности резултата симулације. Софтверски пакет *Abaqus/Explicit* нема посебан модул за симулацију обраде резањем па стога корисник мора сам дефинисати алат и обрадак, параметре обраде, граничне услове и геометрију мреже. Припрема модела за симулације захтева пуно времена и знања од стране корисника. У овом случају је омогућено моделирање процеса са високим нивоом резултата симулације.

Софтверски пакет *AdvantEdge* специјализован је за процес обраде резањем и може решити проблем само експлицитно. Помоћу *AdvantEdge*-а могуће је вршити детаљну термо-механичку анализу процеса обраде резањем. Омогућено је адаптивно (прилагодљиво) генерисање мреже и аутоматско поновно генерисање након дисторзије мреже услед настајања одвојене струготине.

Недостатак *AdvantEdge* софтвера су поједина ограничења због којих корисник не може применити самостално дефинисане конститутивне једначине или функције, као што је то случај код *Abaqus/Explicit* програма који има велику отвореност или *Deform 2D/3D* програма који поседује одређени ниво ограничености. Због своје

отворености према кориснику *AdvantEdge* и *Deform 2D/3D* данас се често примењују за анализу проблема у индустрији. *Deform 2D/3D* је софтверски пакет који садржи модуле прилагодљиве за симулације у обради стругањем, глодањем и бушењем. Недостатак овог пакета се огледа у томе да софтвер може решити проблем само имплицитно.

Са научноистраживачке тачке гледишта наведене комерцијалне софтвере базиране на МКЕ прати низ недостатака који могу стварати значајне препреке и недостатке за моделирање процеса обраде резањем. Проблеми могу бити да корисник није у могућности да самостално дефинише конститутивне једначине, или да базе података о својствима материјала буду ограничене и не могу се мењати. У том погледу корисник није у могућности прилагођавати модел с циљем уклањања грешке, провере и поређења резултата насталих експериментално и симулацијом. Недостатак је, такође, и немогућност примене наведених софтвера за истраживања и анализе нових материјала алата и обрадака. Један од недостатака примене наведених софтвера огледа се и у цени њихове лиценце.

4.4. Конститутивни нумерички модели радног материјала процеса обраде резањем

Поред улазних параметара обраде, врсте и геометрије материјала обратка и алата на резултате нумеричких симулација методом коначних елемената значајно утичу механичка, термичка и хемијска својства материјала обратка као и услови трења на контактним површинама алат-струготина.

Један од најважнијих корака у симулацијама процеса обраде резањем је моделирање тока напрезања обратка на прави начин. У процесу резања материјал обратка је при условима великих напрезања и температура изложен учесталим еластично-пластичним деформацијама. Како би се добили одговарајући резултати модел материјала, који се користи у процесу симулације, мора бити у стању да опише на прави начин понашање у процесу деформисања, као што је повећање или смањење тврдоће материјала услед великог распона напрезања различитих интензитета напрезања и температуре. Од тачности података за нормално напрезање на граници течења σ_T материјала обратка значајно зависи исход резултата симулација.

При процесу резања деформисање материјала у примарној и секундарној зони резања се јавља у условима великих пластичних деформација $\varepsilon \approx 10$ и брзина деформације ($\dot{\varepsilon} \approx 10^5 \div 10^7 \text{ s}^{-1}$) [65]. Остали део материјала обратка се деформише на умереним или чак ниским вредностима брзина деформације.

У научно истраживачким радовима се може срести више различитих модела радног материјала, а најчешће примењивани у симулацијама процеса обраде резањем су дати у табели 4.1.

Табела 4.1. Материјални конститутивни модели

Материјални модел	Математички опис	Константе	Извор
<i>Usui</i> и остали	$\sigma = B \left[\frac{\dot{\varepsilon}}{1000} \right]^M e^{-kT} \left[\frac{\dot{\varepsilon}}{1000} \right]^m \left\{ \int_{Path} e^{kTjN} \left[\frac{\dot{\varepsilon}}{1000} \right]^{-mjN} d\varepsilon \right\}^N$	M, j, N, m, T	[66]
<i>Oxley</i>	$\sigma = \sigma_1 \varepsilon^n$	n	[67]
<i>Johnson-Cook</i>	$\sigma_T = (A + BC^n) \left(1 + C \ln \frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \left[1 - \left(\frac{\theta - \theta_0}{\theta - \theta_t} \right)^m \right]$	A, B, C, m, n	[68]
<i>Power Law</i>	$\sigma_f(\varepsilon_p) = \sigma_0 \otimes(T) \left(1 + \frac{\varepsilon_p}{\varepsilon_p^0} \right)^{1/n}$ $\otimes(T) = C_0 + C_1 T + C_2 T^2 + C_3 T^3 + C_4 T^4 + C_5 T^5; T < T_{cut}$ $\otimes(T) = \otimes(T_{cut}) \left(1 - \frac{T - T_{cut}}{T_{melt} - T_{cut}} \right); T \geq T_{cut}$	$n, C_0 \div C_5$	[69]
<i>Zerilli-Armstrong</i>	$\sigma = C_0 + C_1 \exp[-C_3 T + C_4 T \ln \dot{\varepsilon}] + C_2 \varepsilon^n$ $\sigma = C_0 + C_2 \varepsilon^n \exp[-C_3 T + C_4 T \ln \dot{\varepsilon}]$	$C_0, C_1, C_2, C_3, C_4, C_5, n$	[70]

Oxley-ов модел (1990.) базира на закону снаге и представља ток напрезања код угљеничних челика.

Johnson-Cook-ов модел базира на промени напона у обратку који се дефинише на основу пластичних деформација и вискозних пригушења у функцији промене температуре.

Power Law модел базира на промени напона у току резања у функцији тренутне температуре и пластичне деформације материјала обратка.

Zerilli и *Armstrong* (1988.) развили су две микро-структурално базиране конститутивне једначине. Они су радили на металима са површински и унутрашње центрираним решеткама како би анализирали њихове температуре и понашање при високом степену напрезања и на тај начин уочили значајне разлике између ових материјала. Због тога су истражили два карактеристична модела, један за метале са унутрашње центрираним решеткама и други за метале са површински центрираним решеткама.

Многи аутори [71], [72], [53] наводе и својим радовима потврђују да успешно користе *Johnson-Cook*-ову конститутивну једначину при моделирању материјала обратка уколико је добар одабир одговарајућих параметара и константи.

4.5. Модели трења у симулацијама процеса обраде резањем

Поред материјалних модела на резултате симулације значајно утиче избор модела трења од кога зависи износ генерисане топлоте у контактної зони и нормална

напрезања алата и обратка у секундарној зони смицања. Ово је важно како би модел што прикладније описао процес и предвидео излазне карактеристике процеса.

Неколико различитих модела трења предложено од стране истраживача приказано је у табели 4.2.

Табела 4.2. Модели трења у симулацијама процеса обраде резањем

Модел трења	Математички опис	Извор
<i>Coulomb</i>	$\tau = \mu\sigma$	[73]
<i>Zorev</i>	$\tau = \begin{cases} k, 0 \leq l \leq l_c \\ \mu\sigma, l > l_c \end{cases}$	[74]
<i>Usui</i>	$\tau = k \left[1 - \exp - \left(\frac{\mu\sigma}{k} \right) \right]$	[75]
<i>Childs</i>	$\tau = mk \left[1 - \exp - \left(\frac{\mu\sigma}{k} \right)^n \right]^{\frac{1}{n}}$	[76]
<i>Yang u Lui</i>	$\tau = \sum_{k=0}^4 \mu_k \sigma^k$	[77]
<i>Iwata и остали</i>	$\tau = \frac{H_V}{0.07} \tan \left(\frac{\mu\sigma}{\frac{H_V}{0.07}} \right)$	[78]

Shet и *Deng* [79] у свом раду су донели закључак да трење између алата и струготине има значајан утицај на напрезање у контактної зони при процесу обраде стругањем. *Agmell* и сарадници [80] у свом раду тврде да проблематика избора модела трења још увек зависи од једноставности и приступа особе која моделира процес обраде резањем, јер механизми који чине ове моделе трења различитим још увек нису у потпуности објашњени.

Filice и сарадници [81] у свом раду током анализе свих наведених модела трења из табеле 4.2. доносе закључак да током 2D симулације поступака обраде стругањем не долази до значајних одступања у резултатима симулације с обзиром на избор модела трења. Резултати симулације температура и сила резања налазе се у границама незнатних одступања применом различитих модела трења.

Galamaz и остали [82] наводе у свом раду да су правилан избор материјалног модела и коефицијента трења контактне површине при процесу обраде резањем од кључног значаја за тачна предвиђања резултата излазних карактеристика нумеричким симулацијама.

Резултати темељени на досадашњим истраживањима, а који су презентирани у стручним и научноистраживачким радовима и литератури у области примене нумеричког моделирања у процесу обраде резањем од великог су значаја за

одрживост машинске обраде. С економске тачке гледишта нумерички модел који поуздано предвиђа излазне карактеристике процеса обраде може бити прикладна замена експерименталним истраживањима. Поред тога, информације добијене симулацијама указивале би на потребу правовремене замене алата и избор оптималних параметара обраде, а што ће битно утицати на повећање постојаности резног алата и смањење укупног времена обраде. Стога се у овом подручју ствара простор за додатна истраживања у циљу даљег унапређења машинске обраде кроз призму одрживог развоја.

5. ПРЕГЛЕД ДОСАДАШЊИХ ИСТРАЖИВАЊА ТЕМПЕРАТУРНИХ ПОЉА И ТЕМПЕРАТУРА У ЗОНИ РЕЗАЊА МЕТОДОМ КОНАЧНИХ ЕЛЕМЕНАТА

Нумеричка решења, која се односе на операције резања у односу на експериментална истраживања обезбеђују економски далеко повољнију алтернативу за разумевање процеса обраде. Упоредо са методама мерења температура у зони резања, развијају се и различити модели за прорачун температурских поља чиме се омогућава термална симулација процеса методом коначних елемената. Упоредивањем рачунских са мереним вредностима температуре могућа је реалнија оцена математичких симулационих модела у односу на експерименталне методе и процена грешака.

Велики број истраживача [41], [83], [84], [65], [85], [86], [87], [88] је радио на експерименталним мерењима температура у зони резања при стругању и поређењу истих са прорачунатим температурама методом коначних елемената у одговарајућем софтверу са прилагођеним математичким моделом, а публиковани резултати и одговарајуће анализе усмеравају даља истраживања у овом правцу. У наставку овог поглавља су дате краће анализе научно-истраживачких радова неких аутора везано за расподеле температура у зони резања добијене методом коначних елемената при обради стругањем, где су добијени резултати поређени са експерименталним мерењима.

Т. KAGNAYA и остали аутори у свом раду [41] експериментално и методом коначних елемената истражују температуре у резном алату током обраде стругањем жилавог челика С45 (АISI 1045; Č1530 – стара ознака) са резном плочицом од тврдог метала WC-6%Co. Коришћењем измерених сила резања и површине контакта алат/струготина у ортогоналном моделу резања, рачуна се топлотни флуks у наведеној зони трења, који се потом примењује у термалној анализи методом коначних елемената. Термалне симулације су базиране на прорачуну топлотног флуksа и расподеле истог преко одговарајућег коефицијента дистрибуције топлоте (поглавље 3.3.).

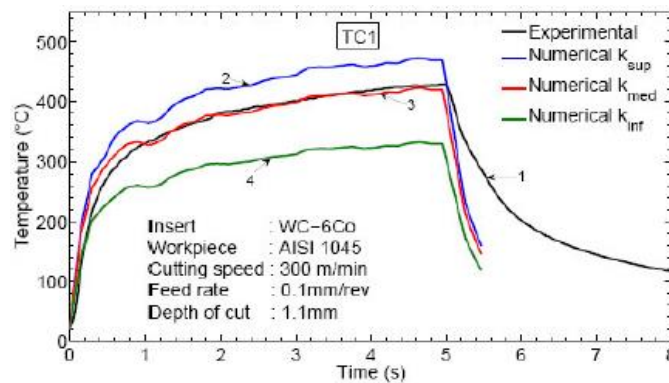
При сваком експерименту коришћена је нова резна ивица плочице и током свих експеримената су мерене силе резања и генерисана температура. Силе су мерене коришћењем „Kistler 9257В“ пиезоелектричног динамометра. За мерење температура коришћена су 2 термопара (К типа) пречника 0,25 mm, која су уграђена у резну плочицу. Термопар ТС1 се налази близу главне резне ивице на контакту алат/струготина (грудна страна), а ТС2 је близу алат/обрадни део контакта (леђна страна).

Нумеричка анализа методом коначних елемената је рађена у програмском пакету *Abaqus 6.7/Standard* код кога је примењен конститутивни модел базиран на прорачуну топлотног флуksа и расподеле истог преко коефицијената дистрибуције топлоте у алат.

Једначина за коефицијент дистрибуције топлоте (3.11.) показује да топлотни флуks зависи од топлотне проводљивости алата (k_A) и дела за обраду (k_o). Вредности топлотне проводљивости алата су различите у зависности од температуре. Да би се одредио утицај топлотне проводљивости алата на топлотни флуks, узете су 3 конкретне вредности 117, 100 и 83 W/m °C. Оне су назване k_{sup} , k_{med} и k_{inf} – k_{sup} је највећа измерена вредност при собној температури, k_{med} је средња вредност блиска средњој вредности резне плочице ($k_{may} = 96,33$ W/m °C), а k_{inf} одговара најмањој вредности добијеној на температури 600 °C.

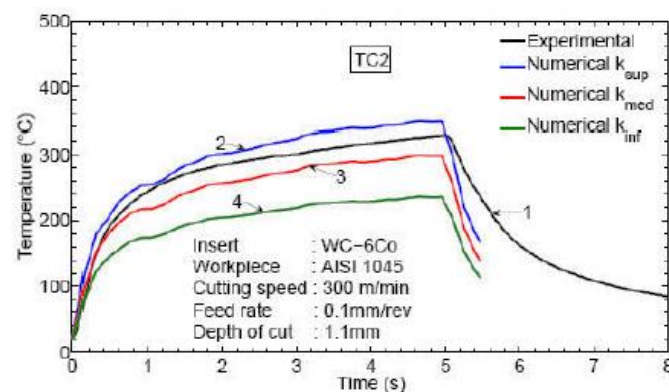
За симулацију су коришћене 3 вредности коефицијената расподеле топлоте према три вредности топлотне проводљивости алата.

Нумеричке вредности температуре су издвојене на местима где се налазе термопарови. Слика 5.1 [41] показује поређење нумерички прорачунатих и измерених температура при брзини стругања 300 m/min, кораку 0,1 mm и дубини резања 1,1 mm на месту термопара TC1.



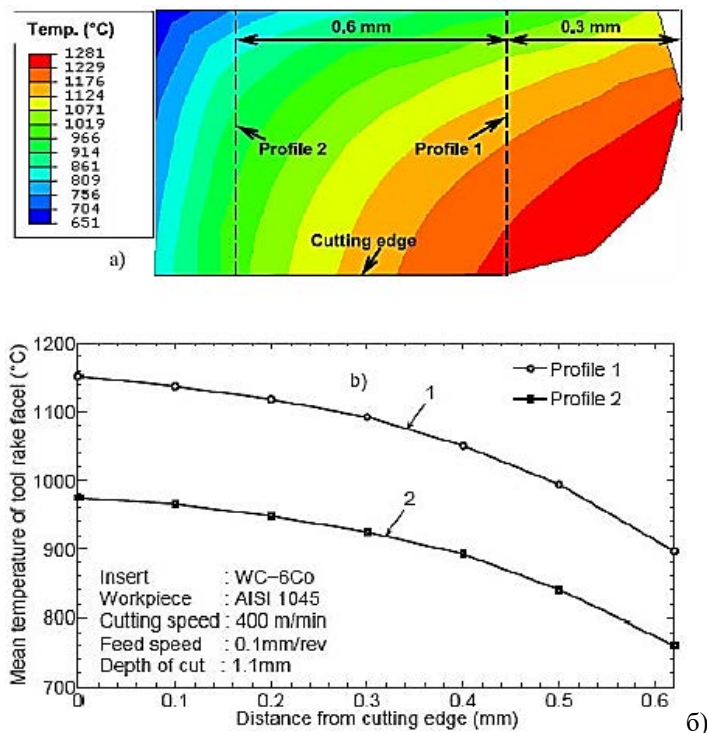
Слика 5.1. Поређење експерименталних (1) и нумеричких температура (2, 3, 4) на месту термопара TC1

Слика 5.2, [41] такође као и слика 5.1 показује поређење нумерички прорачунатих и измерених температура за исти режим обраде на месту термопара TC2. Са дијаграма се види да су температуре нешто ниже него у претходном случају што је и очекивано због положаја термопара TC2, али су њихови односи слични.



Слика 5.2. Поређење експерименталних (1) и нумеричких температура (2, 3, 4) на месту термопара TC2

Слика 5.3 а) [41] показује изотермалну расподелу температура у алату, при брзини резања 400 m/min , са термалном кондуктивношћу алата k_{med} . Са слике се види да је максимална температура $1280 \text{ }^\circ\text{C}$ на грудној површини алата лоцирана близу главне ивице резања. На слици 5.3б) [41] је дата зависност средње температуре на грудној површини алата за приказана два профила температуре у односу на одређену удаљеност од главне резне ивице. Сваки профил показује да се температура на грудној површини алата смањује посматрајући од главне ивице резања према крају контакта алат/стругутина. Температура се дуж профила 1 мења од $900 \div 1150 \text{ }^\circ\text{C}$, а дуж профила 2 од $760 \div 980 \text{ }^\circ\text{C}$.



Слика 5.3. Прорачунате температуре резног алата а) температурно поље на грудној површини, б) профили средње температуре на грудној површини

Ова студија је показала да је највећа сагласност експерименталних и нумеричких резултата добијена за кондуктивност $100 \text{ W/m }^\circ\text{C}$. У овом случају су температуре грудне површине алата $891 \text{ }^\circ\text{C}$, $1002 \text{ }^\circ\text{C}$ и $1082 \text{ }^\circ\text{C}$ при брзинама резања 250 m/min , 300 m/min и 400 m/min . Такође, термалне симулације показују да су вредности температура које се достижу у алату приликом обраде довољно велике да промене механичке карактеристике WC-6%Co материјала, што неповољно утиче на постојаност алата.

Mohammad Usman Ghani, Nuri A. Abukhshim и M. A. Sheikh су у свом раду [83], између осталог, презентирали резултате анализе генерисања топлоте у алату код операције стругања тврдог алатног челика H13 (Utop Mo2) са CBN резном плочицом.

Приступ који је коришћен у овом раду захтевао је и експерименте и моделирање за нумеричке анализе методом коначних елемената у програмском пакету ANSYS. Конститутивни модел при нумеричким анализама у ANSYS-у такође базира на

прорачуну топлотног флуksа у контактної зони алат/струготина коришћењем измерених сила резања и површине контакта у ортогоналном моделу резања (поглавље 3.3.).

При термалним анализама методом коначних елемената у овом раду је коришћен инверзни приступ кондукције топлоте по коме је проценат топлотног флуksа дисипованог у алат од укупног топлотног флуksа на месту контакта алат/струготина одређен на бази експерименталног мерења температура.

Циљ експеримента у овој анализи је да се измере отпори резања и температуре на врху алата при уздужној стругарској обради. Мерене су 3 компоненте отпора резања (главни отпор резања F_c , отпор помоћном кретању F_s и отпор продирања F_a) помоћу *Kistler*-овог динамометра типа 9263. Температуре су мерене помоћу инфрацрвеног пирометра чији је мерни опсег од 250 ÷ 2000 °C.

Инфрацрвени пирометар мери температуру у дефинисаној тачки без директног контакта инструмента и објекта чија се температура мери, а метода је заснована на топлотном зрачењу. Температура је мерена близу врха резне плочице на грудној површини алата у тачки пречника 0,35 mm која је удаљена 1 mm од резног врха уз главну резну ивицу. Снимљени подаци са пирометра су потом обрађивани помоћу *Infracwin softvera*.

За дате услове обраде при експерименталним мерењима режим резања је одабран према препоруци произвођача алата. Дубина резања $a_p = 0,2$ mm и корак $f = 0,172$ mm/o се нису мењали у току извођења експеримената. Експерименти су реализовани са две различите вредности брзине резања – једном која је у препорученом опсегу $V_c = 144,26$ m/min и другом која је у опсегу великих брзина $V_c = 288,52$ m/min.

Параметри коришћени за прорачун специфичног топлотног флуksа на контактної површини алат/струготина за седам резних плочица са различитим дужинама резања су дати у табели 5.1 [83].

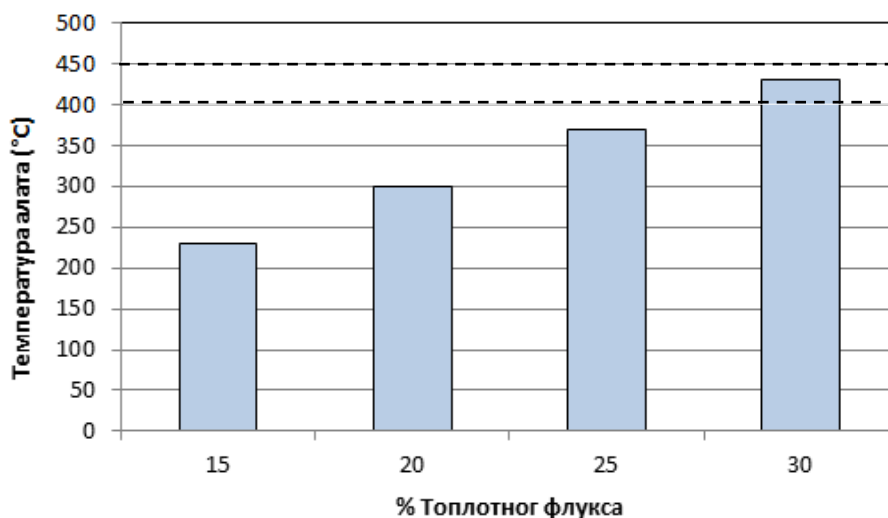
Табела 5.1. Подаци коришћени у прорачуну специфичног топлотног флуksа

Број резне плочице	Брзина резања m/min	Главна сила F_c N	Сила помоћног кретања F_s N	Фактор сабијања струготине λ_h	Контактна површина mm ²	Специфични топлотни флуks W/mm ²
1	2404	108.57	74.43	1.265	0.3	207.83
2	2404	87.9	58.6	1.265	0.3	158.37
3	2404	124.3	85.2	1.265	0.3	237.6
4	2404	100.56	64.87	1.265	0.3	168.18
5	4808	118.95	81.3	1.32	0.1	1301
6	4808	81.73	56.36	1.32	0.1	910
7	4808	93.86	63.42	1.32	0.1	1000

(Грудни угао алата је био: -20°)

Дијаграм на слици 5.4 [83] приказује нумеричке вредности температура за четврту резну плочицу (табела 5.1) при обради са препорученом брзином резања и четири процентуалне вредности од укупног топлотног флуksа коришћених у симулацијама у софтверу *ANSYS*. Приказане вредности температура су у тачки где је

вршено експериментално мерење коришћењем пирометра, а опсег температура добијених експериментом је означен са две хоризонталне испрекидане линије.



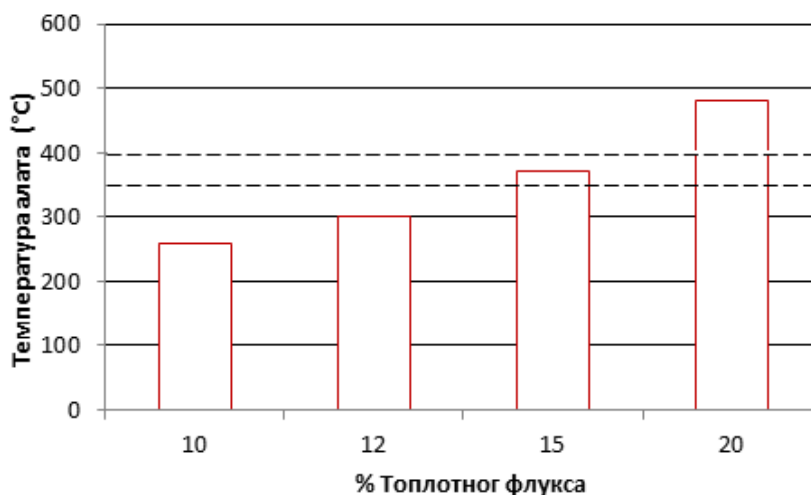
Слика 5.4. Нумеричке вредности температура за четврту резну плочицу при обради са препорученом брзином резања

Процентуална вредност специфичног топлотног флуksа за коју нумеричка вредност температуре алата упада у опсег експерименталних температура се узима за модел расподеле топлоте са контактне површине алат/струготина. Међутим, како овај модел не узима у обзир део топлоте из примарне зоне деформисања (кроз струготину), може доћи до прецењивања вредности специфичног топлотног флуksа дистрибуираног у алат из секундарне зоне стругања. Због тога се узима процентуална вредност специфичног топлотног флуksа која се налази непосредно испод експерименталног опсега, што у овом случају износи 25% од укупног топлотног флуksа. За процену расподеле топлоте процес је понављан за све резне плочице како би се добила средња вредност. Закључено је да при обради са препорученом брзином резања, део топлоте која улази у алат (β_A) из секундарне зоне стругања износи 21÷22%.

Резултати анализе расподеле топлоте из секундарне зоне стругања при обради великом брзином резања $V_c = 288,52 \text{ m/min}$ су приказани на слици 5.5 [83]. Овде је такође дат графички приказ нумеричких вредности температура за седму резну плочицу (табела 5.1) са четири процентуалне вредности од укупног топлотног флуksа за ову врсту обраде. Опсег мерених температура за исте услове обраде је приказан испрекиданим линијама. Користећи исту процедуру, као и при обради препорученом брзином резања, одабрана процентуална вредност од укупног топлотног флуksа из секундарне зоне резања износи 12%. После понављања анализе за још две резне плочице (табела 5.1) закључено је да при обради са великом брзином резања, део топлоте која улази у алат (β_A) из секундарне зоне стругања износи приближно 14%.

Иако је проценат количине топлоте дистрибуиране у алат при великим брзинама резања мањи него при обради са мањом брзином, ипак се највеће температуре

појављују при обради великом брзином што је резултат нумеричке анализе у овом раду. Ово је последица тога што топлотни флуks има већи утицај на алат при већим брзинама резања, због мале контактне површине.



Слика 5.5. Нумеричке вредности температура за седму резну плочицу при обради са великом брзином резања

Резултати нумеричке анализе методом коначних елемената показују да је опсег максималних температура у области око врха алата између 800 °C и 1000 °C, што је испод 1500 °C, температуре на којој CBN резна плочица губи механичка својства и почиње да се пластично деформише.

Sonia, P. K. Jain, N. K. Mehta, V. Upadhyay су у свом раду [84] истраживали утицај геометрије резног алата на хабање и температуру истог, током стругарске обраде Ti-6Al-4V легуре.

Као и претходна два рада, и овај рад обухвата одређена експериментална мерења и нумеричке анализе методом коначних елемената. Анализа рада је базирана на нумеричкој методи процене температура у секундарној зони резања за различите геометријске облике резних плочица. Нумеричка анализа је рађена 3D симулацијом у програмском пакету *ANSYS/Mechanical APDL* са основним конститутивним моделом заснованом на прорачуну количине топлоте у секундарној зони резања.

У експерименту су коришћена три геометријска облика (ромбоидни, квадратни и кружни) резних плочица са различитим нападним угловима у току обраде. Геометријски услови обраде су дати у табели 5.2 [84].

Табела 5.2. Геометријски услови обраде након постављања резних плочица у одговарајући носач алата

Углови, °	Ромбоидна плочица	Квадратна плочица	Кружна плочица
κ (нападни угао)	95	45	-
γ (грудни угао)	-6	-6	0
α (леђни угао)	6	6	7
λ (угао нагиба резне ивице)	0	0	0

Прорачун количине топлоте генерисане у секундарној зони деформисања услед трења клизања између алата и струготине је рађен на основу експерименталних података. У циљу анализе утицаја геометрије резних плочица на температуре у секундарној зони резања изведене су 3D симулације методом коначних елемената у програмском пакету *ANSYS/Mechanical APDL* за сва три облика плочица у истим условима обраде. У табели 5.3 [84] је приказан израчунат топлотни флуks и прорачуната температура методом коначних елемената на контактної површини алат/струготина за сва три облика резних плочица при различитим брзинама резања.

Табела 5.3. Топлотни флуks и прорачуната температура на контактної површини алат/струготина

Брзина резања m/min	Облик резне плочице	Фактор сабијања струготине	Контактна површина алат/струготина дужина × ширина, mm ²	Топлотни флуks W/m ² · 10 ⁷	Прорачуната температура °C
50	Ромбоид	1.602	1.68×0.3	7.26	697
	Квадрат	1.338	2.50×0.23	8.4	531
	Круг	1.466	3.2×0.20	9.1	501
70	Ромбоид	1.367	1.77×0.35	9.0	1079
	Квадрат	1.358	2.38×0.3	10.1	812
	Круг	1.522	3.7×0.20	11.6	768
90	Ромбоид	1.751	1.99×0.5	10.8	1289
	Квадрат	1.386	2.44×0.35	12.5	1094
	Круг	1.633	3.680×0.19	15.11	990

На основу прорачунате температуре се закључује да је за све три брзине резања највећа температура за ромбоидну резну плочицу, затим за квадратну, а најмања за кржну. Дужина резне ивице формиране при стругању има велики утицај на температуре током обраде. Већа ивица резања код кружне и квадратне плочице у односу на ромбоидну утиче на равномернију расподелу топлоте дуж исте, чиме се смањују и температуре.

W. Grzesi, M. Bartouszuk, P. Nieslony су у свом раду [65] презентовали термо-механички модел и симулацију ортогоналног процеса резања коришћењем методе коначних елемената како би се добила аналитичка процена расподеле топлоте у зони резања за непресвучен и различито пресвучен карбидни алат при одређеним условима резања. Карбиди (тврди метали) су одлична подлога за све врсте танких чврстих превлака као што су TiN, TiC, Al₂O₃, TiAlN, TiCN и вишеслојне превлаке.

Материјал обрадног дела који је коришћен у овој анализи је челик C45 (Č1530 – стара ознака), максималне затезне чврстоће $\sigma_m = 670$ МПа. Одабрани алат је ISO P20 резна плочица од тврдог метала и резне плочице са истом основом, пресвучене са једном чврстом превлаком (TiC), две чврсте превлаке (TiC/TiN) и три чврсте превлаке (TiC/Al₂O₃/TiN).

Нумеричка анализа је рађена у програмском пакету *AdvantEdge*, а метода коначних елемената која је коришћена за симулације ортогоналног резања базира на *Langranžovom* моделу који поседује адаптацију мреже коначних елемената.

Материјал обратка је моделован као изотропно еластично-пластичан па је промена напона течења у контактної зони резања дефинисана коришћењем израза (5.1.), познатог као *Power Law* симулациони модел:

$$\sigma_f(\varepsilon_p) = \sigma_o \Theta(T) \left(1 + \frac{\varepsilon^p}{\varepsilon_o^p}\right)^{1/n}, \quad (5.1.)$$

где су: σ_f (Pa) – напон течења,

σ_o (Pa) – почетни напон течења на амбијенталној температури (20 °C),

ε^p – пластична деформација,

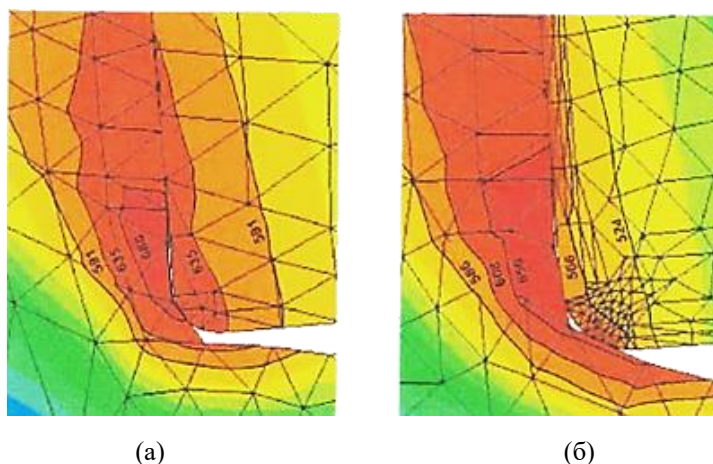
ε_o^p – почетна пластична деформација,

$\Theta(T)$ – функција термалног омекшавања, која има две граничне вредности,

1 на амбијенталној температури и 0 на температури топљења, и

n – експонент ојачања.

Слика 5.6 [65] показује изражену разлику увећања расподеле температуре у близини резне ивице за P20 непресвучену резну плочицу у односу на плочицу са TiC/Al₂O₃/TiN превлаком.



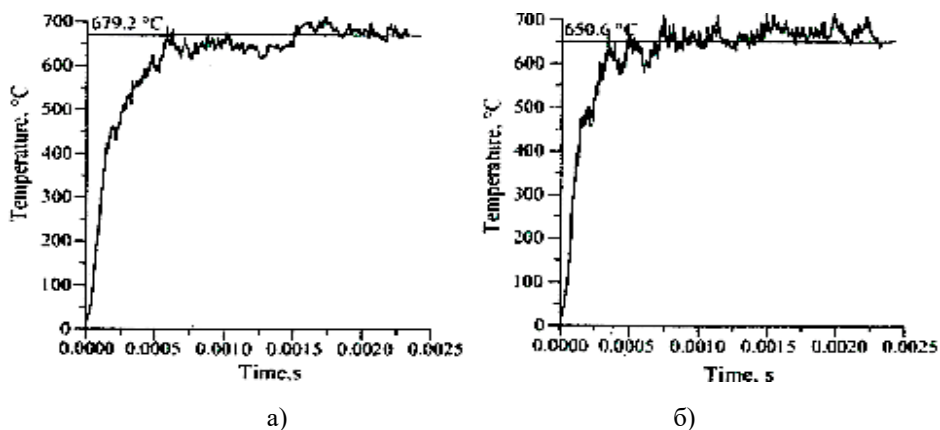
Слика 5.6. Приказ расподеле температуре у близини ивице резања:
(а) P20 непресвучени карбид; (б) TiC/Al₂O₃/TiN, пресвучени карбид

У табели 5.4 [65] су приказане максималне вредности температура у алату и струготини такође добијене симулацијом за испитиване врсте плочица.

Табела 5.4. Максималне вредности температура у алату и струготини (у °C)

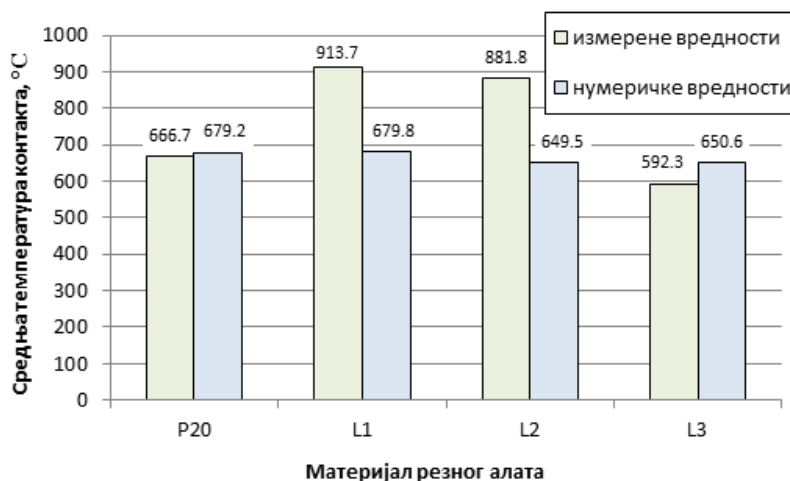
Врста резне плочице	Алат	Струготина
P20	635,3	679,2
TiC-P20	591,8	679,8
TiC/TiN-P20	565,6	549,5
TiC/Al ₂ O ₃ /TiN-P20	524,5	650,6

На сликама 5.7а) и б) [65] су приказани симулациони дијаграми са вредностима температура на контакту алат/струготина у зависности од времена обраде за трослојно пресвучену и непресвучену карбидну плочицу. Обрадак је челик С45; параметри резања: брзина резања $V_c = 103,2 \text{ m/min}$, корак $f = 0,16 \text{ mm/о}$.



Слика 5.7. Зависност температуре контакта алат/струготина од времена обраде за непресвучени (а) и трослојно пресвучени (б) карбидни алат

На слици 5.8 [65] је дат хистограм поређења нумеричких и измерених вредности средње температуре на контакту алат/струготина, при чему су анализе рађене при истим условима резања. Обрадак је челик С45; параметри резања: брзина резања $V_c = 103,2 \text{ m/min}$, корак $f = 0,16 \text{ mm/о}$. На слици су са L1-TiC, L2-TiC/TiN и L3-TiC/Al₂O₃/TiN означене превлаке на резним плочицама.



Слика 5.8. Поређење измерених и нумеричких вредности средње температуре контакта алат/струготина.

Са хистограма се да закључити да су највећа неслагања између прорачунатих и мерених вредности код TiC и TiC/TiN пресвучених резних плочица и износе приближно 25%. Код плочице са TiC/Al₂O₃/TiN трослојном превлаком разлика је око 10%, а за непресвучену P20 карбидну плочицу ова разлика је мања од 2%.

Awol Thakare и **Anders Nordgren** се у својој студији [85] баве истраживањима везаним за аналитичку процену расподеле топлоте у стабилном (постојаном) стању унутар алата путем нумеричких анализа методом коначних елемената. Резултати добијени на овај начин су поређени са експерименталним мерењима.

У овом раду је прво рађена симулација ортогоналног процеса резања у програмском пакету *AdvantEdge* како би се добила аналитичка процена расподеле топлоте у зони резања. Резултати добијени овом симулацијом су даље коришћени за спровођење анализе дистрибуције топлоте унутар алата до постизања стабилног стања, коришћењем програмског пакета *MSC Marc*. При тој анализи су примењени различити улазни подаци за одређивање количине топлоте на грудној површини алата.

Експерименталне и нумеричке анализе су спроведене при истим условима резања (алат, обрадак и параметри обраде).

Материјал обратка је округла шипка од челика AISI 4340 (Č5431 – стара ознака).

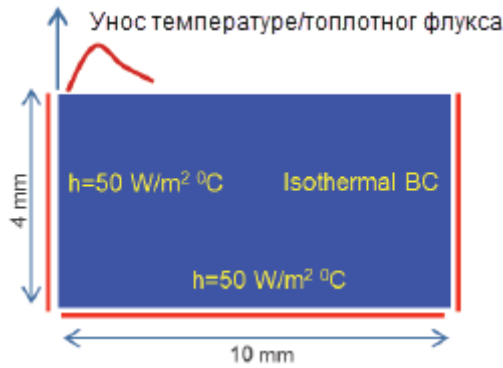
Топлотна проводљивост тврдог метала (цементни карбид) на различитим температурама је приказана у табели 5.5 [85].

Табела 5.5. Топлотна проводљивост за цементни карбид

Температура (°C)	25	800	900	1000	1100
Топлотна проводљивост (W/m°C)	87,0	64,4	63,11	62,3	62,0

Експериментално мерење расподеле температуре у алату током обраде резањем је вршено инфра-црвеном камером (IR-CCD), која покрива опсег мерења од 500 ÷ 1000 °C, са тачношћу мерења 10 ÷ 15 °C и просторном резолуцијом од приближно 4,5 μm. Време резања је било ограничено на 15 s како би се избегли проблеми оксидације на површини алата који могу настати услед дуже обраде, што би негативно утицало на резултате мерења.

Са циљем побољшања аналитичке процене расподеле топлоте унутар алата, извршена је независна нумеричка анализа у програмском пакету *MSC Marc*. Слика 5.9 [85] приказује шему како се може решити проблем уноса топлоте у алат. Овај проблем укључује пре свега извор топлоте на грудној површини алата који је дефинисан у функцији растојања од резног врха алата. Конвективни губитак топлоте (50 W/m² °C) је специфициран на левој и доњој страни алата. Десна страна алата је одређена са изотермалним граничним условима (100 °C).

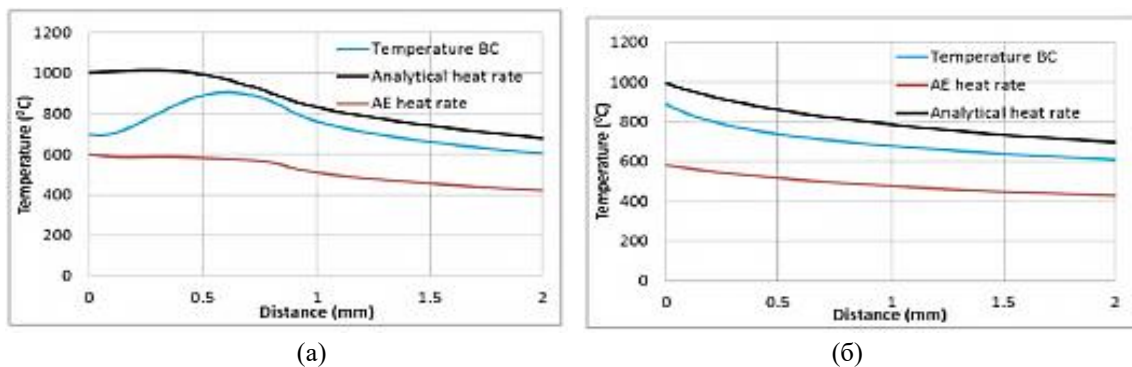


Слика 5.9. Шематски приказ трансфера топлоте са граничним условима

За одређивање извора топлоте на грудној површини алата коришћене су три следеће методе:

- количина топлоте добијена симулацијом у *AdvantEdge*-у,
- топлотни флукс рачунат аналитичким путем, и
- температура на грудној површини алата добијена симулацијом у *AdvantEdge*.

Слика 5.10 а) [85] даје графички приказ промене температуре дуж грудне површине, а слика 5.10 б) [85] промену температуре по дубини алата на удаљености 0,5 mm од врха за све три обрађене методе уноса топлоте у алат.



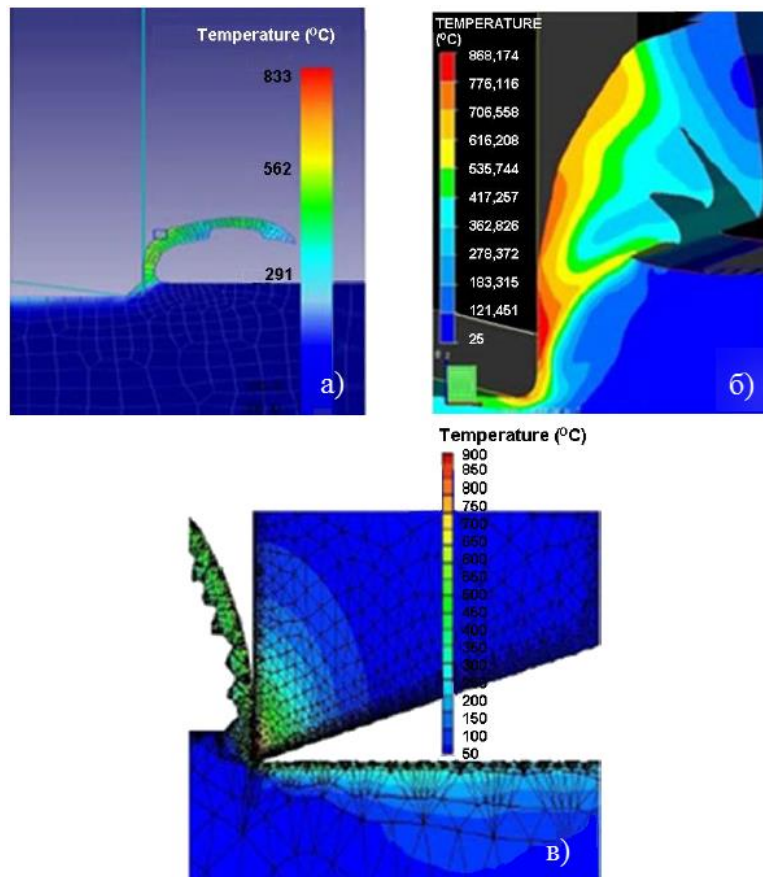
Слика 5.10. Промена температуре (а) дуж грудне површине и (б) по дубини алата на удаљености 0,5 mm од врха за све три методе уноса топлоте при $V_c = 200 \text{ m/min}$

Са ових графичких приказа је уочљиво да метод који дефинише граничне услове температуре на грудној површини алата даје најближе аналитички добијену расподелу температура унутар алата у стабилном стању у односу на експериментална мерења.

Constantin и остали аутори у свом раду [86] приказују моделирање и симулацију ортогоналног процеса резања коришћењем методе коначних елемената за обраду легуре титанијума Ti6Al4V. За обраду легуре титанијума коришћен је препоручени алат од тврдог метала (WC-Co) без превлаке јер је обрадак од легуре која се тешко обрађује резањем. У раду је направљено поређење између три програмска пакета методе коначних елемената (*Deform-2D*, *Forge-2D* и *AdvantEdge*) при чему су истакнуте предности и недостаци коришћених софтвера. Изведене су четири

симулације у сваком од програмских пакета користећи четири различита радијуса резне ивице: 10 μm , 20 μm , 30 μm и 40 μm . Извршено је поређење резултата у погледу отпора резања, формирања струготине и температуре.

На слици 5.11 [86] приказани су резултати симулација расподеле температуре у струготини за радијус резне ивице од 20 μm , у сва три софтвера. Може се видети да наведени софтвери предвиђају сличне вредности температуре у струготини. Софтвери *Forge-2D* и *AdvantEdge* могу да предвиде формирање струготине на обратку док је у *Deform-2D* софтверу формирање струготине нереално. Разлог може бити *Johnson-Cook* конститутивни модел материјала који овде није прикладан.



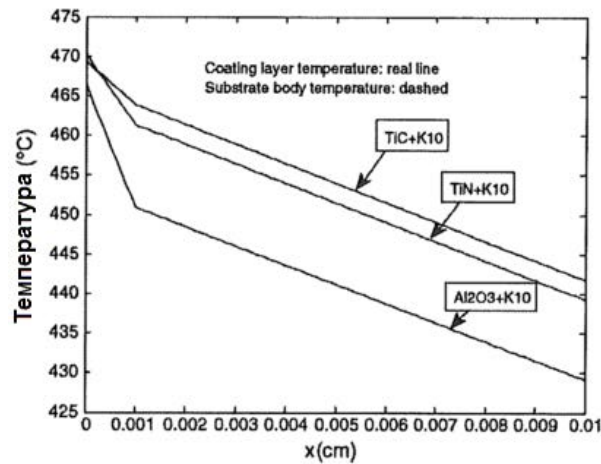
Слика 5.11. Расподела температуре у струготини у: а) *Deform-2D*, б) *Forge-2D*, в) *AdvantEdge*-у

Zhang Shijun и **Liu Zhanqiang** у свом раду [87] дају аналитичка и нумеричка решења кондукције топлоте у једнослојно пресвучене алате са подлогом од тврдог метала. Аналитички модел је проистекао из термалног модела који подразумева унос топлоте у једнослојно пресвученим алатима. Термални модел је развијен на бази вредности протока топлоте из зоне резања у алат у условима сувог резања. Из зоне резања су узета у разматрање сва три извора топлоте:

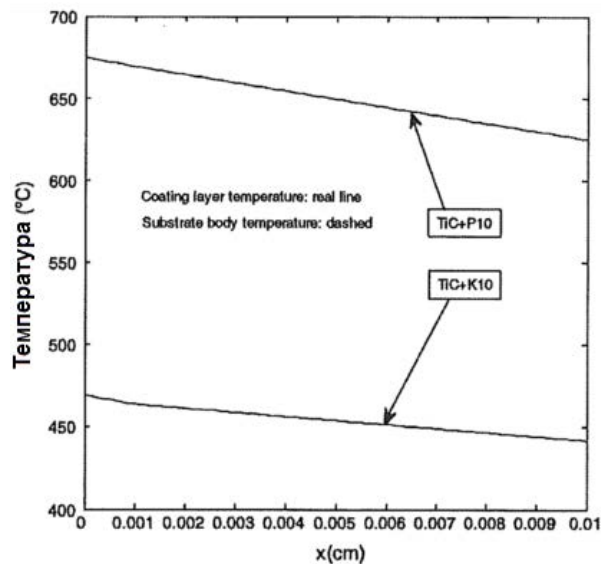
- из примарне зоне резања,
- зоне трења дуж контакта алат-струготина, и
- зона трења дуж алат-обрадни део контакта.

Аналитички модел је коришћен за одређивање кондукције топлоте у алату који је изложен константном топлотном флуксу од стране сва три извора топлоте примењених на граничну површину превлака. Како би се одредила експлицитна форма ових појава везаних за температуру алата коришћени су Лапласова трансформација и Тејлорови редови.

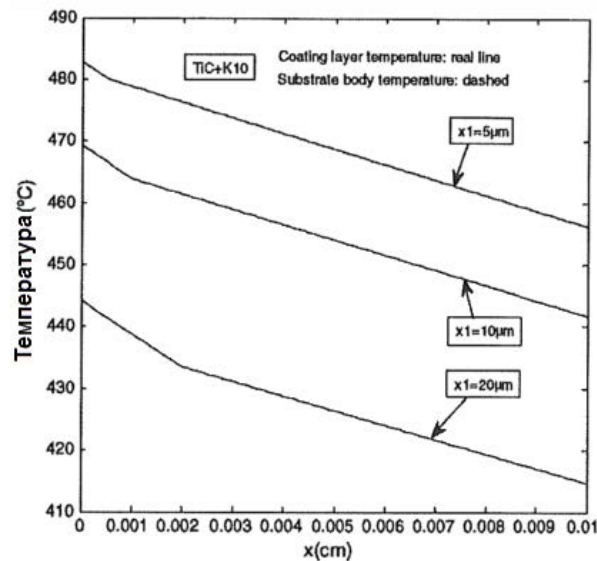
Слика 5.12 [87] показује расподелу температуре алата када је на пресвучену површину примењен константни топлотни флукс $q_o = 500 \frac{cal}{cm^2}$ за 0,1 s. На приказаном дијаграму x оса показује удаљеност од површине превлаке, а на y оси је дата одговарајућа вредност температуре алата.



Слика 5.12. Утицај различитих превлака на расподелу температуре у алату



Слика 5.13. Утицај различитих подлога алата на расподелу температуре у алату



Слика 5.14. Утицај дебљине превлаке на расподелу температуре у алату

Расподела температуре у алату се разликује у случају примене различитих превлака на основи од тврдог метала К10 (слика 5.12).

Слика 5.13 [87] показује расподелу температуре у алату при коришћењу TiC превлака на подлогама од тврдог метала P10 и K10.

На слици 5.14 [87] је приказана расподела температура у алату при резању алатима са различитим дебљинама превлака (5, 10 и 20 μm) за $t = 0,1$ s. Очигледно је да се температура мења са различитом дебљином превлаке.

Са дијаграма 5.12 и 5.13 се лако уочава да врста превлаке и материјал подлоге имају утицај на вредности температуре у алату. Ово нам указује на то да се врста превлаке и одговарајућа подлога морају узети у обзир приликом одабира резног алата. Поређења са слике 5.12 показују да Al_2O_3 превлака са K10 подлогом узрокује најмању температуру у алату. Добијени резултати указују на то да је Al_2O_3 превлака погоднија за коришћење од TiC и TiN превлаке у смислу генерисања топлоте у превлаци резног алата. Разлог за то је што Al_2O_3 има мање вредности коефицијената топлотне проводљивости и дифузије. Може се закључити да су нумеричка решења показала велики утицај термофизичких карактеристика превлака и подлоге на расподелу температуре у алату.

М. Bagheri и **Р. Moltaghizadeh** у свом раду [88] експерименталним мерењима и методом коначних елемената истражују утицај параметара обраде на температуру грудне површине алата током стругарске обраде челика St37 (ознака по DIN-у) са алатом од брзорезног челика HSS S-6-5-2 (стара ознака Č7680). Експериментално мерење температуре је вршено коришћењем две методе, прва термоелектричном батеријом постављеном у алату и друга инфрацрвеном камером. Нумеричка анализа методом коначних елемената је рађена у *FLUENT* и *MSC.SuperForm* софтверу, а резултати симулације су показали добру подударност са експерименталним мерењима. Као што је на почетку речено, сврха истраживања у овом раду је да се утврди корелација између температуре на грудној површини алата и основних

параметара обраде који укључују брзину резања V , корак s и дубину резања h као и њихову међусобну интеракцију.

На слици 5.15 [88] је дат хистограм утицаја параметара обраде и њихових интеракција на дифузију топлоте у алату. Хистограм појединачних ефективних вредности параметара обраде и њихових интеракција на стварање топлоте у алату је приказан на слици 5.16 [88].

Са слике 5.16 је очигледно да на стварање топлоте у алату највећи утицај има брзина резања, после тога корак па дубина резања, као и интеракција ова три параметра са приказаним редоследом утицаја.



Слика 5.15. Хистограм утицаја параметара обраде и њихових интеракција на дифузију топлоте у алату



Слика 5.16. Хистограм појединачних ефективних вредности параметара обраде и њихових интеракција на дифузију топлоте у алату

Jagadesh и **Samuel** у свом раду [89] приказују моделирање и симулирање поступка обраде стругањем Ti-6Al-4V легуре која се обрађује алатом од тврдог метала са TiN и AlTiN превлакама. *Johnson-Cookov* материјални модел изабран је за моделирање процеса стварања струготине. Симулације сила и температуре резања изведене су помоћу *Deform 3D* софтверског пакета. Експерименти су спроведени варирајући улазне параметре обраде (брзину резања, дубину резања и корак). Аутори

наводе да радијус главне резне ивице алата значајно утиче на резултате сила резања. При великим брзинама резања доминантан је утицај температура које се задржавају на обратку и омекшавају материјал.

Lotfi и остали аутори су у свом раду [90] развили 3D нумерички модел за предвиђање хабања алата пресвученог TiAlN превлаком. Експерименти су спроведени при стругању легуре Inocel 625, а нумеричка анализа у *Deform 3D* софтверу. Аутори тврде да су резултати добијени експериментално упоредиви и приближни резултатима који су добијени симулацијама. Повећање дубине резања представља најутицајнији фактор повећања температуре на резном алату. Симулације показују да су хабање алата и напрезања највећа у подручју највећег утицаја температуре на резном алату.

Parida и **Maiti** у свом раду [91] варирају три различита радијуса 0,4 mm, 0,8 mm и 1,2 mm врха резног алата и анализирају њихов утицај на силе резања и температуре у зони резања, облик и дебљину одвојене струготине и напрезања током стругања Inocel 785 легуре. Резултати симулација спроведених у *Deform 2D* софтверу показују добру подударност у односу на експерименталне резултате. Аутори тврде да је анализа методом коначних елемената најбољи алат за предвиђање напрезања и температура при обради резањем.

У **коауторском раду** [92] истраживана је могућност примене термоелектричног хлађења резног алата. Нумеричке вредности температура су добијене симулацијама применом методе коначних елемената у програмском пакету PAK-T који је креиран на Факултету инжењерских наука Универзитета у Крагујевцу. У симулацијама је коришћен нумерички модел који узима у обзир ову врсту хлађења, базиран на постојећим математичким моделима за прорачун температура у резном алату. Резултати добијени симулацијама су потврђени експерименталним мерењима са прихватљивом грешком. Ова истраживања су показала да је смањење температуре у зони резања могуће применом система на бази термоелектричног модула за хлађење, што је посебно значајно када се не препоручује примена средстава за хлађење и подмазивање (СХП). Даља истраживања треба усмерити пре свега на развој нових термоелектричних модула за хлађење резног алата који су компактнији у смислу захтева за што мањим простором при монтажи.

Такође у **коауторском раду** [93] истраживане су топлотне појаве у зони резања при обради глодањем. Експериментална испитивања су вршена на обратку од челика ознаке 30CrNiMo8 (С5432 – стара ознака) са вретенастим глодалом од тврдог метала и вретенастим глодалом од брзорезног челика. Снимање температуре у току експеримента је вршено термовизијском камером *FLIR InfraCAMWestern*. Због смањења утицаја рефлексije на коефицијент термичке емисије струготине, обрадак и глодало су претходно обојени у црно. Експеримент је рађен према трофакторном плану другог реда. Засебно су развијени модели без међусобног утицаја и модели са међусобним утицајем параметара резања на температуре у зони резања.

У овом раду су мерене максималне температуре, а потом јер вршена оптимизација режима процеса обраде глодањем, са циљем постизања минималне температуре. Глодање је прекидан процес обраде и попречни пресек струготине је променљив. Зуби глодала периодично улазе у захват и алат се постепено греје. Такође,

периодично долази и до хлађења алата у периодима када алат није у захвату. Овакво наизменично грејање и хлађење алата има великог утицаја на хабање алата, а самим тим и на квалитет обрађене површине.

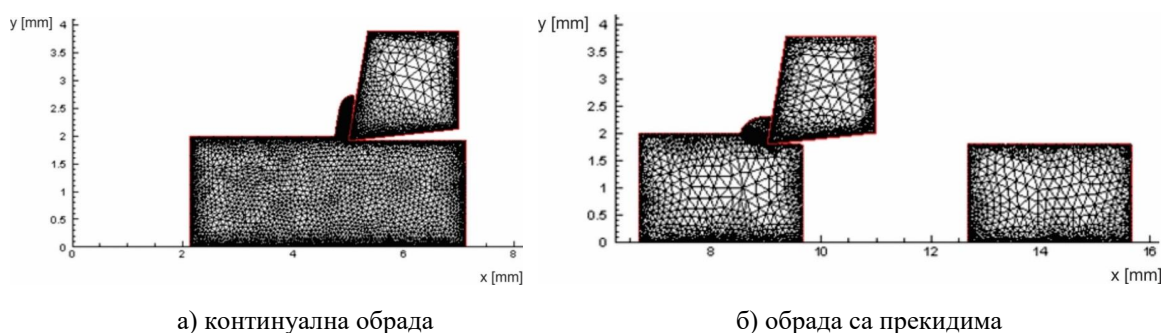
Развијени математички модел за оптимизацију омогућује проналажење вредности параметара процеса завршне обраде глодањем, за услове у којима је температура у зони резања минимална. Коришћена су два модела за оптимизацију, генетски алгоритам и оптимизација ројем честица. Оба модела су показала да се са успехом могу користити за решавање овог проблема оптимизације. Оба модела оптимизације су дала идентичне резултате за параметре процеса завршног глодања и приближно исте оптималне вредности коначне температуре у зони резања.

Једно од више **прелиминарних истраживања**, реализованих на почетку истраживања везаних за тему ове докторске дисертације се односило на нумеричку анализу температурског поља у зони резања у условима континуалне и дисконтинуалне обраде стругањем применом два различита симулациона модела.

Један од примера дисконтинуалне обраде стругањем је уздужна обрада цилиндричног дела са попречним жлебовима. У овим истраживањима су примењени услови обраде према раду [41]. У циљу потпуније анализе нумеричких истраживања за симулације у *Third Wave AdvantEdge* софтверу су коришћена два конститутивна материјална модела који се односе на термо-механичке карактеристике обратка [94], [95].

Први модел је *Power Law (PL)* модел код кога је промена напона у току резања у функцији тренутне температуре и пластичне деформације материјала обратка. Други је *Johnson-Cook (JC)* модел код кога се промена напона у обратку дефинише на основу пластичних деформација и вискозних пригушења у функцији промене температуре.

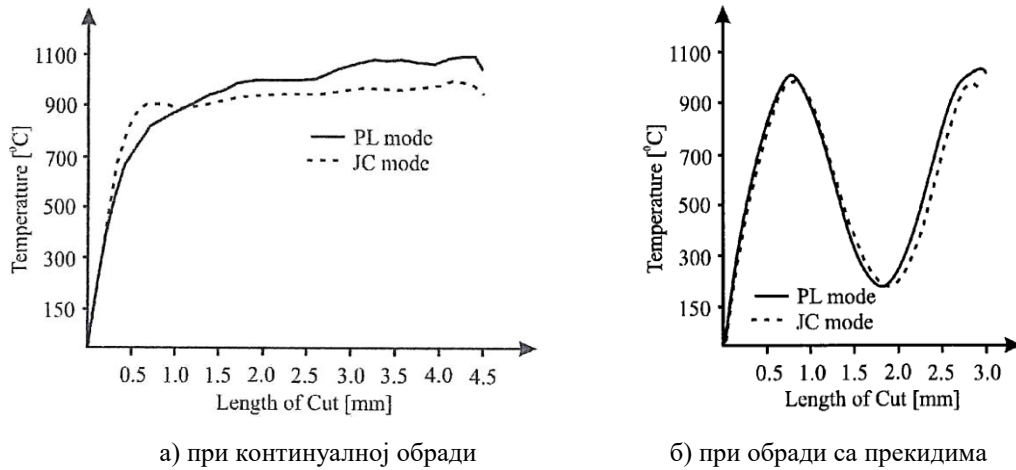
За потребе нумеричке анализе процеса резања за континуално и дисконтинуално уздужно стругање, дефинисани су *2D* симулациони модели деформационе зоне и они су исти за оба наведена модела (*Power Law* и *Johnson-Cook* модел), слика 5.17 а) и 5.17 б).



Слика 5.17. *2D* симулациони модели

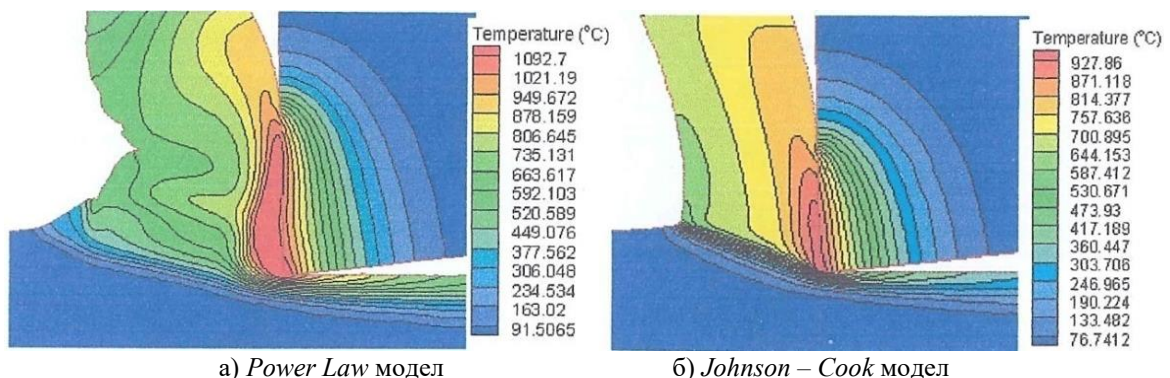
На слици 5.18 а) и б) је приказана промена максималне температуре резања на резном клину алата од дужине резања (пута алата), при континуалној и дисконтинуалној обради, за оба симулациона модела.

Са приказаних слика се уочава да се стабилна температура резања постиже након што је алат прешао око 4,5 mm при континуалном резању, док се код дисконтинуалне обраде не постиже устаљена температура. У случају дисконтинуалне обраде максимална температура, када нема обраде (жлеб, празан простор) нагло пада, а затим расте при наставку обраде следеће површине.



Слика 5.18. Нумеричке вредности температура

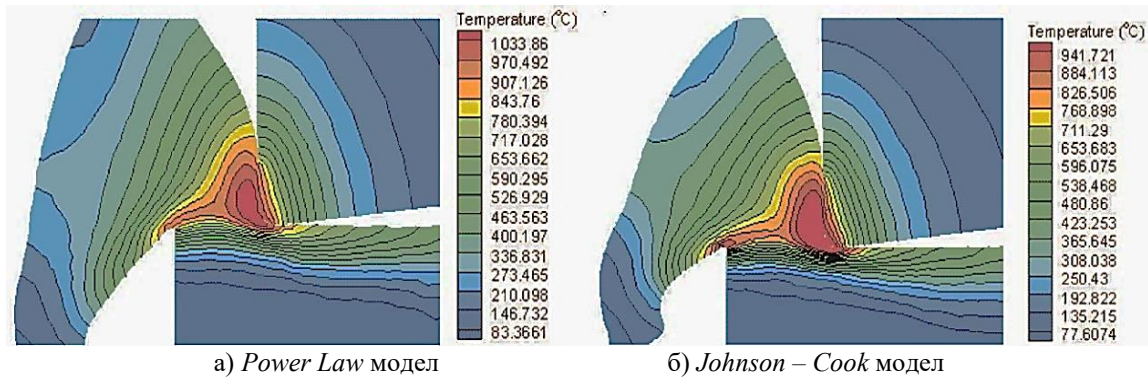
На сликама 5.19 а) и б) су приказане расподеле температура у алату, предмету обраде и струготини за *Power Law* и *Johnson-Cook* симулациони модел након континуалне обраде дужине 4,5 mm. Услови обраде су: $V = 300 \text{ m/min}$, $s = 0,1 \text{ mm/о}$ и $a = 1,1 \text{ mm}$. На обе слике је очигледно да се највише топлоте преноси у струготину, а затим у алат. Изотермичке површине у зони резања приказане код оба модела показују да су максималне температуре локализоване у близини резне ивице и резног врха алата. Са приказаних слика се такође уочава да је контактна дужина алат/струготина код *Power Law* доста већа у односу на контактну дужину код *Johnson-Cook* модела. Ова разлика у контактним дужинама се одражава на изотермалну расподелу температурних поља у алату, што се види са датих слика.



Слика 5.19. Расподела температуре у контактної зони резања при континуалној обради

На сликама 5.20а) и б) су приказане расподеле температура у алату, предмету обраде и струготини код дисконтинуалне обраде за *Power Law* и *Johnson-Cook*

симулациони модел, након што је алат резао 2,9 mm у датом режиму обраде: $V = 300 \text{ m/min}$, $s = 0,1 \text{ mm/o}$ и $a = 1,1 \text{ mm}$.. Приказане слике показују да је површина контакта грудне површине алата и струготине знатно мања у односу на континуалну обраду, па је и укупно загревање алата значајно мање, што се јасно уочава са датих слика.



Слика 5.20. Расподела температуре у контактної зони резања при прекидној обради

На основу дате анализе наведених истраживања може се закључити да су прорачунате вредности максималних температура лоциране у непосредној близини главне резне ивице и да не показују битне разлике код примењених модела (слика 5.18).

6. АНАЛИТИЧКО-ЕКСПЕРИМЕНТАЛНА ИСТРАЖИВАЊА

Експериментална истраживања у обради резањем су основа верификације теоријских истраживања и хипотеза, анализа сложених, неистражених, појава и процеса, моделирања, симулације и оптимизације појава и процеса у току обраде. Експериментална истраживања су, од почетне идеје до имплементације резултатата испитивања, склоп комплексних активности које захтевају значајан утросак расположивих ресурса (материјали, опрема, енергија, време, итд.). Отуда је неопходно квалитетно планирање и дизајнирање експеримената.

6.1. Циљ експерименталних испитивања

Циљ експеримената је да се на основу до сада објављених истраживања и теоријских сазнања пронађе функција обрадивости (адекватни математички модел), која би описивала узајамну зависност улазних и излазних параметара процеса обраде и која представља апроксимацију стварног, непознатог, аналитичког облика функције процеса.

У овим експерименталним истраживањима анализиран је карактер утицаја параметара режима обраде (дубина резања a , корак s и брзина резања V) на температуре у зони резања, прецизније на температуру у алату. На основу експерименталних података било је потребно наћи адекватан математички модел за описивање законитости температуре резања од услова обраде. За испитивања коришћен је вишефакторни план експеримента, који се показао оптималним за истраживање математичких модела.

За улазне независне величине процеса одабрани су:

- брзина резања V ,
- корак s , и
- дубина резања a .

За истраживања везана за овај рад то значи утврђивање законитости:

$$T_i = f_i(V, a, s). \quad (6.1.)$$

Резултати истраживања и успостављена математичка зависност треба да укажу на карактер утицаја параметара обраде на температуру у алату.

6.2. Вишефакторни план експеримената

Експериментални планови се могу поделити у две групе:

- класични експериментални планови или планови једнофакторне анализе, и
- планови вишефакторне анализе или вишефакторни планови.

Класични експериментални планови или планови једнофакторне анализе базирају на скупим и дуготрајним експериментима, без могућности утврђивања међусобног утицаја (степен интеракције) релевантних фактора. То из разлога што се у току експеримента мења вредност само једног утицајног фактора, при константној вредности осталих. Процедура се понавља за све релевантне факторе.

Две су основне карактеристике вишефакторних експерименталних планова. Прва је минимални скуп експерименталних тачака унутар експерименталног хиперпростора (вишеструко нижи трошкови и краће време трајања скупих експерименталних испитивања). Друга је максимални скуп информација о ефектима математичког модела процеса који је формиран захваљујући истраживању према кибернетском приступу (систем „црне кутије“).

Вишефакторни планови се могу разврстати према броју фактора у плану (једнофакторни, двофакторни, вишефакторни), реду планирања или степену модела (планове првог, другог или вишег реда).

Методe за добијање функција обрадивости су различити експериментални статистички вишефакторни планови. Крајњи резултат су математички модели којима се описује узајамна зависност улазних и излазних параметара процеса обраде.

На слици 6.1 [96] шематски је приказан процес обраде резањем са свим улазним и излазним величинама потребним за дефинисање математичког модела процеса.

Пред истраживачем су два битна задатка:

- истражити који улази (X_i) сигнификатно делују на излаз (Y_j), и
- одредити функционалну зависност излаза од улаза.

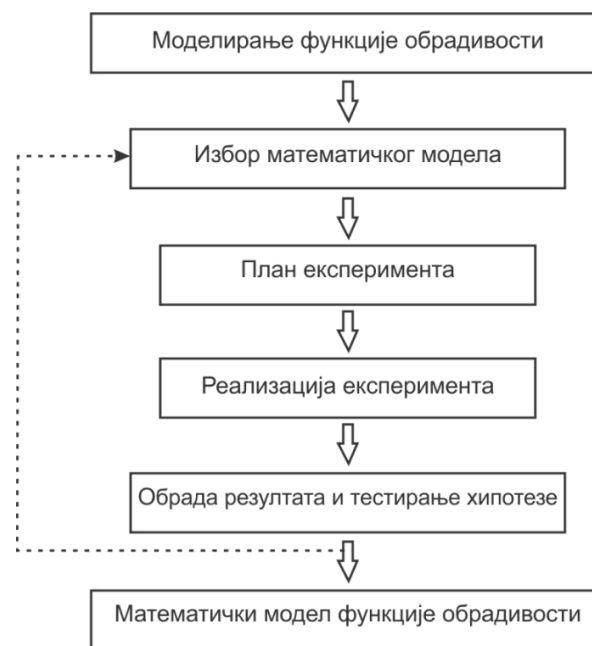


Слика 6.1. Шематски приказ процеса обраде резањем

Једна функција обрадивости не мора садржати све сигнификатне улазе (нити је то могуће), већ само оне који су за одређени конкретни случај потребне. Сви остали сигнификатни улази који нису интересантни да уђу у модел морају се третирати као

константе. При томе, треба увек имати на уму да једна функција обрадивости важи за тачно одређене услове обраде, који су на слици означене као „константне величине“. То практично значи да за било коју другу комбинацију константних величина важе други математички модели (или исти модел са другим вредностима константи и експонената). Математички модел је, дакле, безвредан ако уз њега нису наведени услови обраде. „Поремећаји“ су такође услови обраде, али на њих се не може утицати (на пример варирање напона у струјној мрежи, промене спољашње температуре, итд). Планирати експеримент значи на основи сазнања из стручне литературе, искуства, и очекивања жељеног циља, унапред предвидети све утицајне факторе и радње које ће кроз рационална истраживања довести до нових сазнања. То је, уствари, начин дефинисања протокола за изналажење функционалних зависности између излаза и улаза процеса приказаног на слици 6.1.

План експеримента у ширем смислу означава експериментано истраживање за добијање функције обрадивости, а која се одвија по тачно утврђеном протоколу, приказаном блок шемом на слици 6.2 [96]. Како приказује блок шема, експериментално истраживање започиње избором математичког модела за који се претпоставља да ће бити довољно тачна апроксимација стварног непознатог, аналитичког облика, функције одзива.



Слика 6.2. Блок шема протокола експерименталног истраживања

Дефинисати математички модел не значи само одредити његов степен, већ и начинити избор независних утицајних фактора који су у том тренутку од интереса истраживача и који ће ући у модел. Сви остали потенцијални фактори морају бити константни. То је у полазу експерименталног истраживања постављање хипотезе. Након реализације експеримента и обраде резултата, хипотеза се анализира. Ако се покаже да математички модел није адекватан, поступак почиње испочетка постављањем новог математичког модела избором другачијег интервала варирања фактора модела.

6.3. Услови извођења експеримента

Експериментална испитивања обраде стругањем реализована су у Лабораторији за обраду метала резањем на Факултету инжењерских наука Универзитета у Крагујевцу. Услови при којима је реализован експеримент односе се на материјал обратка, машину алатку, резни алат и параметре режима обраде. Експериментална испитивања су вршена са циљем да се измери температура у алату при обради уздужним стругањем (континуална и дисконтинуална обрада), стругарским ножем са изменљивом плочицом од тврдог метала у зависности од примењених параметара режима обраде. Обрадак се стеже у стезној глави струга са једне и ослања на шиљак носача са друге стране. Обрада је вршена без средства за хлађење и подмазивање.

6.3.1. Обрадак

Експериментална испитивања су вршена на конструкционом челику за побољшање који има ознаку 4140 према AISI/SAE, односно 42CrMo4 по стандарду EN 10027 или Č4732 по старој ознаци у домаћем стандарду. Обрадак је претходно одсечен на дужину 500 mm из вруће вучене шипке пречника 30 mm, испоручене у меко жареном стању. Пре извођења експеримента извршена је припрема обратка. Исти је термички обрађен на радну тврдоћу 35 HRC, затим исправљен због постизања прихватљиве границе кружности обртања (max 0,1 mm). Потом су на по једној трећини укупне дужине обратка са обе стране урађени уздужни и попречни жлебови. Извршена је и предобрада шипке са пречника $\phi 30$ mm на пречник $\phi 26$ mm како би се избегло радијално оступање и овалност и уклонио површински слој. Изглед обратка са коначним мерама је приказан на слици 6.3. Хемијски састав челика AISI 4140 приказан је у табели 6.1, физичка својства у табели 6.2, а механичка својства у табели 6.3.

Табела 6.1. Хемијски састав челика AISI 4140

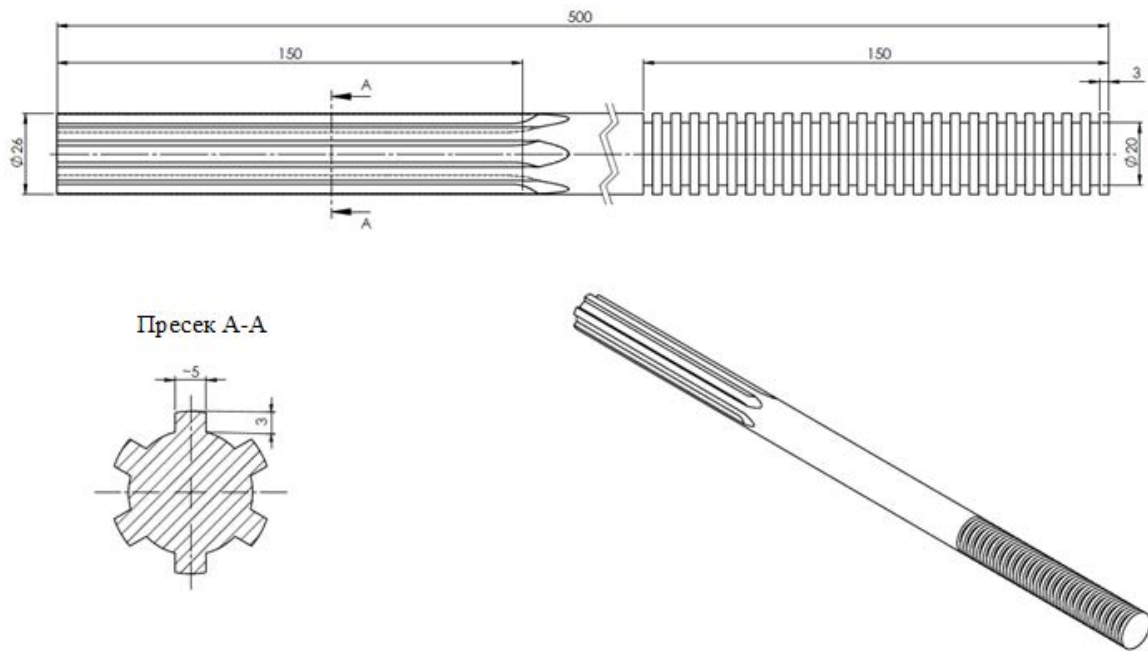
Челик	C	Mn	Si	P	S	Cr	Ni	Cu	Mo	As	Al	V	Ti
AISI 4140 (42CrMo4)	0,440	0,610	0,200	0,015	0,008	0,980	0,080	0,180	0,202	0,020	0,028	0,004	0,026

Табела 6.2. Физичка својства челика AISI 4140

Челик	Специфична густина kg/m ³	Тачка топљења °K	Специфична топлота J/kgK	Топлотна проводљивост W/mK	Топотно ширење 300 °K 10 ⁻⁶ /K
AISI 4140 (42CrMo4)	7850	1850	363	41,7	11,9

Табела 6.3. Механичка својства челика AISI 4140

Челик	Затезна чврстоћа МПа	Напон течења МПа	Издужење (L = 5d) %	Модул еластичности GPa	Тврдоћа HB	Поасонов коефицијент	Стање испоруке
AISI 4140 (42CrMo4)	1124	1059	11	210	217	0,3	меко жарен



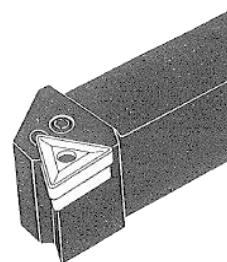
Слика 6.3. Обрадак за експериментална испитивања

6.3.2. Алат

При експерименталним истраживањима коришћен је стругарски нож са механички причвршћеном плочицом од тврдог метала произвођача „CORUN“ – Ужице из Србије. Према материјалу обратка и осталим условима обраде одабрана је изменљива резна плочица ознаке TNMG 160404-CM квалитета P35 и одговарајући држач ознаке PTGNR/L 2525M16. Ознаке за алат су према каталогу произвођача. Плочица је пресвучена тврдом превлаком TiN – слојем чија дебљина варира у интервалу $8 \div 15 \mu\text{m}$ (4C25 – дебела превлака). У ознаци плочице, CM указује да одабрана плочица има ломаче струготине са средњом геометријом, а поменути произвођач ради плочице и са ломачима fine (CF), односно грубе (CR) геометрије. На слици 6.4 је приказана резна плочица, а на слици 6.5 је приказан одговарајући носач резне плочице.



Слика 6.4. Резна плочица од тврдог метала (TNMG 160404-CM) [97]



Слика 6.5. Носач алата PTGNR/L 2525 M16 [98]

За одабрану резну плочицу и носач алата, експеримент је реализован при следећим геометријским параметрима обраде:

- грудни угао, $\gamma = 10^\circ$,
- леђни угао, $\alpha = 6^\circ$,
- угао нагиба резне ивице, $\lambda = -5^\circ$,
- радијус врха ножа, $r = 0,4 \text{ mm}$,
- радијус заобљења главне резне ивице, $r_1 = 0,020 \text{ mm}$, и
- нападни угао, $\kappa = 91^\circ$.

6.3.3. Машина алатка

Експериментална испитивања вршена су на универзалном стругу BOEHRINGER UDF, произвођача „Првомајска“ – ЗАГРЕБ (слика 6.6.) са следећим карактеристикама:

- снага електромотора 10 kW,
- максимални пречник стегања обратка 320 mm, и
- максимална дужина обраде 2000 mm.



Слика 6.6. Универзални струг – BOEHRINGER UDF

У табелама 6.4 и 6.5 су приказане вредности корака и бројева обртаја за наведени струг.

Табела 6.4. Кораци на стругу

s	0,045; 0,05; 0,056; 0,063; 0,071; 0,08; 0,09; 0,1; 0,112; 0,125; 0,14; 0,16; 0,18;
(mm/o)	0,2; 0,224; 0,25; 0,28; 0,315; 0,355; 0,4; 0,45; 0,5; 0,56; 0,63; 0,71; 0,8; 0,9; 1,0

Табела 6.5. Бројеви обртаја

<i>n</i>	45; 56; 71; 90; 112; 140; 180; 224; 280;
(o/min)	355; 450; 560; 710; 900; 1120; 1400; 1800

6.4. Мерење температуре у зони резања

За мерење температуре у зони резања коришћена је термовизијска камера, то је безконтактна метода, заснована на мерењу топлотног зрачења објекта чија се температура мери. Термовизијска камера омогућава праћење температуре процеса обраде са високом тачношћу и не зависи од избора параметара резања, материјала алата и одговарајућих превлака. Начин коришћења камере је једноставан јер се мерене вредности температуре читавају са мапе боја у одређеном температурном опсегу. У последњих неколико година примена термографије за праћење процеса обраде материјала резањем нагло је порасла.

Снимање температуре током експеримента реализовано је посредством термовизијске камере FLIR E60, приказане на слици 6.7.



Слика 6.7. Термовизијска камера FLIR E60 [99]

FLIR-ову Е серију термовизијских камера одликују, напредне комуникацијске могућности и релативно висока резолуција термовизијске слике. Неке од важних функционалности модела из FLIR Е серије су:

- екран осетљив на додир, 3.5“ LCD,
- резолуција инфрацрвене слике од 160 x 120 до 320 x 420 pixels,
- дигитална и термовизијска слика, преклапање слике (слика у слици),
- снимање термовизијских исечака (само модел Е60),
- Wi-Fi конекција са мобилним уређајима као што су iPhone, iPod или iPad,
- додавање гласне поруке сликама (немају сви модели),
- аутоматско генерисање извештаја,
- могућност Bluetooth повезивања са струјним клештима за примене у електроодржавању, ласерски показивач,

- светло за дигиталну камеру за снимања при слабијем осветљењу,
- 1÷4x континуирано дигитално увећање/смањење (*енгл. zoom*).

Коришћена термовизијска камера поседује следеће карактеристике:

- резолуција, 320 x 240 pixels,
- укупан број пиксела 76.800 pixels,
- термална осетљивост < 0.05 °C,
- тачност мерења +/- 2% или 2 °C,
- температурни опсег -20 °C до 650 °C,
- оптика стандардна 25° x 19°,
- увећање/смањење 1÷4x континуелни дигитални,
- фокус ручно,
- нехлађени микроболометар x,
- колор LCD екран осетљив на додир 3.5“ (320 x 240 pixels),
- 3 MP видеокамера са рефлектором x,
- слика у слици подесива,
- фузија слике x,
- ласерска тачка x,
- видео *out* композитни, и
- фреквенција снимања 50 Hz.

Анализе мерења:

- покретна тачка 3,
- област кружна/квадрат 3, и
- делта T x.

Белешке на снимку:

- гласовне/звучне x, и
- текст x.

Меморисање фајлова:

- радиометријске слике у JPG
- картица x, и
- MPEG4 видео снимање x.

Остале карактеристике:

- Wi-Fi до iPhone/iPad x,
- MeterLink конекција x,
- Instant Report,
- FLIR алати x,
- тип батерије Li-Ion/4 h, и
- тежина 0.825 kg укључујући оптику.

Сви материјали емитују енергију зрачења, а коефицијент термичке емисије је карактеристика способности одређеног материјала да емитује топлотно зрачење.

За мерење температуре термовизијском камером потребно је утврдити тачну вредност коефицијента термичке емисије површине објекта због валидности

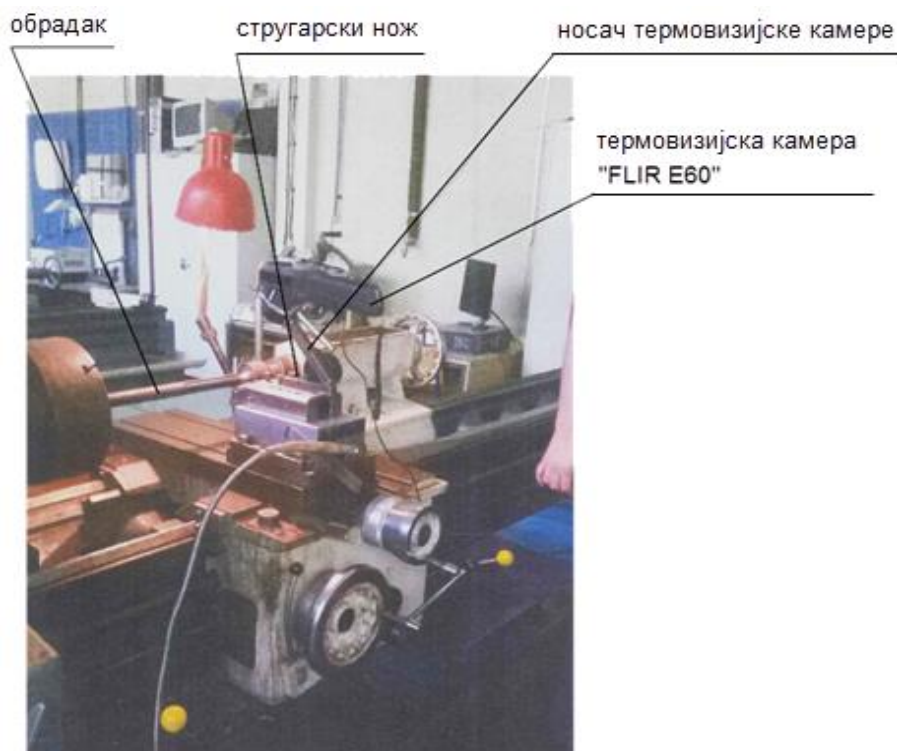
результата мерења. Емитовано топлотно зрачење (q_e) са објекта може бити израчунато *Stefan-Boltzmann*-овим изразом [88]:

$$q_e = \varepsilon\sigma T^4, \quad (6.2.)$$

где су: ε – коефицијент термичке емисије површине објекта,
 σ – *Stefan-Boltzmann*-ова константа ($5,675 \times 10^{-8}$, $\text{Wm}^{-2} \text{K}^{-4}$), и
 T – температура објекта.

Када је у питању обрада резањем у стручној литератури постоје вредности коефицијента термичке емисије површине за поједине материјале објекта где се температура мери до којих се дошло експерименталним путем. Наиме, мерене су температуре термовизијском камером при обради резањем са различитим коефицијентима термичке емисије објекта где се температура мери па су добијени резултати поређени са температурама добијеним другим техникама мерења. За полиране објекте овај коефицијент се узима 0,1; за алате од тврдог метала пресвучене превлакама је 0,3; док се за алате од брзорезног челика вредност коефицијента термичке емисије узима 0,23 [88].

Термовизијска камера *FLIR E60*, коришћена у дисертацији за мерење температуре алата при обради стругањем поседује могућност задавања коефицијента термичке емисије за различите материјале објекта где се температура мери, тако да је за површину плочице са превлаком од TiN одабран коефицијент термичке емисије 0,3. На слици 6.8 је показана опрема за експериментална истраживања.



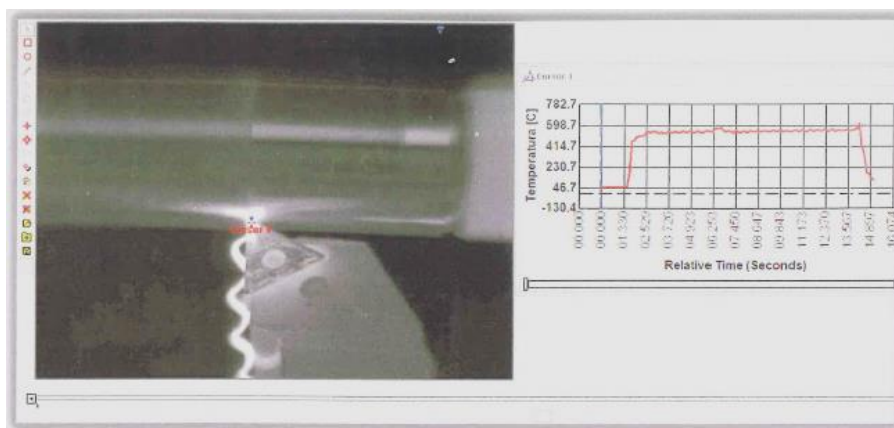
Слика 6.8. Мерење температуре резања помоћу термовизијске камере FLIR E60

Термовизијска камера је постављена у непосредну близину зоне обраде, при чему размак између изменљиве плочице стругарског ножа и камере износи приближно 300 *mm*. Камера је постављена на носач алата, а услови мерења температуре у зони резања су били једнаки. Мерење температуре је вршено у временском интервалу од 15 *s*, а за овај временски период према експериментима из стручних радова за сличне услове обраде се постиже максимална температура у алату што и јесте циљ овог експеримента. Дужина обраде је прилагођена режимима обраде према времену мерења температуре од 15 *s*.

Термовизијска камера *FLIR E60* пружа могућност да се резултати мерења током извођења експеримента обрађују у софтверском пакету *FLIR Research IR Max*. Применом овог софтвера и термовизијске камере прво се снима оригинални видео запис процеса обраде на рачунар. Након тога се врши анализа снимка уз уношење релевантних података за област у којој се одређује температура резања (кофицијент термичке емисије за површину материјала где се мери температура и др.). Мерно место, површина може бити на струготини, предмету обраде, резној плочици, носачу плочице и др.

На слици 6.9 је дат приказ снимка обраде са термовизијском камером и дијаграма промене температуре у времену у посматраној тачки, као резултата обраде видео снимка.

Циљ експерименталног испитивања је, као што је речено, одређивање максималне температуре на грудној површини алата при континуалном и дисконтинуалном стругању за одабране параметре режима резања. Користећи погодност поменутог софтвера максимална температура на грудној површини алата се добија претраживањем области резне плочице где се она очекује, а то је у близини главне резне ивице на одговарајућој удаљености од резног врха зависно пре свега од дубине резања (приближно на половини дубине резања). Претраживање је вршено на веома прецизан начин, јер то омогућује софтвер, односно претраживање је било са тачношћу од 1 пиксела. То значи да се за дату резолуцију слике одабрана тачка налази у центру квадрата страница 0,046 *mm*. Пронађену тачку са максималном температуром на грудној површини алата прати и одговарајући дијаграм у функцији времена резања (слика 6.9).



Слика 6.9. Изглед екрана при снимању видео записа и дијаграм промене температуре у времену у посматраној тачки

6.5. Избор математичког модела и планирање експеримента

При изради плана експеримента полази се од математичког модела процеса. Математички модел представља релацију која повезује зависно променљиве величине (функције циља, одзиве система) и независно променљиве величине (утицајне факторе). Ако су у процесу обраде, чија је стварна функција стања процеса „ y_j “ ($j = 1, 2, 3, \dots, m$) непозната, дефинисани улази „ x_i “ ($i = 1, 2, 3, \dots, k$), онда се математички модел процеса може написати у облику:

$$y_j = y(x_1, x_2, x_3, \dots, x_k), \quad (6.3.)$$

где је: m – број функција циља истраживаног система, и
 k – број утицајних фактора.

Функција „ y_j “ је хипотетична величина. У експерименталним истраживањима је присутна грешка мерења (ε) па следи израз:

$$y_j' = y'(x_1, x_2, x_3, \dots, x_k) + \varepsilon. \quad (6.4.)$$

Избор математичког модела описивања експеримента је најсложенији задатак. У највећем броју случајева при испитивању неког процеса, када је механизам процеса непознат, резултати се приказују било којом математичком функцијом. Која ће функција бити прихваћена зависи од анализе коефицијента корелације за коришћени математички модел. Математички модел представља, ако је адекватан, довољно тачну апроксимацију реалног и непознатог процеса, аналитички облик функције одзива. Полином вишег реда даје бољу апроксимацију. У већини експерименталних истраживања процеса обраде резањем задовољавају полиноми првог реда. Међутим, у истраживањима у којима се очекује функција одзива с екстремом од значаја су полиноми другог реда.

У експериментима ове дисертације истраживан је карактер утицаја параметара обраде на температуру у алату код спољашњег уздужног континуалног и дисконтинуалног стругања и као математички модел усвојен је модел експоненцијалног облика који логаритмовањем представља полином првог реда. Као излазна величина обрадног процеса је максимална температура на грудној површини алата. Улазне величине, параметри процеса обраде, односно независни утицајни фактори су:

- V – брзина резања,
- s – корак, и
- a – дубина резања.

На основу многобројних до сада објављених резултата експерименталних истраживања процеса обраде резањем, може се закључити да је најчешће примењивани математички модел експоненцијалног облика. То значи да се функција температуре у зони резања, може исказати општим изразом:

$$T = C \prod_{i=1}^{k'} f_i^{p_i}. \quad (6.5.)$$

Наведени модел се усваја као полазни модел ових истраживања. Ако се у претходни израз уврсте одабране улазне величине процеса (параметри модела) модел добија облик:

$$T = C \cdot V^{p_1} \cdot s^{p_2} \cdot a^{p_3}. \quad (6.6)$$

Код планирања експеримента примењен је вишефакторски ортогонални план првог реда, који се у теорији резања највише примењује и који се темељи на посебном распореду експерименталних тачака у експерименталном простору. Главне су му предности у једноставној математичкој обради резултата, минималном броју експерименталних тачака и великој количини добијених информација.

Најраспрострањенији експерименти су експерименти код којих се фактори варирају у два нивоа (максимална и минимална вредност фактора), при чему се средња вредност фактора (променљиве које су унутар граничних вредности) не третира као ниво варирања. То су експерименти типа:

$$N = 2^k + n_o, \quad (6.7.)$$

где је: k – број фактора (променљивих), и
 n_o – број поновљених експеримената.

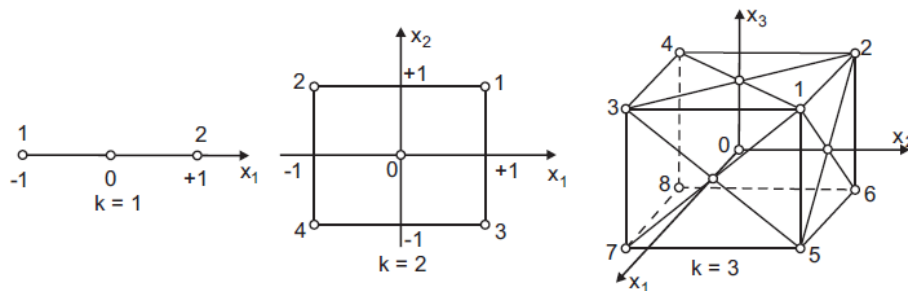
Врло често вредности фактора се приказују у кодираним облику због једноставнијег и прегледнијег приказа. Кодирање се изводи на начин:

$$f_{max} \Rightarrow \text{код} = +1$$

$$f_{sr} \Rightarrow \text{код} = 0$$

$$f_{min} \Rightarrow \text{код} = -1.$$

На слици 6.10 [100] је приказан распоред експерименталних тачака у кодираним координатама за једнофакторни, двофакторни и трофакторни експериментални план првог реда. Код ових планова, план матрице задовољавају услове симетричности, нормалности и ортогоналности [101].



Слика 6.10. Распоред експерименталних тачака планова типа 2^k

Према изразу 6.7. за одабране параметре обраде V , s и a у потпуном плану експеримента, укупан број експерименталних тачака (N) износи:

$$N = 2^3 + 4 = 12. \quad (6.8.)$$

Експерименти се изводе са две граничне вредности променљивих (максимална и минимална), док се четири поновљена експеримента изводе са вредностима променљивих унутар граничних. Нивои варирања фактора (параметара обраде) експеримента за математички модел експоненцијалног облика „2³“ су приказани у табели 6.6.

Табела 6.6. Нивои параметара експеримента за математички модел експоненцијалног облика „2³“

Фактори	f_i , max	f_i , sr	f_i , min
V , m/min	92	58	37
s , mm/o	0,20	0,14	0,08
a , mm	0,80	0,50	0,3
Код фактора	+1	0	-1

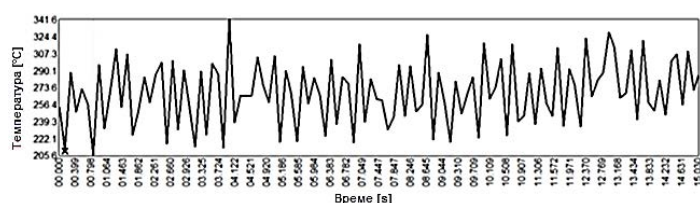
Као резултат планирања експеримента формира се матрица плана по којој ће бити изведен експеримент (табела 6.7).

Табела 6.7. Основна план-матрица експеримента типа „2³ + 4“

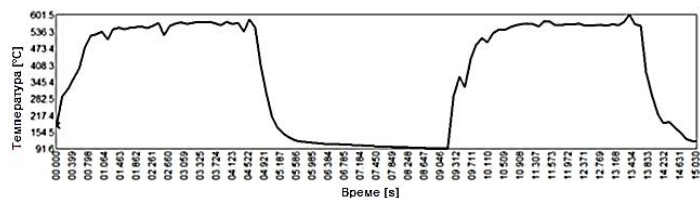
Р.бр. експ.	Параметри обраде			Код фактора		
	V m/min	s mm/o	a mm	x_1	x_2	x_3
1.	37	0,08	0,3	-1	-1	-1
2.	92	0,08	0,3	+1	-1	-1
3.	37	0,2	0,3	-1	+1	-1
4.	92	0,2	0,3	+1	+1	-1
5.	37	0,08	0,8	-1	-1	+1
6.	92	0,08	0,8	+1	-1	+1
7.	37	0,2	0,8	-1	+1	+1
8.	92	0,2	0,8	+1	+1	+1
9.	58	0,14	0,5	0	0	0
10.	58	0,14	0,5	0	0	0
11.	58	0,14	0,5	0	0	0
12.	58	0,14	0,5	0	0	0

7. РЕЗУЛТАТИ ЕКСПЕРИМЕНТАЛНИХ ИСПИТИВАЊА

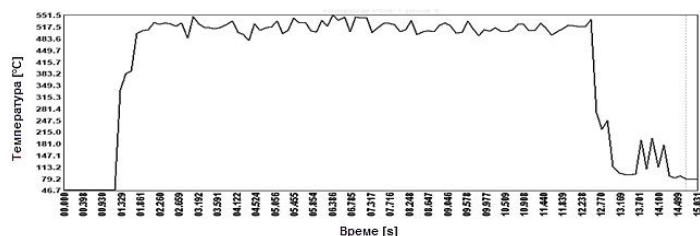
Применом термовизијске камере уз одговарајућу софтверску анализу описану у поглављу 6.4, а према плану експеримента првог реда наведеном у табели 6.7, измерене су максималне температуре на грудној површини алата у тачки где је највећа температура. На сликама 7.1 ÷ 7.11 је дат графички приказ максималних температура у зависности од времена резања за различите режиме обраде у условима дисконтинуалне (стругање уздужних и попречних жлебова) и континуалне (стругање пуног материјала) обраде.



а) уздужни жлебови

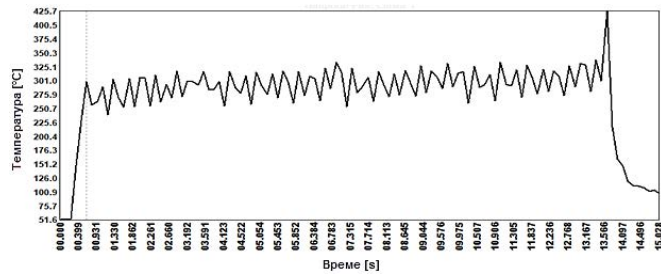


б) попречни жлебови

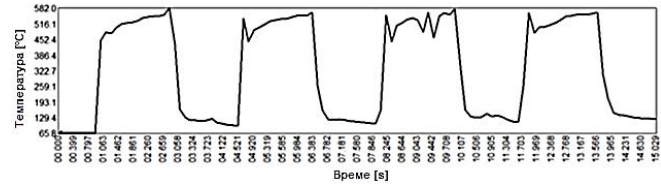


в) континуално стругање

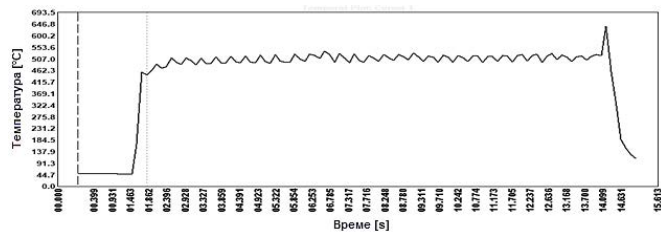
Слика 7.1. Максималне температуре при режиму обраде:
 $V = 37 \text{ m/min}$; $s = 0,08 \text{ mm/o}$; $a = 0,3 \text{ mm}$



а) уздужни жлебови

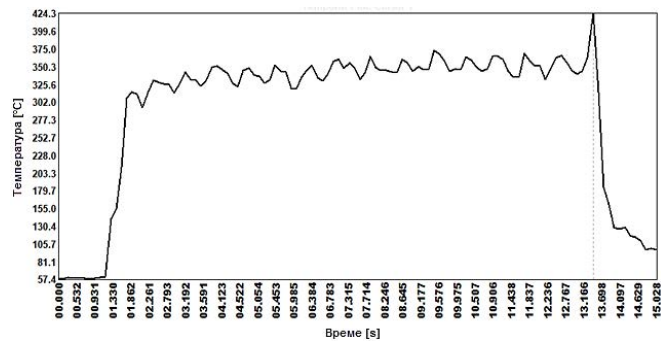


б) попречни жлебови

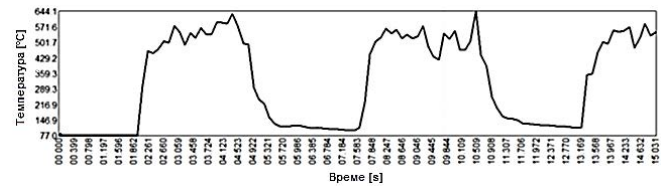


в) континуално стругање

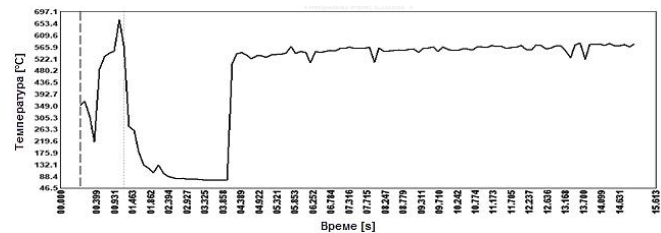
Слика 7.2. Максималне температуре при режиму обраде: $V = 37 \text{ m/min}$; $s = 0,2 \text{ mm/o}$; $a = 0,3 \text{ mm}$



а) уздужни жлебови

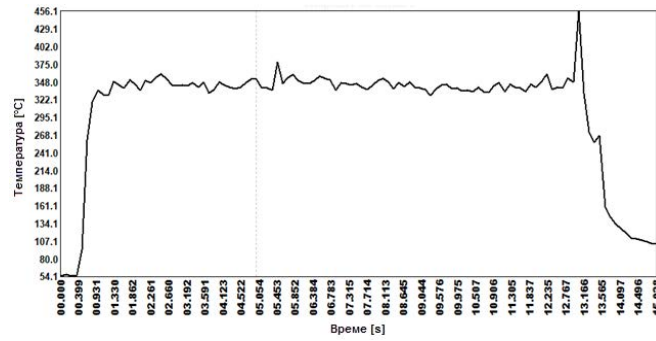


б) попречни жлебови

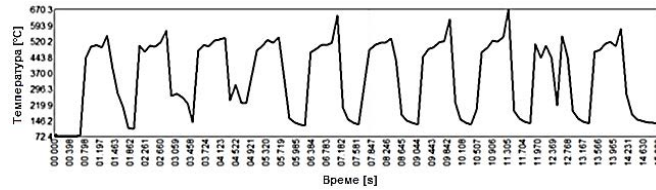


в) континуално стругање

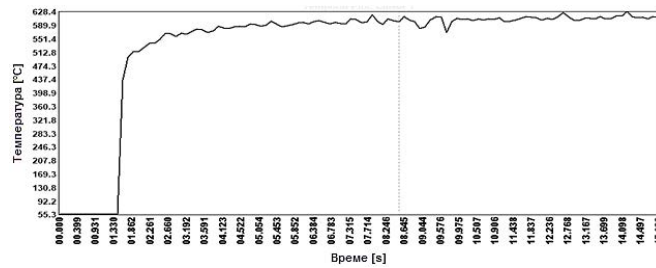
Слика 7.3. Максималне температуре при режиму обраде: $V = 92 \text{ m/min}$; $s = 0,08 \text{ mm/o}$; $a = 0,3 \text{ mm}$



а) уздужни жлебови

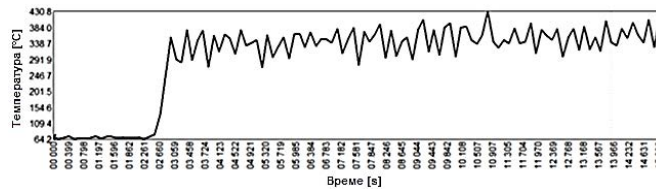


б) попречни жлебови

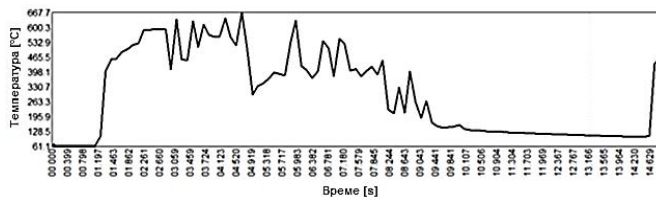


в) континуално стругање

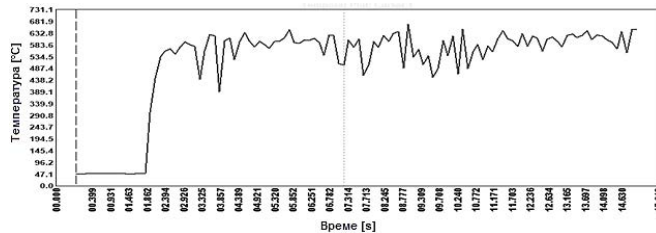
Слика 7.4. Максималне температуре при режиму обраде: $V = 92 \text{ m/min}$; $s = 0,2 \text{ mm/o}$; $a = 0,3 \text{ mm}$



а) уздужни жлебови

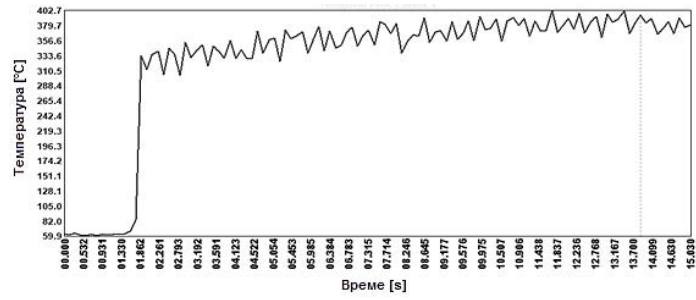


б) попречни жлебови

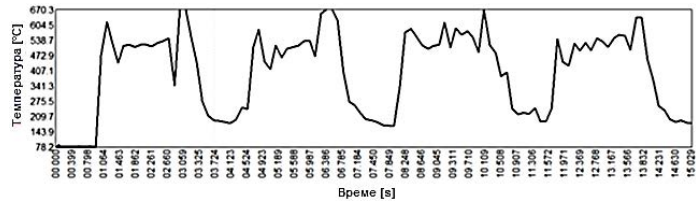


в) континуално стругање

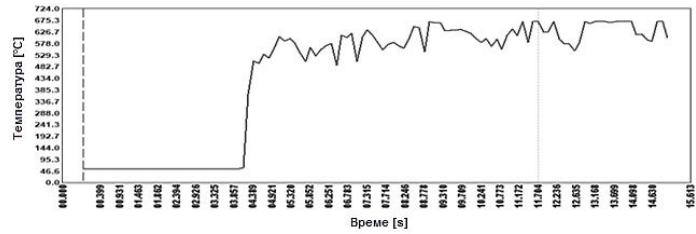
Слика 7.5. Максималне температуре при режиму обраде: $V = 37 \text{ m/min}$; $s = 0,08 \text{ mm/o}$; $a = 0,8 \text{ mm}$



а) уздужни жлебови

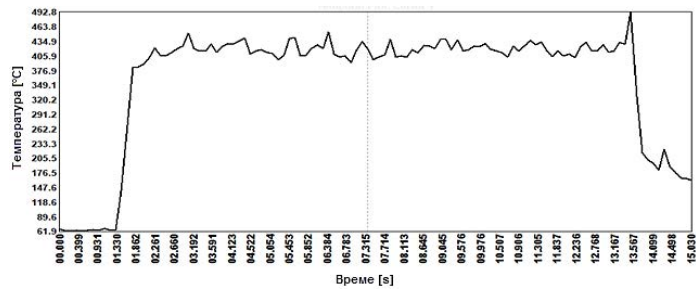


б) попречни жлебови

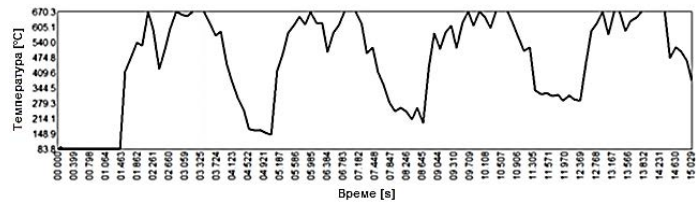


в) континуално стругање

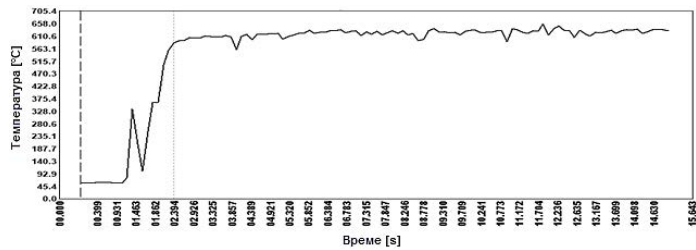
Слика 7.6. Максималне температуре при режиму обраде: $V = 37 \text{ m/min}$; $s = 0,2 \text{ mm/o}$; $a = 0,8 \text{ mm}$



а) уздужни жлебови

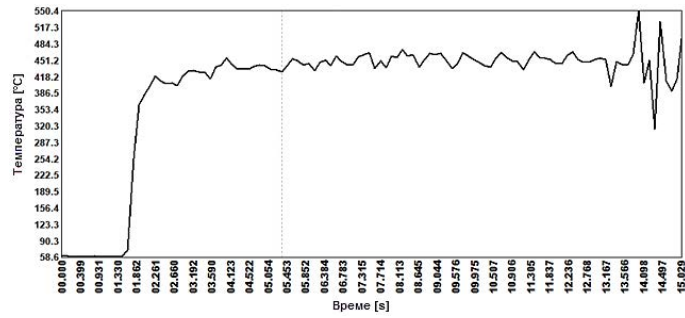


б) попречни жлебови

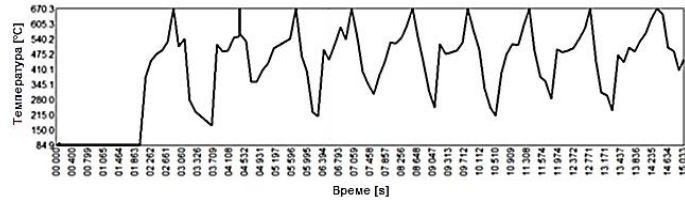


в) континуално стругање

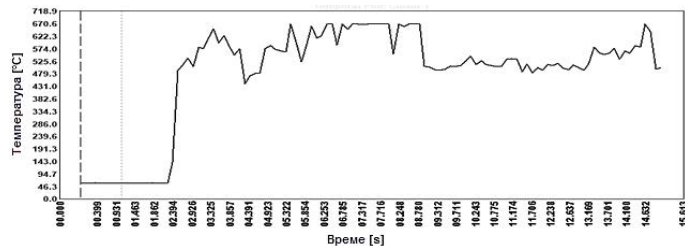
Слика 7.7. Максималне температуре при режиму обраде: $V = 92 \text{ m/min}$; $s = 0,08 \text{ mm/o}$; $a = 0,8 \text{ mm}$



а) уздужни жлебови



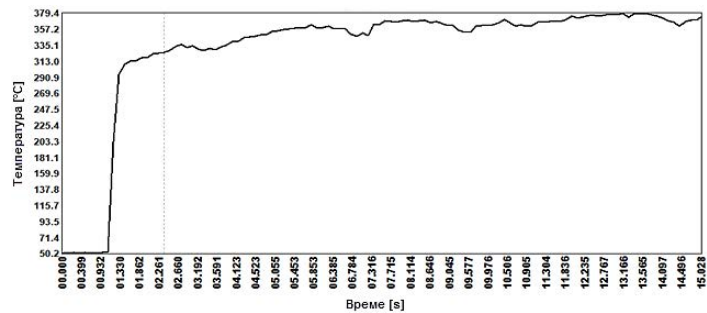
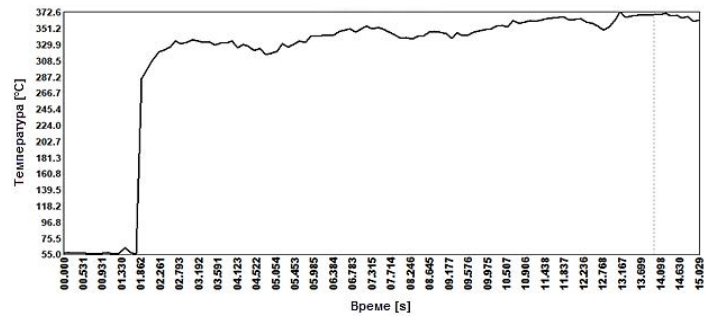
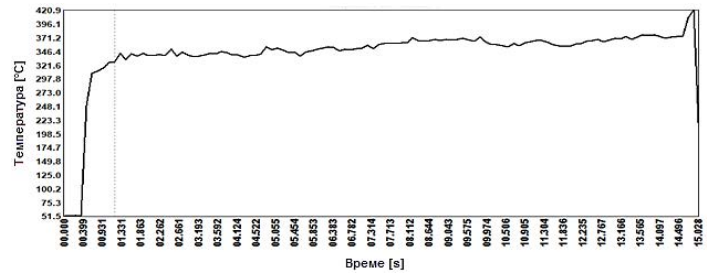
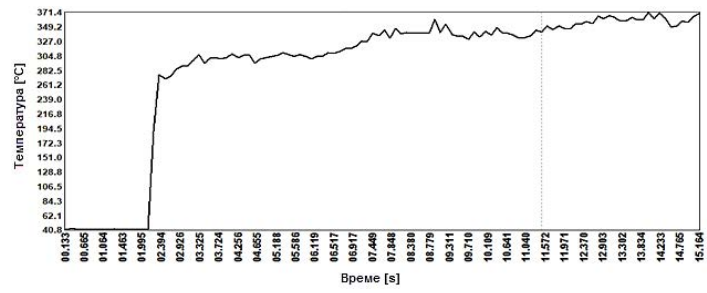
б) попречни жлебови



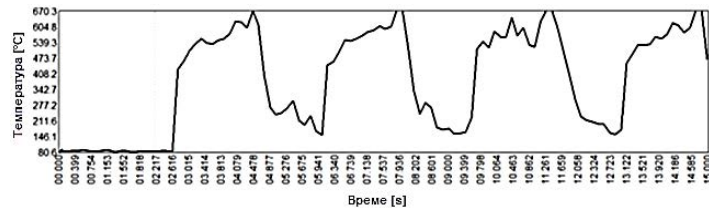
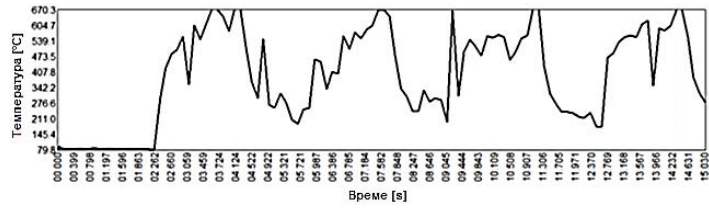
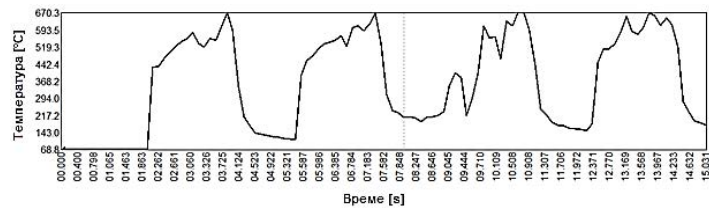
в) континуално стругање

Слика 7.8. Максималне температуре при режиму обраде: $V = 92 \text{ m/min}$; $s = 0,2 \text{ mm/o}$; $a = 0,8 \text{ mm}$

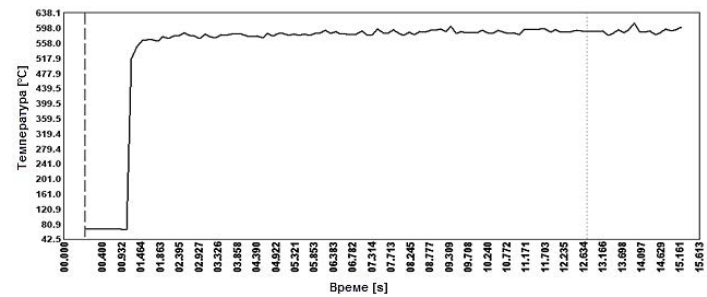
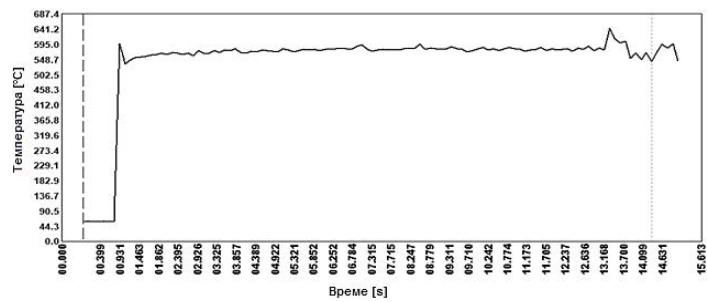
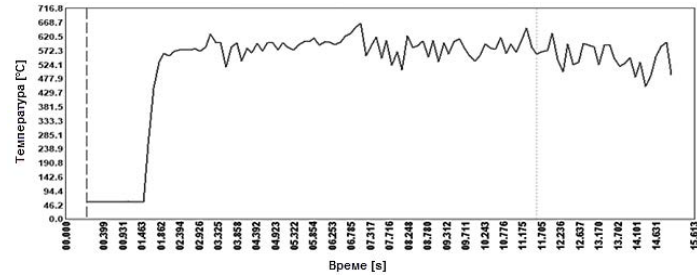
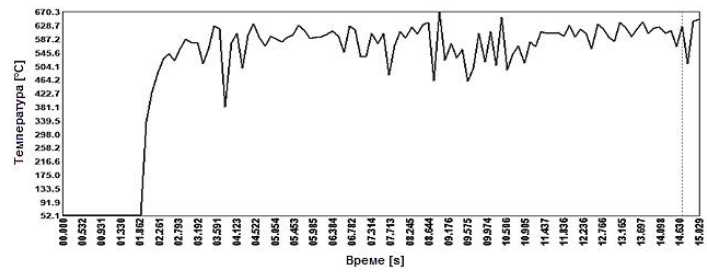
На сликама 7.9÷7.11 је дат графички приказ максималних температура у зависности од времена резања за 4 поновљена експеримента са средњим вредностима режима и различитим условима обраде.



Слика 7.9. Максималне температуре при стругању уздужних жлебова – режим обраде: $V = 58 \text{ m/min}$; $s = 0,14 \text{ mm/o}$; $a = 0,5 \text{ mm}$



Слика 7.10. Максималне температуре при стругању попречних жлебова – режим обраде: $V = 58 \text{ m/min}$; $s = 0,14 \text{ mm/o}$; $a = 0,5 \text{ mm}$



Слика 7.11. Максималне температуре при континуалном стругању – режим обраде: $V = 58 \text{ m/min}$; $s = 0,14 \text{ mm/o}$; $a = 0,5 \text{ mm}$

Резултати добијени експериментом, систематизовани су и приказани у табели 7.1.

Табела 7.1. Вредности температура добијених експерименталним мерењима

Редни број	Режими обраде			Континуална обрада T_{max} (°C)	Обрада попречних жлебова		Обрада уздужних жлебова T_{sr} (°C)
	v m/min	s mm/o	a mm		T_{min} (°C)	T_{max} (°C)	
1.	37	0,08	0,3	518	95	566	270
2.	92	0,08	0,3	558	120	575	345
3.	37	0,2	0,3	548	109	576	290
4.	92	0,2	0,3	601	170	620	350
5.	37	0,08	0,8	576	90	570	360
6.	92	0,08	0,8	625	150	660	415
7.	37	0,2	0,8	585	174	630	380
8.	92	0,2	0,8	641	220	670	450
9.	58	0,14	0,5	585	150	615	363
10.	58	0,14	0,5	586	164	614	368
11.	58	0,14	0,5	581	163	617	369
12.	58	0,14	0,5	585	153	616	370

Регресиона анализа резултата добијених експериментом је извршена у софтверу *Statsoft Statistica 10*. Вредности параметара експоненцијалног математичког модела (према претходно усвојеном изразу 6.6) за максималну температуру на грудној површини алата код континуалног стругања су дате у табели 7.2, а резултат ове анализе је дат изразом 7.1.

Табела 7.2. Вредности параметара експоненцијалног математичког модела за максималну температуру (T_{max}) код континуалне обраде

$R = 0,9828$	Вредност	Стандардна грешка	t-вредност (df = 8)	Сигнификантност (p-вредност)
C	463,9058	19,98777	23,20948	0,000000
$p1$	0,0937	0,00936	10,00187	0,000008
$p2$	0,0454	0,00925	4,90484	0,001186
$p3$	0,0882	0,00871	10,12240	0,000008

Коефицијент корелације за експоненцијални математички модел износи $R = 0,9828$.

Из табеле се види да вредности за сигнификантност ни за један параметар нису прешле праг сигнификантности који износи 0.05 чиме се закључује да су сви чланови модела сигнификантни што значи да је у коначни израз потребно уврстити све чланове.

Уврштавањем добијених вредности параметара у математички модел добија се коначни израз за тражену вредност максималне температуре, T_{max} :

$$T_{max} = 463,9058 \cdot V^{0,0937} \cdot s^{0,0454} \cdot a^{0,0882} \quad (7.1.)$$

Код стругања попречних жлебова (дисконтинуална обрада), алат није у константном захвату већ пролази кроз периоде грејања и хлађења у току прекидног резања, што потврђује и графички приказ резултата експерименталних мерења за ову врсту обраде. Овде су за одговарајуће анализе температура на грудној површини алата значајне како максималне тако и минималне температуре.

Вредности параметара експоненцијалног математичког модела за минималну и максималну температуру на грудној површини алата код стругања попречних жлебова израчунатих на основу података из табеле 7.1 су дате у табелама 7.3 и 7.4.

Табела 7.3. Вредности параметара експоненцијалног математичког модела за минималну (T_{min}) температуру код стругања попречних жлебова

R = 0.943	Вредност	Стандардна грешка	t-вредност (df = 8)	Сигнификантност (p-вредност)
C	100,7445	36,10924	2,789993	0,023559
$p1$	0,3423	0,07636	4,482928	0,002048
$p2$	0,4233	0,07889	5,365513	0,000673
$p3$	0,2565	0,07045	3,640793	0,006581

Табела 7.4. Вредности параметара експоненцијалног математичког модела за максималну (T_{max}) температуру код стругања попречних жлебова

R = 0.9733	Вредност	Стандардна грешка	t-вредност (df = 8)	Сигнификантност (p-вредност)
C	517,2982	43,14560	11,98959	0,000002
$p1$	0,0832	0,01813	4,58584	0,001788
$p2$	0,0567	0,01794	3,16014	0,013392
$p3$	0,0819	0,01686	4,85701	0,001261

Коефицијенти корелације за оба експоненцијална математичка модела (минимална и максимална температура) износе $R = 0,97$.

Вредности за сигнификантност ни за један параметар нису прешле праг сигнификантности, чиме се закључује да су сви чланови за оба експоненцијална модела сигнификантни што значи да је у коначне изразе потребно уврстити све чланове.

Уврштавањем добијених вредности параметара у математичке моделе добијају се коначни изрази за тражене вредности минималне (T_{min}) и максималне температуре (T_{max}):

$$T_{min} = 100,7445 \cdot V^{0,3423} \cdot s^{0,4233} \cdot a^{0,2565} \quad (7.2.)$$

$$T_{max} = 517,2982 \cdot V^{0,0832} \cdot s^{0,0567} \cdot a^{0,0819} \quad (7.3.)$$

Кад је у питању стругање уздужних жлебова (такође дисконтинуална обрада) алат изводи прекидно резање већи број пута при сваком обртају обратка тако да су периоди грејања и хлађења истог далеко краћи у односу на стругање попречних жлебова, а тиме је и разлика максималне и минималне температуре релативно мала.

Ову констатацију потврђује и графички приказ експерименталних мерења за ову врсту обраде, тј. дијаграми имају сличан облик дијаграмима за континуално стругање, само су веће амплитуде минималних и максималних температура у односу на континуално стругање, а температура резања мања. Обзиром на нешто већу разлику максималне и минималне температуре код стругања уздужних жлебова у односу на континуалну обраду овде је статистичка анализа резултата експерименталних истраживања рађена у циљу утврђивања вредности параметара експоненцијалног модела за средњу температуру (T_{sr}) на грудној површини алата (табела 7.5).

Табела 7.5. Вредности параметара експоненцијалног математичког модела за средњу (T_{sr}) температуру код стругања уздужних жлебова

R=0.986	Вредност	Стандардна грешка	t-вредност (df = 8)	Сигнификантност (p-вредност)
C	222,8088	20,53930	10,84792	0,000005
$p1$	0,1923	0,01998	9,62523	0,000011
$p2$	0,0659	0,01963	3,35887	0,009948
$p3$	0,2448	0,01879	13,02479	0,000001

Коефицијент корелације за експоненцијални математички модел износи $R = 0,986$.

Вредности за сигнификантност ни за један параметар нису прешле праг сигнификантности, чиме се закључује да су сви чланови модела сигнификантни што значи да је у коначни израз потребно уврстити све чланове.

Уврштавањем добијених вредности параметара у математички модел добија се коначни израз за тражену вредност средње температуре (T_{sr}):

$$T_{sr} = 222,8088 \cdot V^{0,1923} \cdot S^{0,0659} \cdot a^{0,2448} . \quad (7.4.)$$

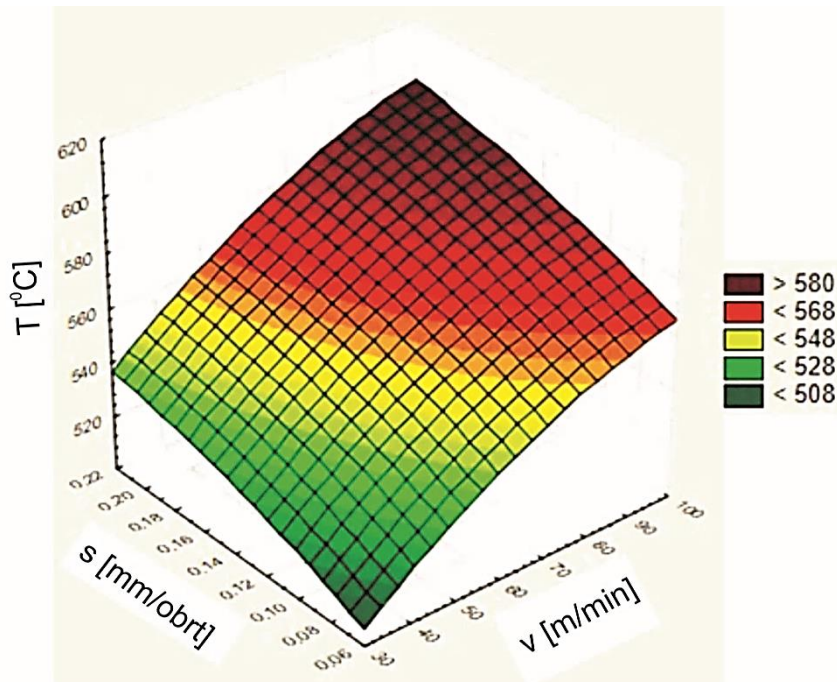
Вредности температура на грудној површини алата добијених експерименталним мерењима и математичким моделом према плану експеримента (табела 6.7) су приказане у табели 7.6. Ова табела омогућује анализу резултата мерења са аспекта математичког модела, односно, добијених регресионих зависности.

Табела 7.6. Вредности температура добијених експерименталним мерењима и рачунским путем

Редни број	Режим обраде			Континуално стругање		Стругање попречних жлебова				Стругање уздужних жлебова	
	V m/min	s mm/o	a mm	Експ.	Рачунске	Експеримент		Рачунске		Експеримент	Рачунске
				T_{\max} °C	T_{\max} °C	T_{\min} °C	T_{\max} °C	T_{\min} °C	T_{\max} °C	T_{sr} °C	T_{sr} °C
1.	37	0,08	0,3	518	521,75	95	566	87,42	548,46	270	281,34
2.	92	0,08	0,3	558	568,22	120	575	119,41	591,61	345	335,20
3.	37	0,2	0,3	548	543,89	109	576	128,84	577,69	290	298,86
4.	92	0,2	0,3	601	592,33	170	620	175,98	623,15	350	356,08
5.	37	0,08	0,8	576	568,87	90	570	112,43	594,34	360	357,68
6.	92	0,08	0,8	625	619,53	150	660	153,56	641,10	415	426,16
7.	37	0,2	0,8	585	593,01	174	630	165,70	626,02	380	379,95
8.	92	0,2	0,8	641	645,83	220	670	226,32	675,28	450	452,70
9.	58	0,14	0,5	585	583,89	150	615	147,30	612,81	363	360,66
10.	58	0,14	0,5	586	583,89	164	614	147,30	612,81	368	360,66
11.	58	0,14	0,5	581	583,89	163	617	147,30	612,81	369	360,66
12.	58	0,14	0,5	585	583,89	153	616	147,30	612,81	370	360,66

На основу математичког модела за континуално стругање (7.1.) на сликама 7.12, 7.13 и 7.14 дати су графички прикази зависности максималне температуре на грудној површини алата од режима обраде.

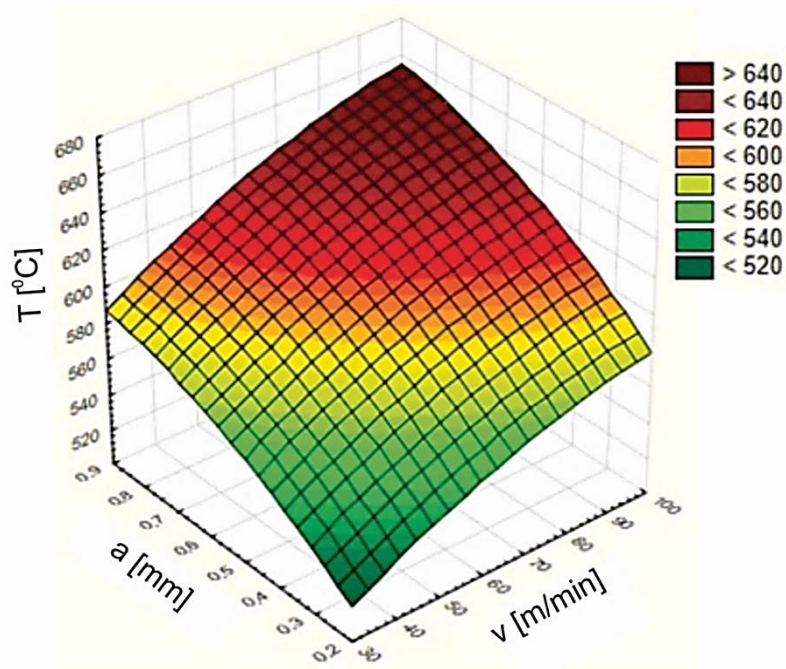
Дијаграм на слици 7.12 показује зависност максималне температуре од брзине резања и корака при непромењеној дубини резања ($a = 0,3 \text{ mm}$). Из дијаграма се види да са порастом брзине резања и корака температура расте, стим што значајнији утицај на пораст температуре има брзина резања. У овом случају највећи износ температуре је при максималној брзини резања и при максималном кораку.



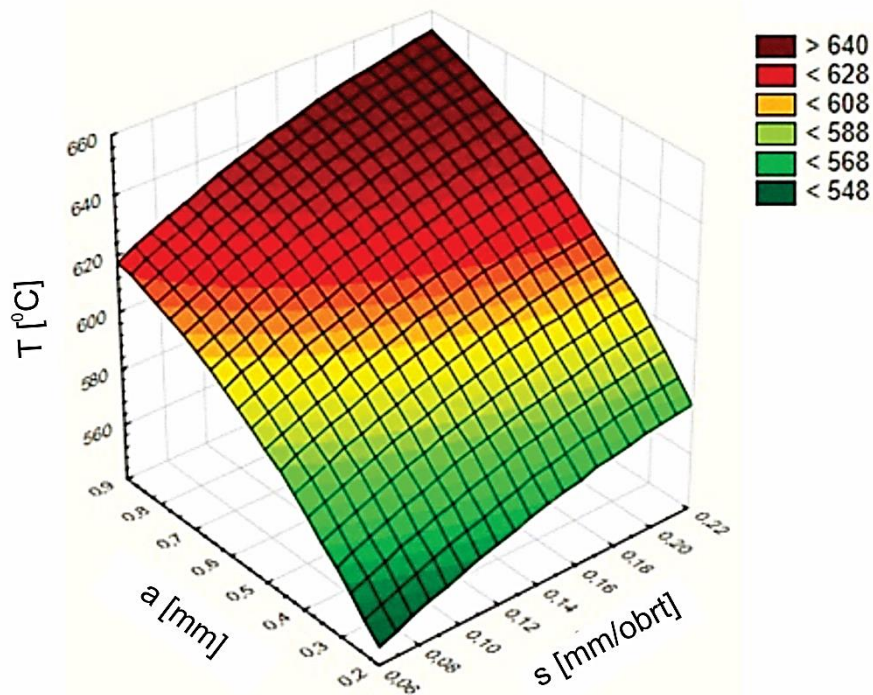
Слика 7.12. Дијаграм зависности T_{max} за континуално стругање од брзине резања и корака при $a = 0,3 \text{ mm}$

Дијаграм на слици 7.13 показује зависност максималне температуре од брзине и дубине резања при непромењеном кораку ($s = 0,2 \text{ mm}$). И у овом случају температура расте са порастом брзине резања и дубине резања, при чему је утицај оба параметра на пораст температуре приближно исти. Највећи износ температуре је при максималној брзини резања и при максималној дубини резања.

Дијаграм на слици 7.14 показује зависност температуре од дубине резања и корака при непромењеној брзини резања ($V = 92 \text{ m/min}$). Очигледно је да температура такође расте са порастом дубине резања и корака, стим што значајнији утицај на пораст температуре има дубина резања. Као и у претходна два случаја, лако се закључује да је и овде највећи износ температуре за највеће вредности ова два параметра процеса резања.



Слика 7.13. Дијаграм зависности T_{max} за континуално стругање од дубине и брзине резања при $s = 0.2 \text{ mm/o}$

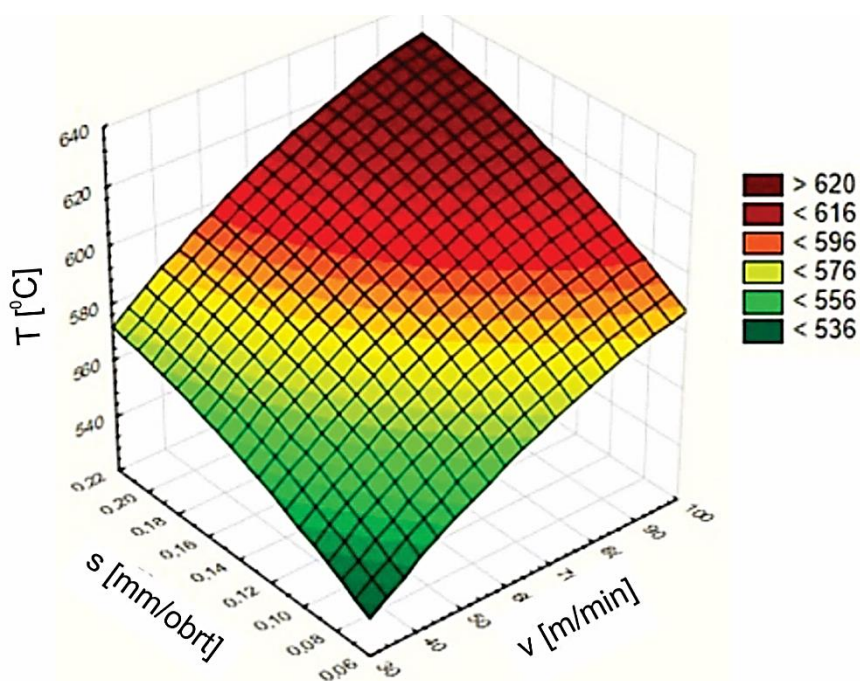


Слика 7.14. Дијаграм зависности T_{max} за континуално стругање од дубине резања и корака при $V = 92 \text{ m/min}$

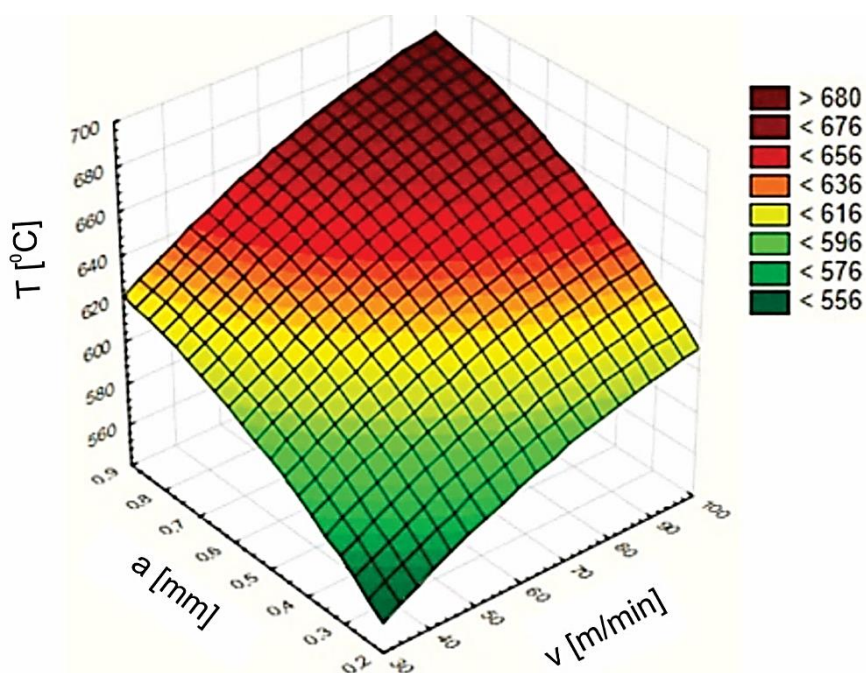
Према математичком моделу за дисконтинуално стругање (изрази 7.3. и 7.4. – стругање попречних и уздужних жлебова) на сликама 7.15, 7.16, 7.17, 7.18, 7.19 и 7.20 дати су графички прикази зависности максималне и средње температуре на грудној површини алата од режима обраде. Према приказаним дијаграмима за оба случаја дисконтинуалне обраде може се закључити да би анализа утицаја параметара режима обраде на пораст максималне температуре код стругања попречних жлебова,

као и средње температуре код стругања uzdužних жлебова била готово иста као у случају континуалне обраде.

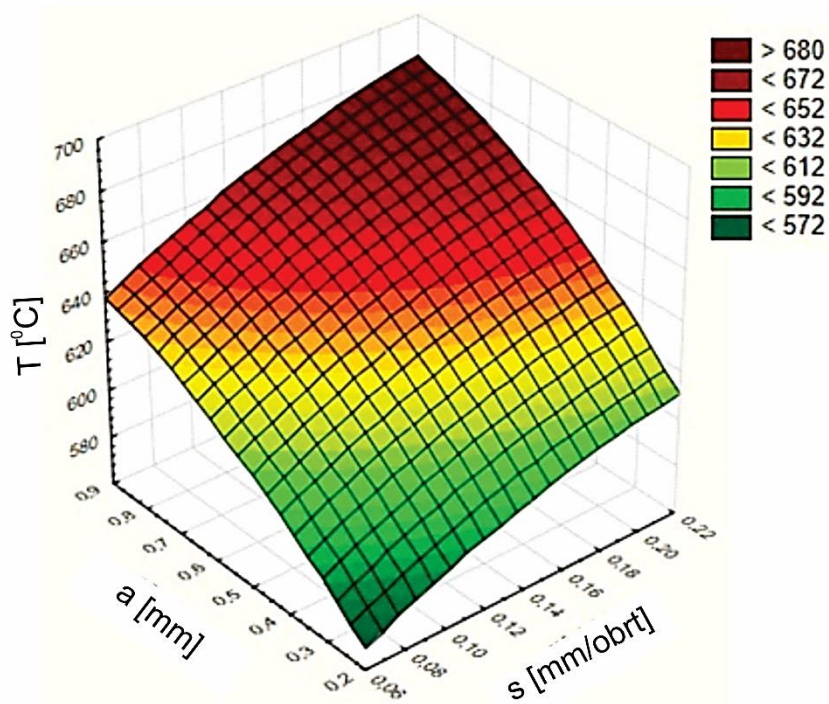
Графички прикази у сва три случаја обраде стругањем потврђују правило да при обради резањем температуре у алату расту са повећањем режима резања, због тога што се у зони резања више механичке енергије претвара у топлотну. Највећи утицај на повећање температуре у зони резања, а тиме и у алату има брзина резања.



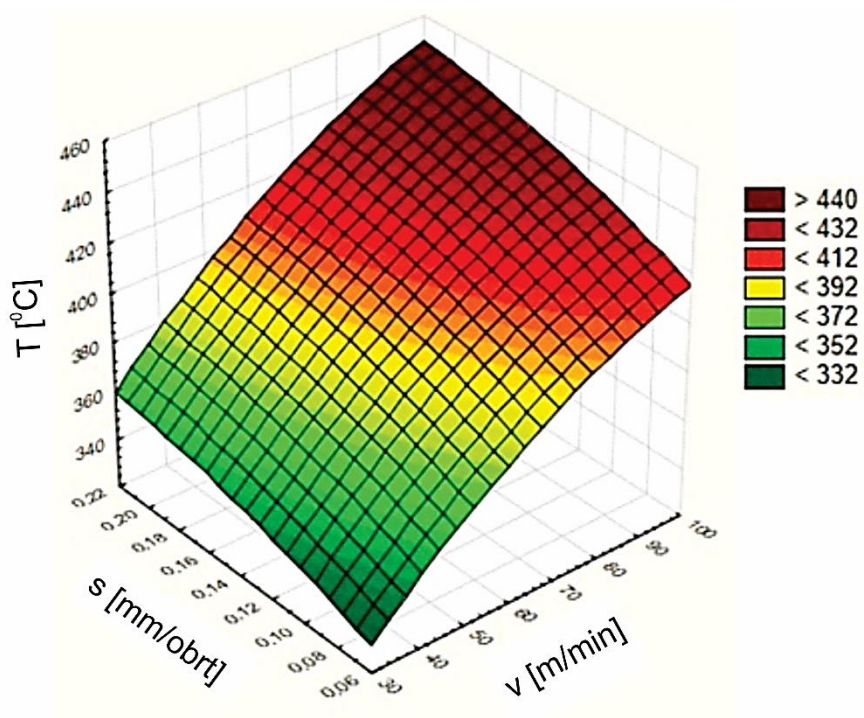
Слика 7.15. Дијаграм зависности T_{max} за дисконтинуално стругање обратка са попречним жлебовима од корака и брзине резања при $a = 0,3$ mm



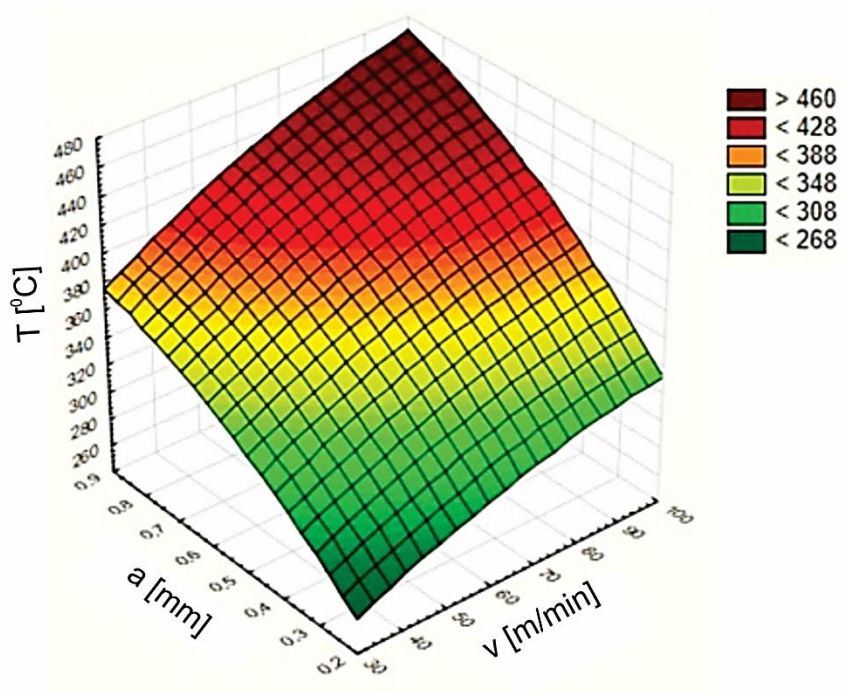
Слика 7.16. Дијаграм зависности T_{max} за дисконтинуално стругање обратка са попречним жлебовима од дубине и брзине резања при $s = 0,2$ mm/o



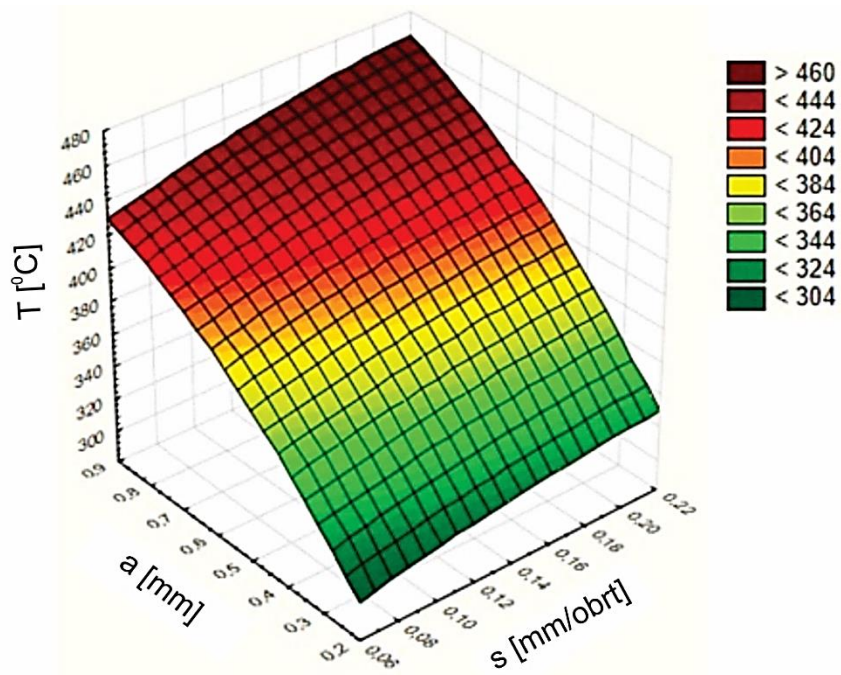
Слика 7.17. Дијаграм зависности T_{max} за дисконтинуално стругање обратка дела са попречним жлебовима од дубине резања и корака при $V = 92 \text{ m/min}$



Слика 7.18. Дијаграм зависности T_{sr} за дисконтинуално стругање обратка са уздужним жлебовима од корака и брзине резања при $a = 0,3 \text{ mm}$



Слика 7.19. Дијаграм зависности T_{sr} за дисконтинуално стругање обратка са уздужним жлебовима од дубине и брзине резања при $s = 0,2 \text{ mm/o}$



Слика 7.20. Дијаграм зависности T_{sr} за дисконтинуално стругање обратка са уздужним жлебовима од дубине резања и корака при $V = 92 \text{ m/min}$

8. ТЕРМАЛНА АНАЛИЗА У ЗОНИ РЕЗАЊА ПРИМЕНОМ МЕТОДЕ КОНАЧНИХ ЕЛЕМЕНАТА

8.1. Дефинисање нумеричког модела за симулацију обраде стругањем

За креирање симулација процеса обраде резањем у програмским пакетима применом методе коначних елемената користи се одговарајућа методологија, која се састоји из следећих корака:

- дефинисање модела за симулацију процеса обраде
- дефинисање материјала алата и обратка,
- дефинисање параметара за симулацију,
- рачунарска обрада симулације, и
- приказ и анализа резултата симулације.

За симулације процеса обраде уздужним стругањем коришћен је програмски пакет *Third Wave AdvantEdge*. Овај програмски пакет је комерцијални програм за симулације у обради резањем. Структура програма састоји се од три модела: претпроцесни модул, симулациони модул и постпроцесни модул. Претпроцесни модул представља полазну основу која омогућава корисницима да поставе целу симулацију, дефинишу геометрију алата и обратка и параметре обраде. У симулационом модулу се реализује симулација. Симулације у овом софтверу за наведене услове резања су базиране на енергији која се генерише на контакту алат/струготина, тј. температурама контакта и температурама у алату. Као излазна перформанса симулације изабрана је температура на грудној површини алата. Пошто су прорачуни завршени, у постпроцесном модулу се обрађују резултати и приказују у различитим формама као што су графици и слике.

AdvantEdge FEM садржи обимну библиотеку алата, али истовремено даје корисницима и могућност да у оквиру програма креирају алате са новим геометријама или да их дизајнирају рачунаром (engl. *Computer Aided Design - CAD*), преузимањем из одговарајућих фајлова. Такође, *AdvantEdge* садржи и обимну библиотеку материјала обратка, али истовремено омогућава корисницима и представљање нових заснованих на особинама већ познатих материјала. Овај софтвер је веома детаљан, а истовремено има корисничко окружење које омогућава да корисници подешавају податке како за моделирање тако и за симулације. Способан је да моделира сложене интеракције између алата и обратка и покрива широк спектар различитих врста обраде резањем.

За симулације у *AdvantEdge* програму је коришћен *Johnson-Cook* конститутивни нумерички модел који се односи на термо-механичке карактеристике обратка у процесу резања. Код овог модела се промена напона у обратку дефинише у функцији деформације, брзине деформације и температуре. *Johnson-Cook* симулациони модел се доста користи у различитим софтверским алатима за процену појединих излазних

параметара процеса резања (силе, температуре, хабање, ...), а дефинисан је изразом 8.1 [102]:

$$\sigma = [A + B(\varepsilon)^n] \left[1 + C \cdot \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_o} \right) \right] \left[1 - \left(\frac{T - T_{room}}{T_{melt} - T_{room}} \right)^m \right], \quad (8.1.)$$

где су:

- σ , Pa – еквивалентни напон,
- ε – пластична деформација,
- $\dot{\varepsilon}$, s⁻¹ – брзина деформације,
- $\dot{\varepsilon}_o$, s⁻¹ – референтна брзина деформације,
- T , °K – температура обраде,
- T_{room} , °K – собна температура,
- T_{melt} , °K – температура топљења,
- A , Pa – напон течења материјала на почетку обраде,
- B , Pa – константа деформационог ојачања,
- C – коефицијент ојачања брзине деформације,
- n – константа тврдоће, и
- m – коефицијент термичког омекшавања.

Johnson-Cook модел се може појаснити као множење три карактеристична понашања материјала:

$$\sigma = f(\varepsilon) \cdot g(\dot{\varepsilon}) \cdot h(T), \quad (8.2.)$$

где су:

$$f(\varepsilon) = A + B\varepsilon^n, \quad (8.3.)$$

$$g(\dot{\varepsilon}) = 1 + C \cdot \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_o} \right), \text{ и} \quad (8.4.)$$

$$h(T) = 1 - \left(\frac{T - T_r}{T_m - T_r} \right)^m. \quad (8.5.)$$

Једначина 8.3. описује понашање изазвано повећањем тврдоће материјала обраде услед изотропских напрезања, једначина 8.4. описује осетљивост на брзину деформације и једначина 8.5. описује смањење тврдоће материјала обраде под утицајем температуре.

Константе A , B , C , n и m садржане у *Johnson-Cook* моделу имају велики утицај на симулацију процеса формирања струготине и оптерећење алата, а тиме и на излазне параметре процеса резања. У стручним и научним радовима [102], [103], [104] се могу наћи различите вредности константи за исти материјал обраде. Због тога су различите вредности *Johnson-Cook* константи из литературе за материјал обраде AISI 4140 коришћене у симулацијама у овој дисертацији. Добијени резултати су поређени са експерименталним резултатима максималних температура како би се створили услови за избор њихових одговарајућих вредности за дате услове резања.

Коришћене константе различитих аутора су систематизоване и дате у табели 8.1 [102].

Табела 8.1. *Johnson-Cook* константе за материјал обратка AISI 4140

Р. бр.	Аутор	A, МПа	B, МПа	C	n	m	$\dot{\epsilon}_0, 1/s$
1	Krajinović [105]	600	643	0.0037	0.041	0.957	0.001
2	Abouridouane [19]	510	480	0.018	0.25	1.46	0.002
3	Moufiki [106]	612	436	0.008	0.15	1.46	0.001
4	Lee [107]	1057	755	0.014	0.15	1.46	1
5	Molinari [108]	612	436	0.008	0.15	1.46	0.000577
6	Grolleau [109]	598	768	0.0137	0.2092	0.807	0.001
7	Agmell [110]	594	615	0.023	0.142	1.1611	1
8	Pantale [111]	806	614	0.0089	0.168	1	1
9	Pantale [112]	595	580	0.023	0.133	1.03	1

Вредности параметара у изразу (8.1.) и *Johnson-Cook* константи за потребе реализације ове дисертације су изабране из табеле 8.1 . У табели 8.2 су дати подаци о изабраним вредностима константи које су показале најбоље поклапање резултата експерименталних истраживања и симулација (*Grollean* [109]).

Табела 8.2. Вредности усвојених параметара за *Johnson-Cook* модел

Параметар	$\dot{\epsilon}_0, s^{-1}$	$T_{room}, ^\circ K$	$T_{melt}, ^\circ K$	A, Pa	B, Pa	n	C	m
Вредност	0,001	300	1850	$5,98 \cdot 10^8$	$7,68 \cdot 10^8$	0,2092	0,0137	0,807

Поред конститутивног нумеричког модела материјала обратка у симулацијама се дају и улазни параметри процеса обраде (режим обраде, геометрија алата и физичко-механичке карактеристике материјала алата и обратка) и они су исти као код експерименталних истраживања.

Физичка и механичка својства обратка (челик AISI 4140) су дата у табелама 6.2 и 6.3 поглавља 6.

Геометријски параметри алата примењени у симулацијама су дефинисани у тачки 6.3.2.

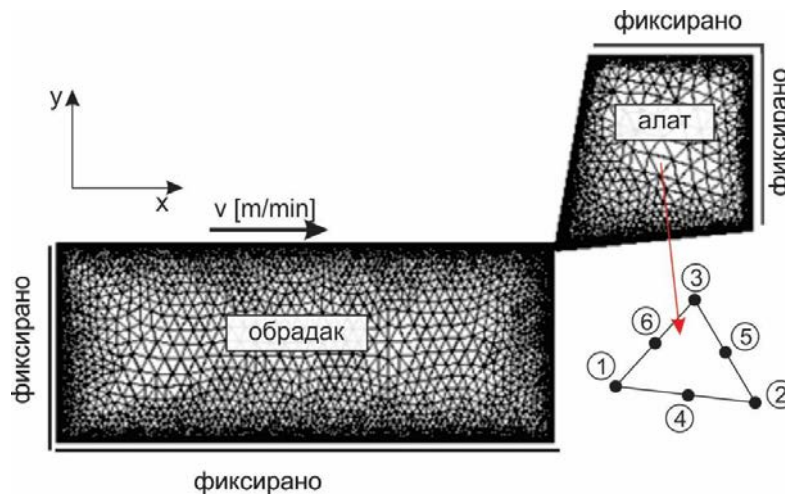
Физичко-механичке карактеристике резне плочице од тврдог метала квалитета P35 и одговарајуће *TiN* превлаке, су дате у табели 8.3 [103].

Улазни параметри симулације везано за режим обраде одговарају режиму обраде из експерименталних мерења (табела 6.7).

Табела 8.3. Физичко-механичке карактеристике резне плочице

Карактеристике	Тврди метал (P35)	TiN – превлака (5 μm)
Модул еластичности E, GPa	645	600
Поисонов коефицијент ν	0,24	0,25
Специфична густина ρ, kgm^{-3}	14900	4650
Специфична топлота $c, J, kg^{-1}C^{-1}$	206	645
Топлотна проводљивост $k, Wm^{-1}C^{-1}$	91	21
Топлотно ширење $\mu t, m^{-1}C^{-1}$	4,8	-

На слици 8.1 је приказан 2D модел са мрежом коначних елемената који се састоји од деформабилног обратка и алата. За дефинисање граничних услова симулације коришћен је *Lagranžov* модел. Обрадак се креће константном брзином резања V , m/min . Обрадак и алат су дискретизовани троугаоним изопараметарским коначним елементима са 6 чворова. Минимална дужина коначног елемента је 0.02 mm , а максимална 0.1 mm . Максимални број чворова је 24000. Леви и доњи гранични чворови обратка су локално фиксирани (x - y), а горњи и десни гранични чворови алата су глобално фиксирани (x - y) (слика 8.1).

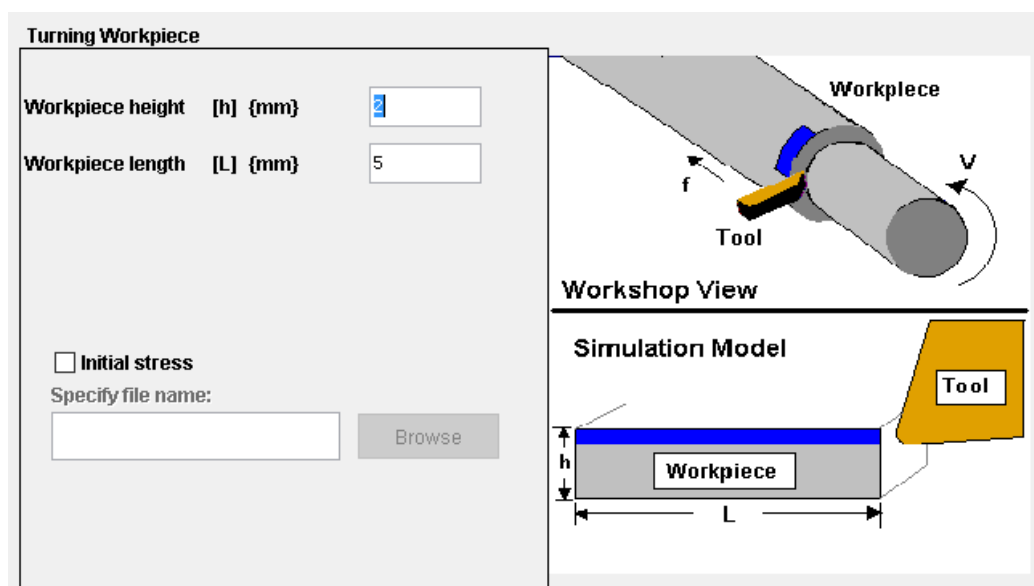


Слика 8.1. 2D модел са мрежом коначних елемената

У прозору *Turning Workpiece* програмског пакета *AdvantEdge*, између осталог, приказан је захват уздужног континуалног стругања са смеровима главног обртног кретања обратка (брзином V) и помоћног праволинијског кретања алата са кораком s (односно f) (слика 8.2). Испод приказаног захвата је дат модел за 2D симулацију (*Simulation Model*) процеса обраде. Јасно је да овај модел проистиче из пресека алата управно на главну резну ивицу и развијене плаве траке са приказаног захвата

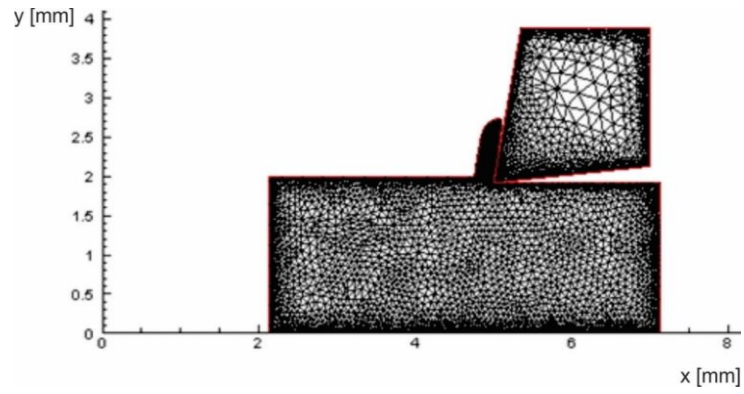
стругања. У овом прозору се задају и димензије $2D$ симулационог модела, тј. висина (h) у mm и дужина (L) такође у mm .

Модели за $2D$ симулацију дисконтинуалног стругања у *AdvantEdge*, имају друге вредности димензија обратка прилагођене симулацији обраде прекидним стругањем попречних и уздужних жлебова, а у складу са експерименталним истраживањима. При дефинисању ових модела стално се имало у виду да се код стругања попречних жлебова алат периодично греје и хлади у току обраде. Стругање уздужних жлебова је слично континуалном стругању, стим што се при сваком обрту обратка, алат греје и хлади у веома кратким временским интервалима, тако да не постиже максималну температуру као код континуалног стругања и стругања попречних жлебова. Разлог за то је мало време континуалног загревања у односу на стругање попречних жлебова. Овај закључак је потврђен и резултатима експерименталних мерења.

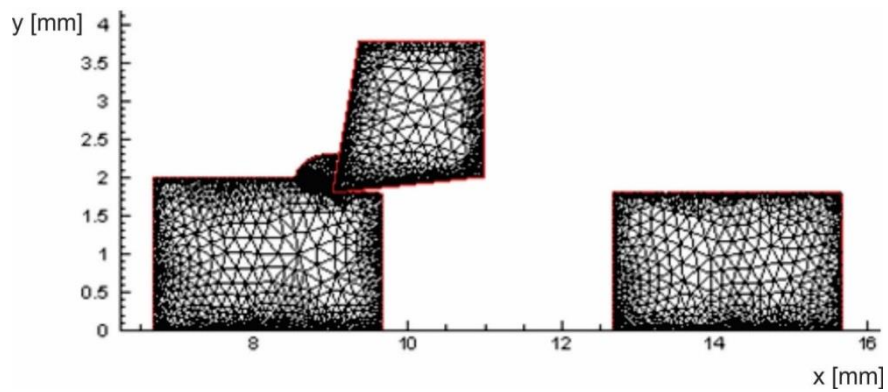


Слика 8.2. Захват уздужне обраде стругањем са $2D$ симулационим моделом у програмском пакету *AdvantEdge*

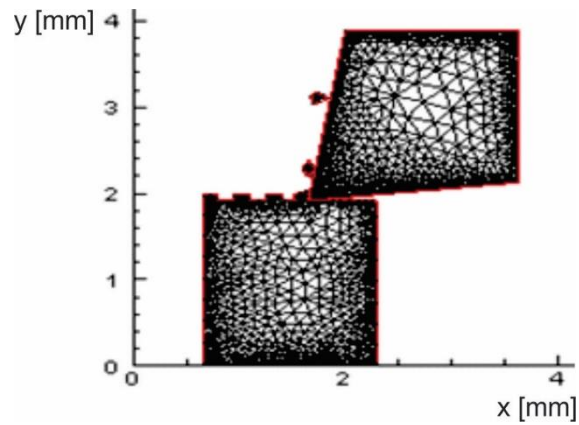
Имајући у виду претходно изложено дефинисани су обликовни $2D$ симулациони модели деформационе зоне за континуално и дисконтинуално уздужно стругање. На сликама 8.3, 8.4 и 8.5 су приказани $2D$ симулациони обликовни модели за континуално стругање, стругање попречних жлебова и стругање уздужних жлебова са формираном мрежом коначних елемената.



Слика 8.3. 2D симулациони модел за континуално стругање

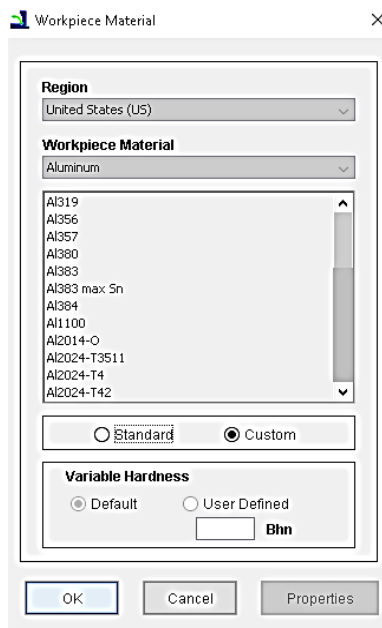


Слика 8.4. 2D симулациони модел за стругање попречних жлебова

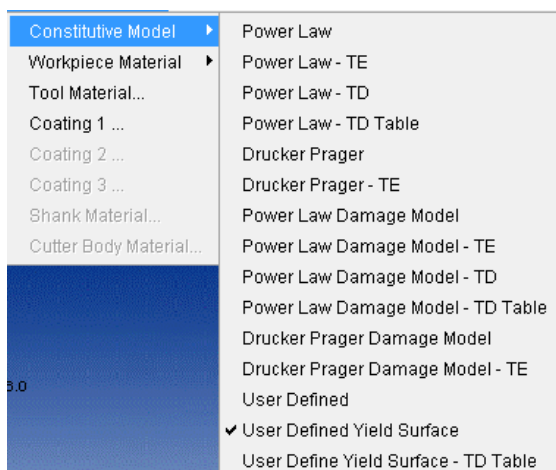


Слика 8.5. 2D симулациони модел за стругање уздужних жлебова

На слици 8.6 је приказан прозор у коме се врши избор материјала обратка избором опције *Custom*. Конститутивни нумерички модел материјала обратка је дефинисан у прозору приказаном на слици 8.7 избором опције *User Defined Yield Surface*.

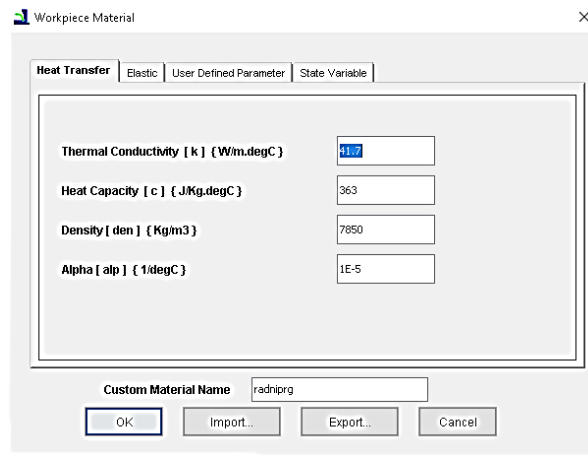


Слика 8.6. Избор материјала обратка

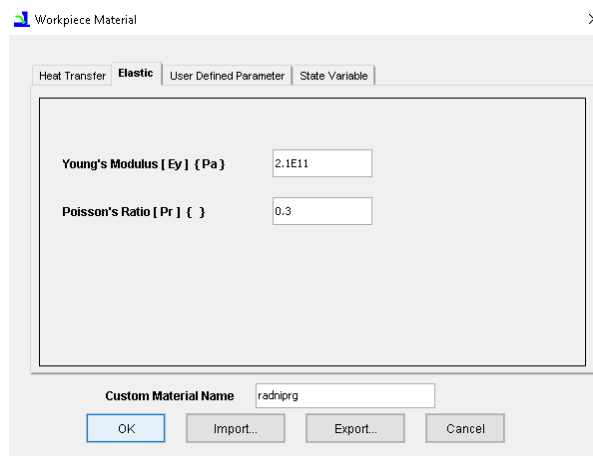


Слика 8.7. Избор конститутивног нумеричког модела материјала обратка

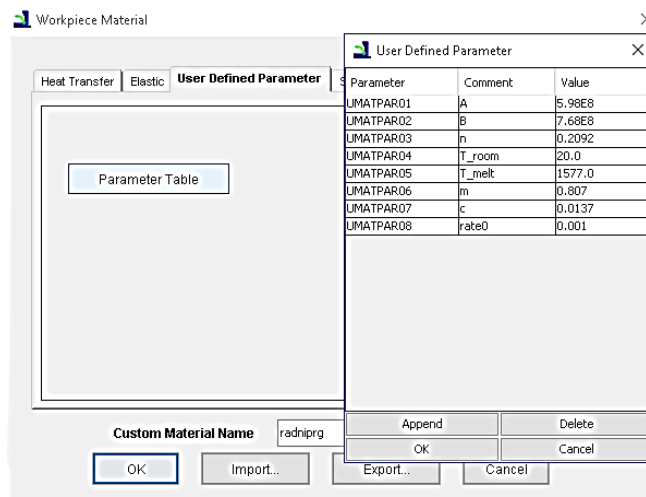
У прозору *Workpiece Material* избором опција *Heat Transfer* (слика 8.8) и *Elastic* (слика 8.9) се уносе физичка и механичка својства материјала обратка. Вредност параметара за *Johnson-Cook* симулациони модел се уносе, такође, у прозору *Workpiece Material* избором опције *User Defined Parameter* (слика 8.10).



Слика 8.8. Унос физичких својстава материјала обратка

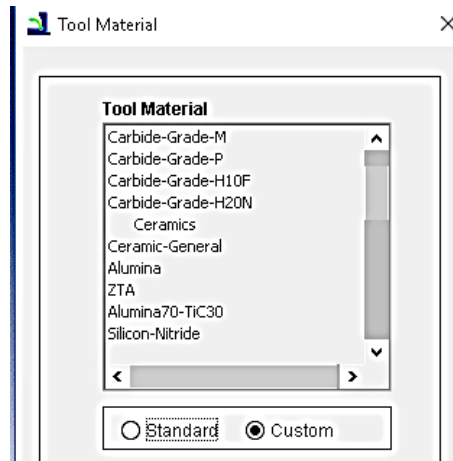


Слика 8.9. Унос механичких својстава материјала обратка

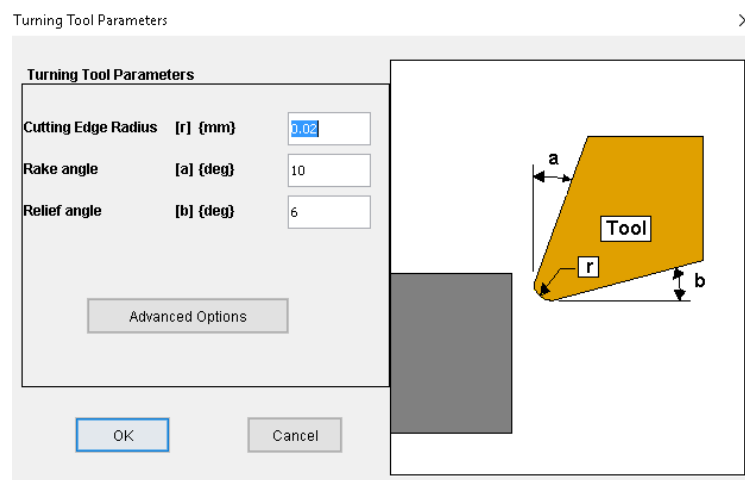


Слика 8.10. Унос вредности параметара за *Johnson-Cook* симулациони модел

На слици 8.11 је приказан прозор у коме се врши избор материјала алата избором, опције *Custom*. За изабрани алат (поглавље 6.3.2.) у прозору *Turning Tool Parameters* (слика 8.12) се уносе геометријски параметри обраде.

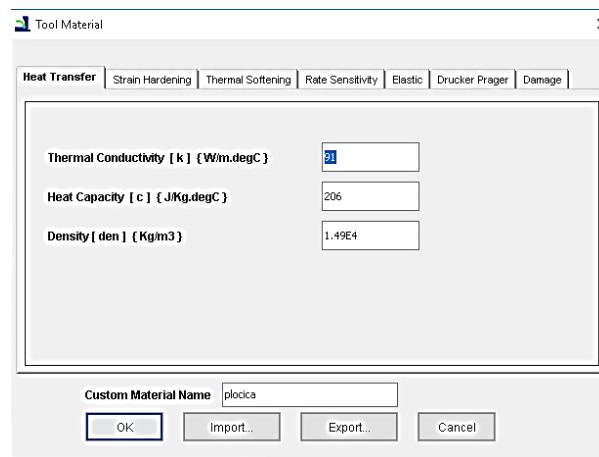


Слика 8.11. Избор материјала алата

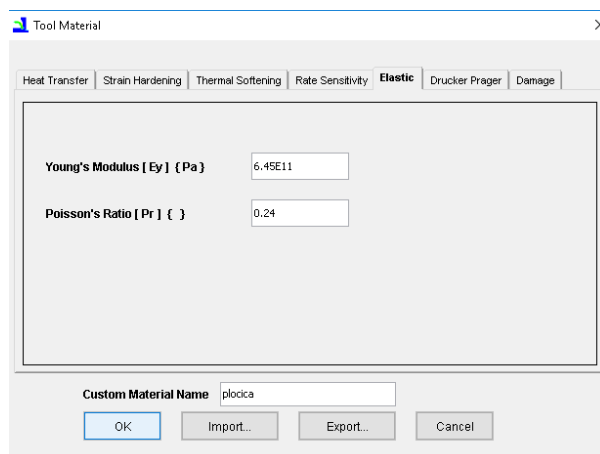


Слика 8.12. Унос геометријских параметара обраде

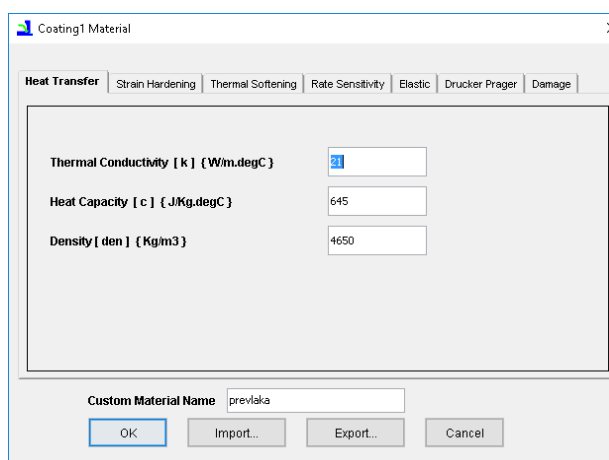
У прозору *Tool Material* избором опција *Heat Transfer* (слика 8.13) и *Elastic* (слика 8.14) се уносе физичка и механичка својства материјала резне плочице. Унос физичко-механичких карактеристика *TiN* превлаке је приказан на сликама 8.15 и 8.16.



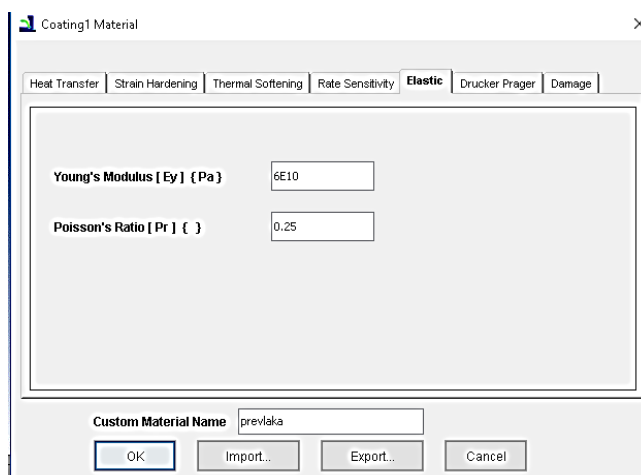
Слика 8.13. Унос физичких својстава материјала алата



Слика 8.14. Унос механичких својстава материјала алата

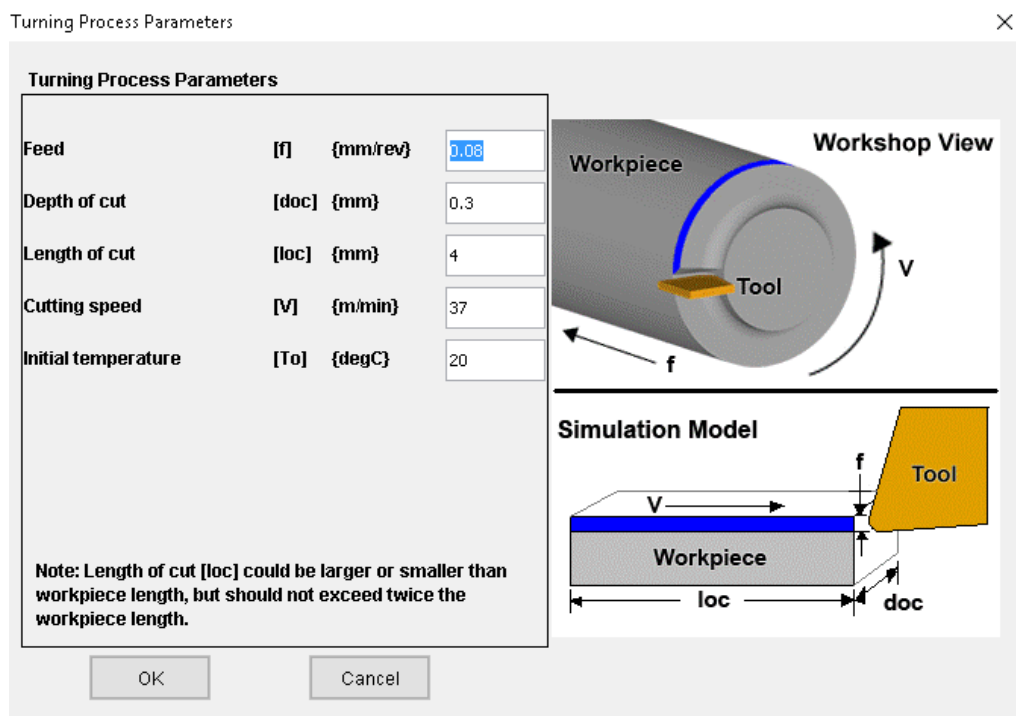


Слика 8.15. Унос физичких својстава за *TiN* превлаку



Слика 8.16. Унос механичких својстава за *TiN* превлаку

Технолошки параметри обраде уносе се у прозору *Turning Process Parameters* (слика 8.17).

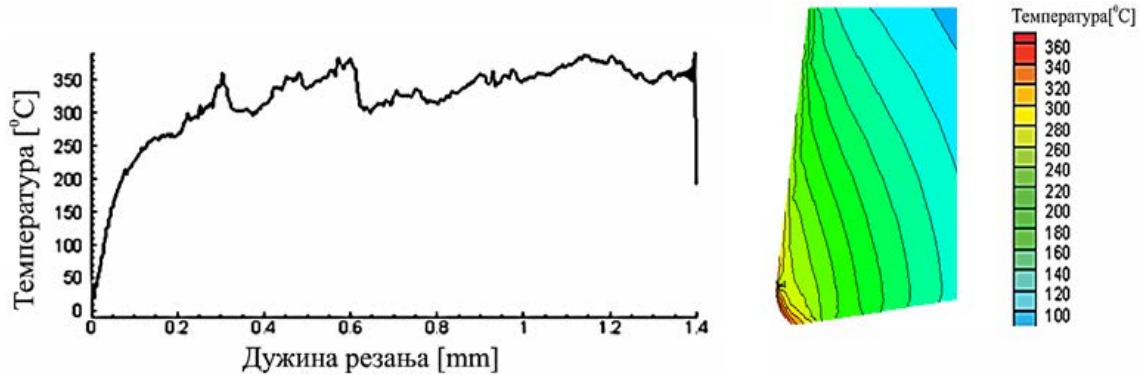


Слика 8.17. Унос технолошких параметара процеса обраде

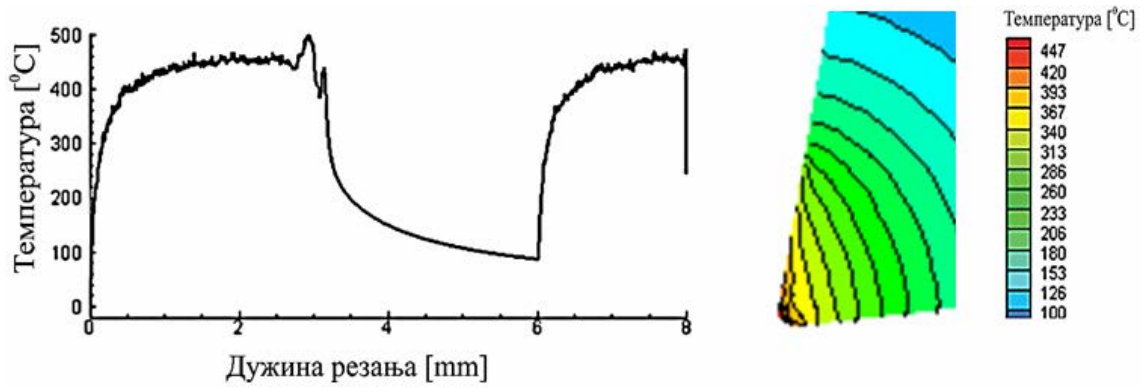
8.2. Резултати нумеричких симулација

Резултати прорачуна температура нумеричким симулацијама су најчешће приказани дијаграмски, а могу се приказати и у облику температурних поља. Термалне симулације омогућавају процену температуре алата, струготине, обратка и контакта алат/струготина.

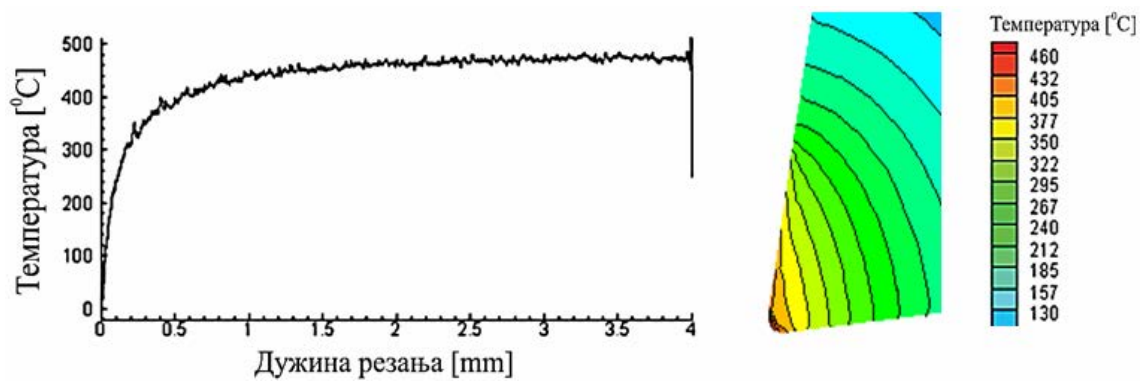
Нумеричке вредности температура на грудној површини алата у функцији дужине резања за различите режиме обраде у условима дисконтинуалне (стругање уздужних и попречних жлебова) и континуалне обраде су графички приказане на сликама 8.18 ÷ 8.26. Поред графичких приказа дата је и изотермална расподела температуре по дубини грудне површине алата у зони максималних температура. Ова зона је приближно на половини дубине резања од врха алата и непосредно близу главне резне ивице (приближно $0,1 \div 0,3 \text{ mm}$). Према томе, приказана температурна поља су формирана са пресечном равни која је управна на главну резну ивицу близу врха алата.



а) уздужни жлебови

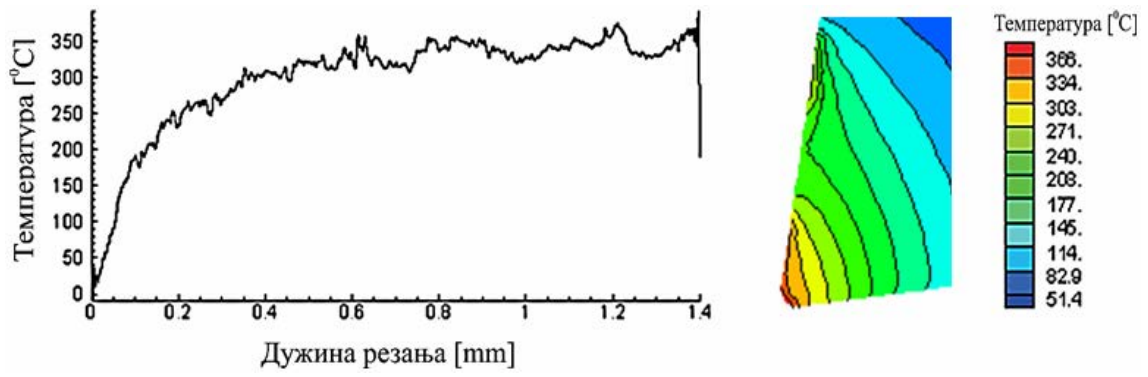


б) попречни жлебови

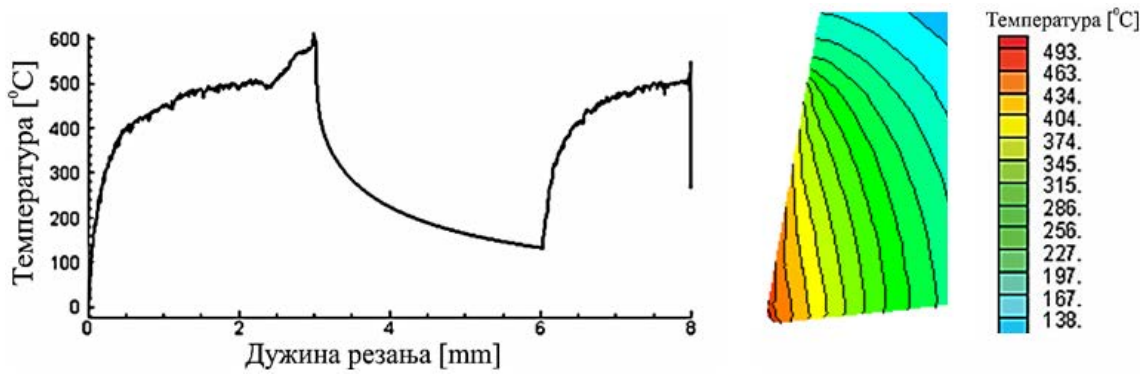


в) континуално стругање

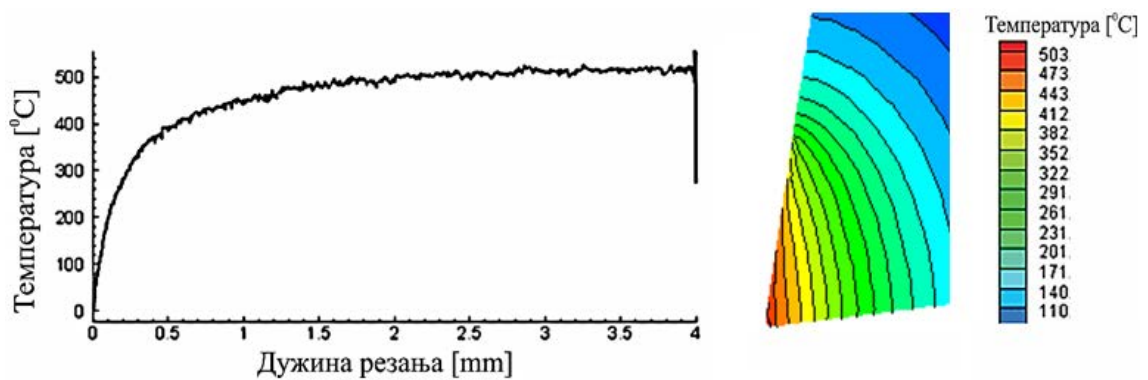
Слика 8.18. Максималне температуре при режиму обраде: $V = 37 \text{ m/min}$; $s = 0,08 \text{ mm/o}$; $a = 0,3 \text{ mm}$



а) уздужни жлебови

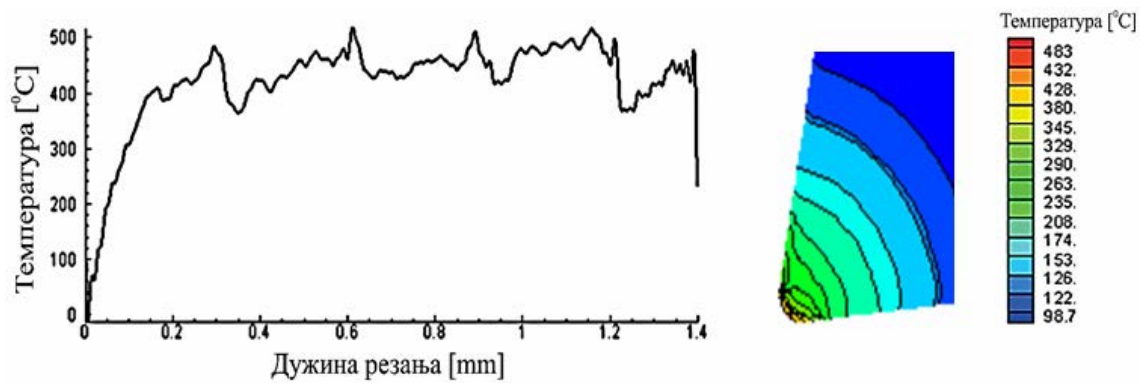


б) попречни жлебови

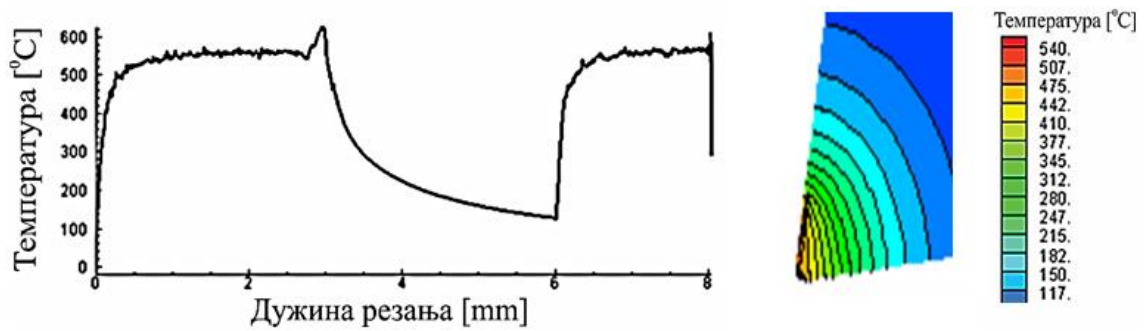


в) континуално стругање

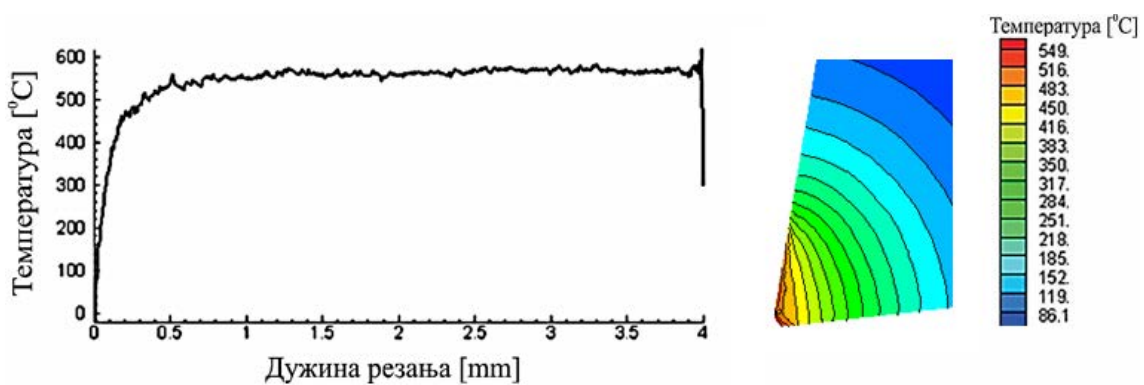
Слика 8.19. Максималне температуре при режиму обраде: $V = 37 \text{ m/min}$; $s = 0,2 \text{ mm/o}$; $a = 0,3 \text{ mm}$



а) уздужни жлебови

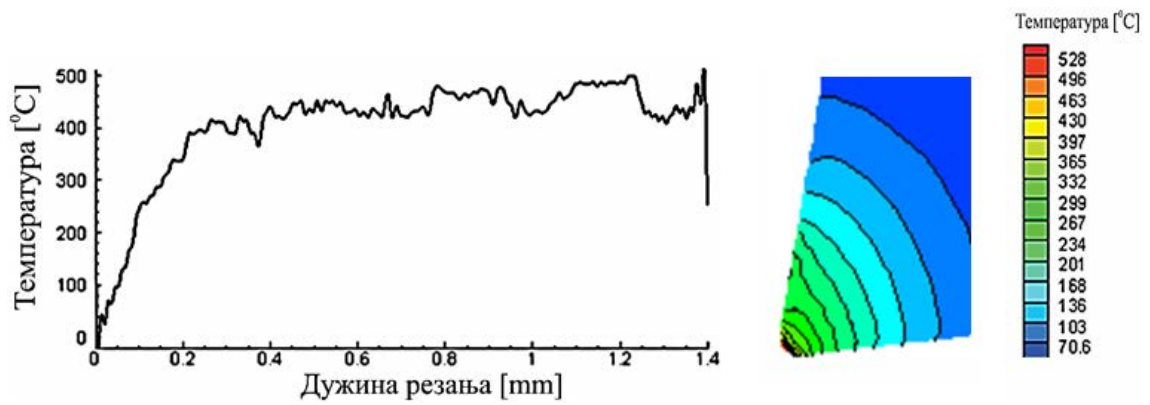


б) попречни жлебови

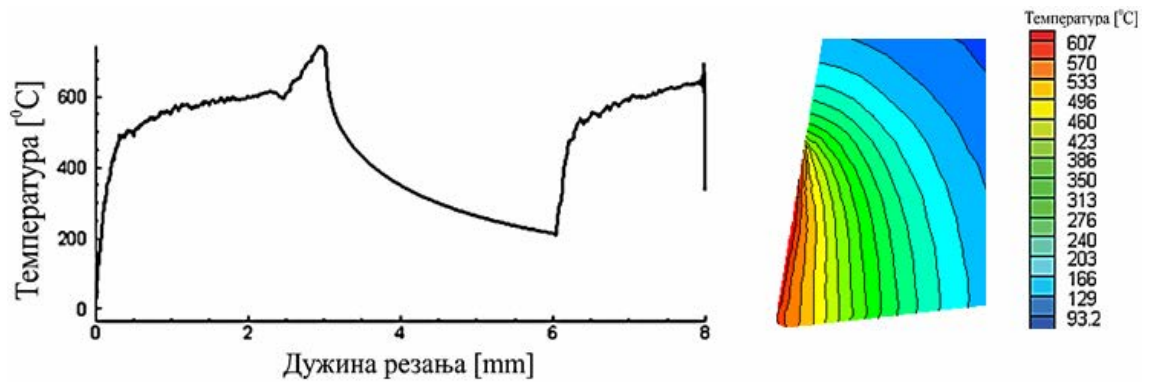


в) континуално стругање

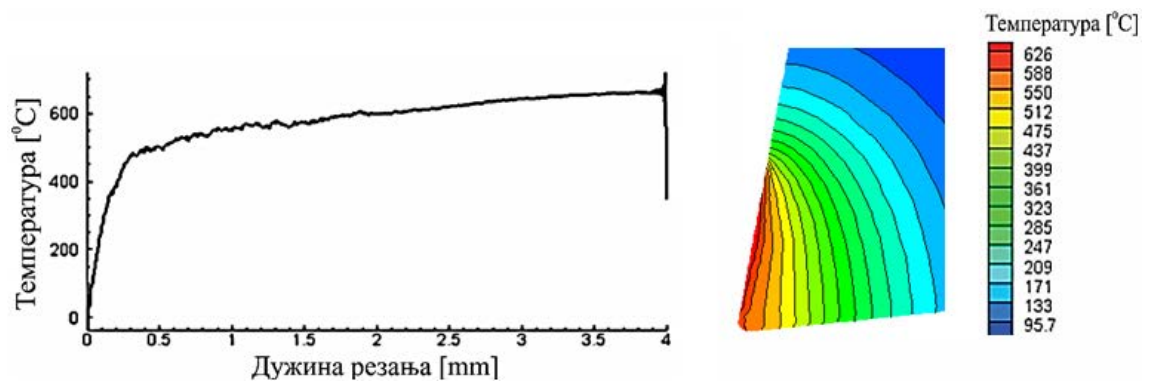
Слика 8.20. Максималне температуре при режиму обраде: $V = 92 \text{ m/min}$; $s = 0,08 \text{ mm/o}$; $a = 0,3 \text{ mm}$



а) уздужни жлебови

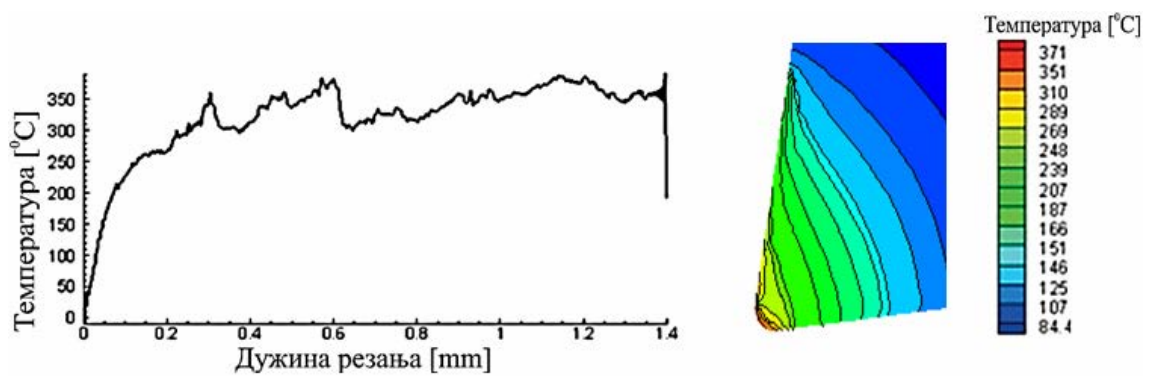


б) попречни жлебови

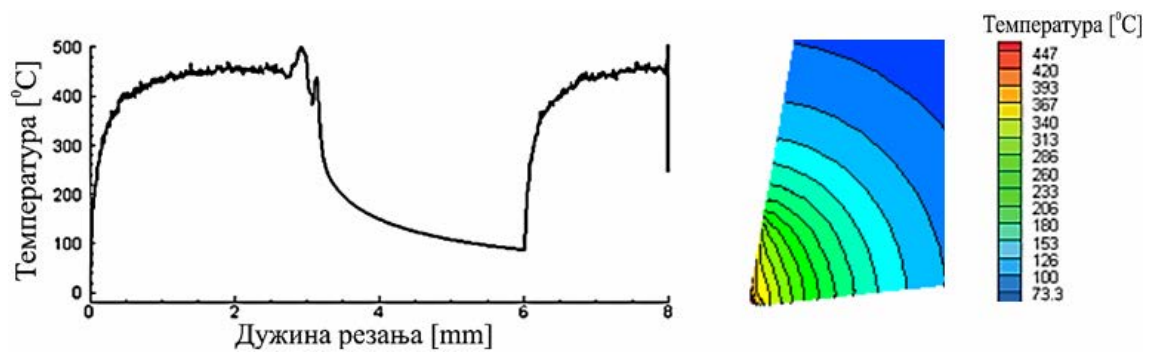


в) континуално стругање

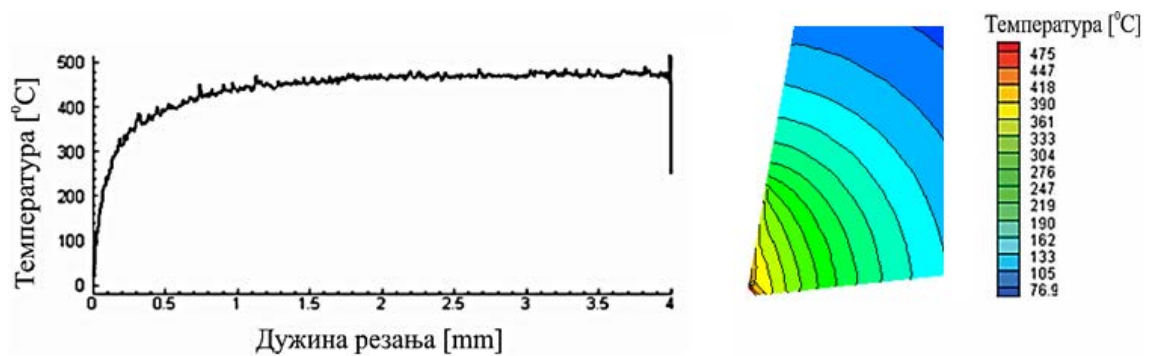
Слика 8.21. Максималне температуре при режиму обраде: $V = 92 \text{ m/min}$; $s = 0,2 \text{ mm/o}$; $a = 0,3 \text{ mm}$



а) уздужни жлебови

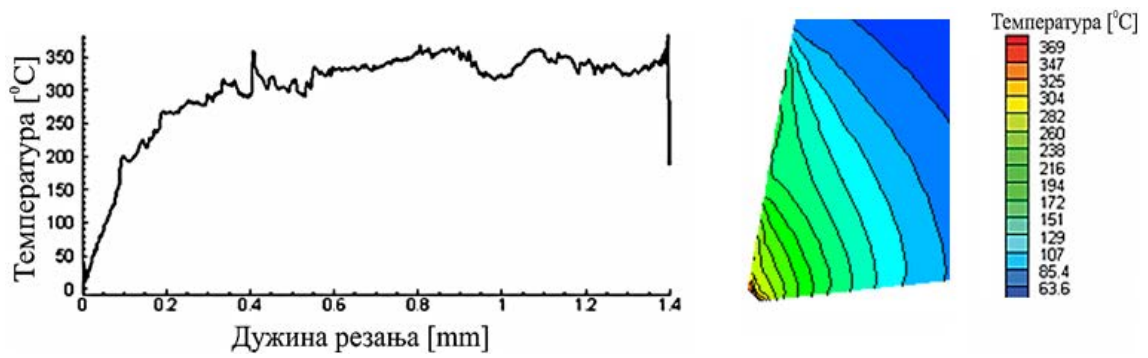


б) попречни жлебови

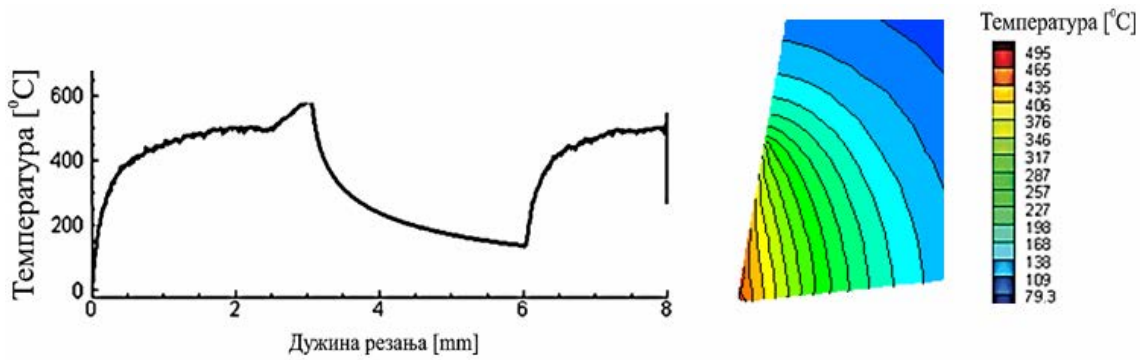


в) континуално стругање

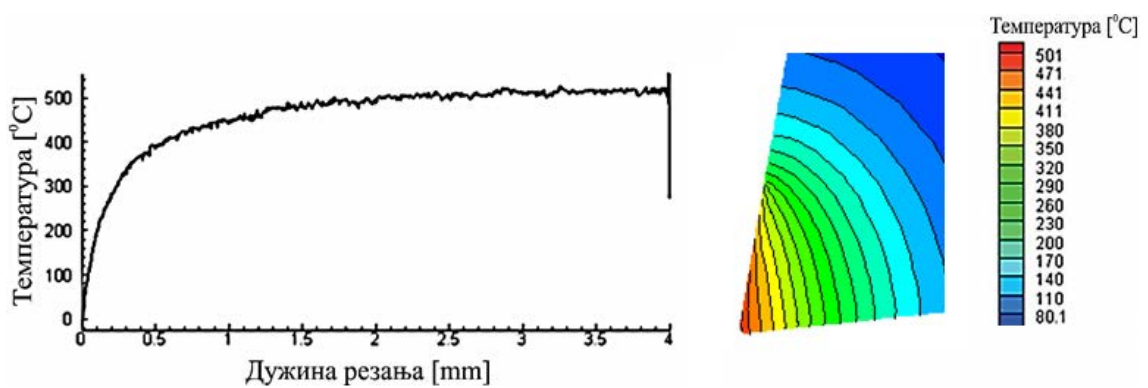
Слика 8.22. Максималне температуре при режиму обраде: $V = 37 \text{ m/min}$; $s = 0,08 \text{ mm/o}$; $a = 0,8 \text{ mm}$



а) уздужни жлебови

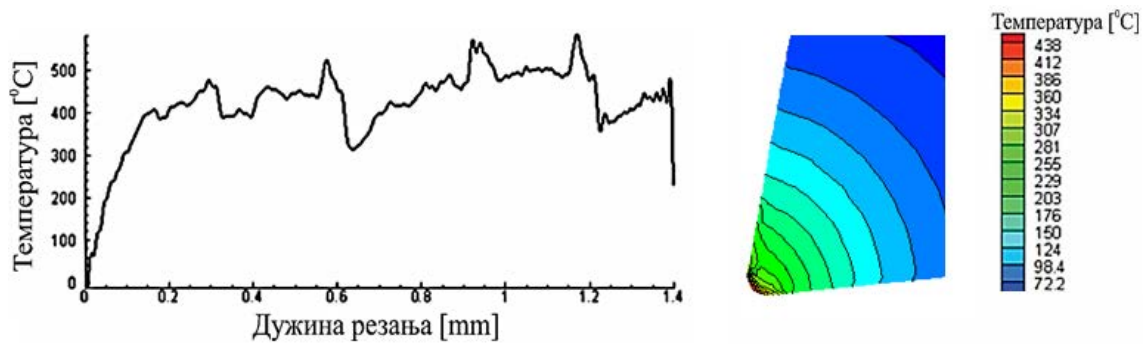


б) попречни жлебови

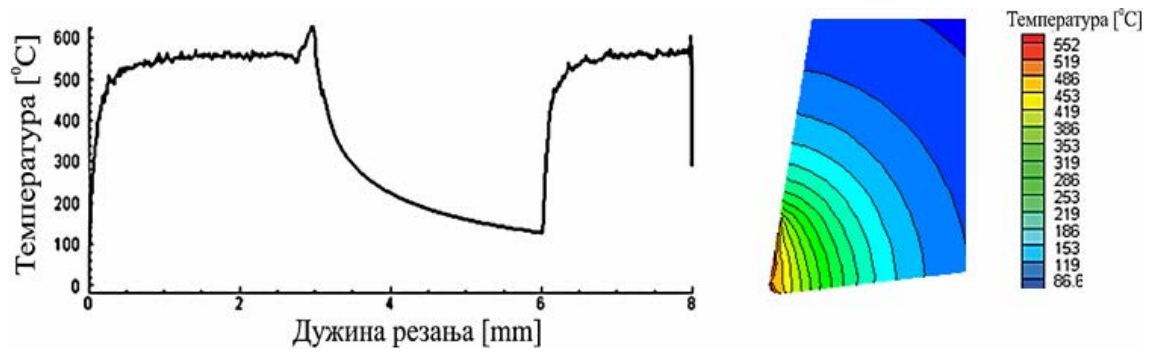


в) континуално стругање

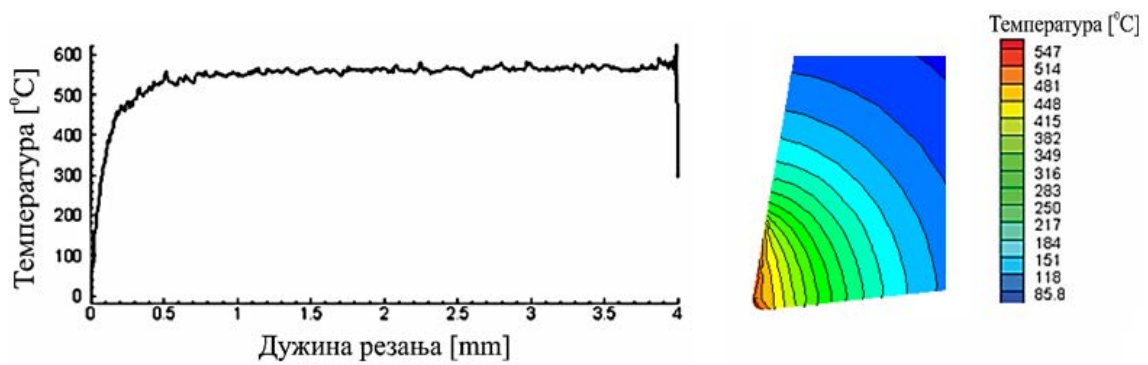
Слика 8.23. Максималне температуре при режиму обраде: $V = 37 \text{ m/min}$; $s = 0,2 \text{ mm/o}$; $a = 0,8 \text{ mm}$



а) уздужни жлебови

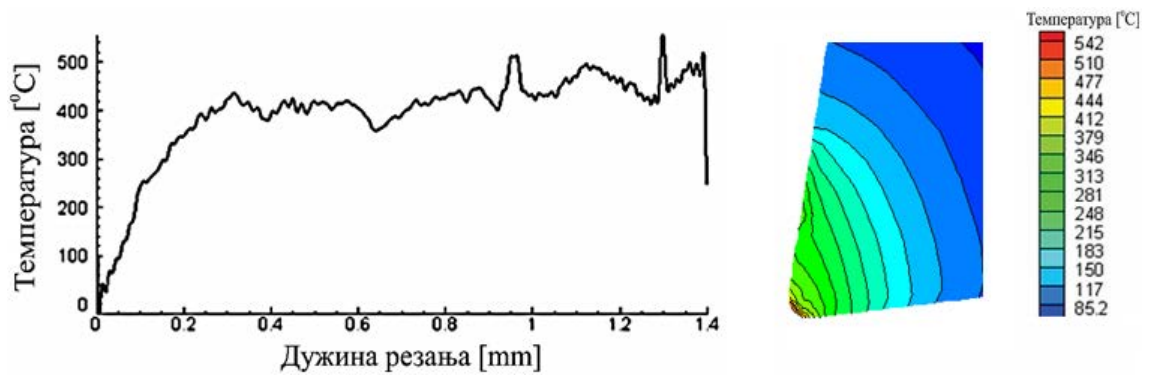


б) попречни жлебови

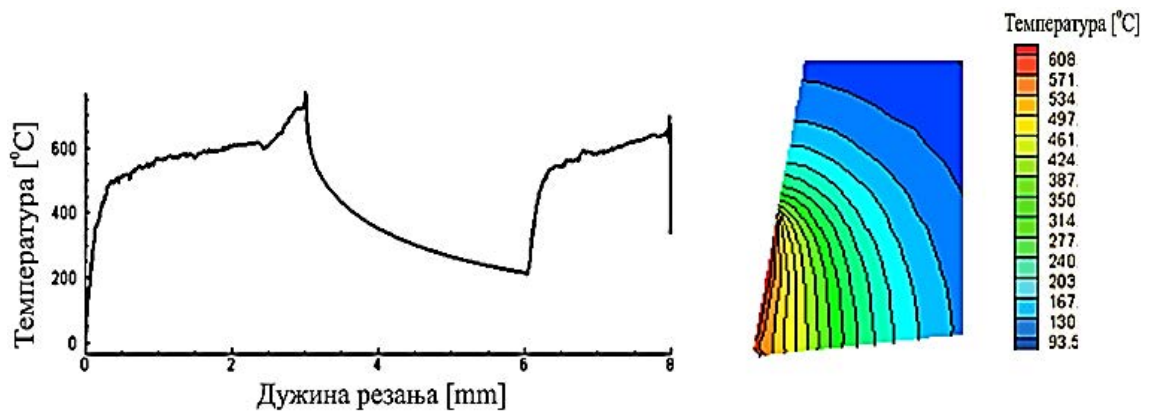


в) континуално стругање

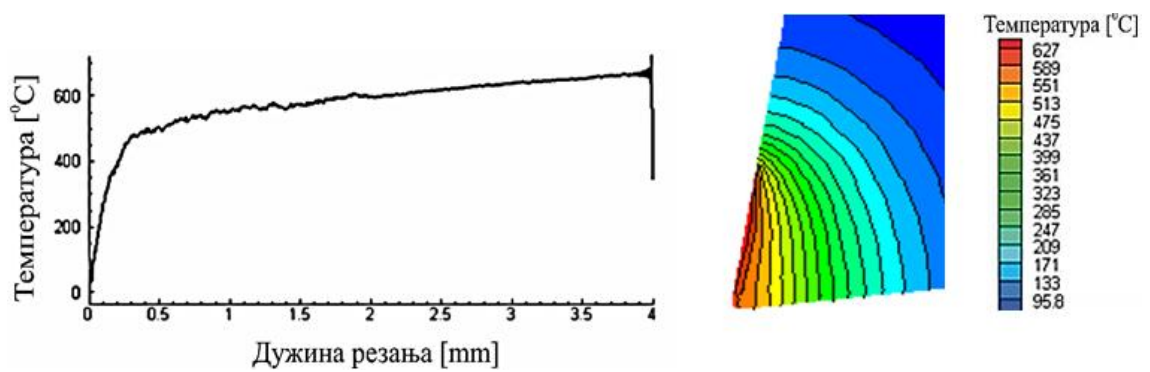
Слика 8.24. Максималне температуре при режиму обраде: $V = 92 \text{ m/min}$; $s = 0,08 \text{ mm/o}$; $a = 0,8 \text{ mm}$



а) уздужни жлебови

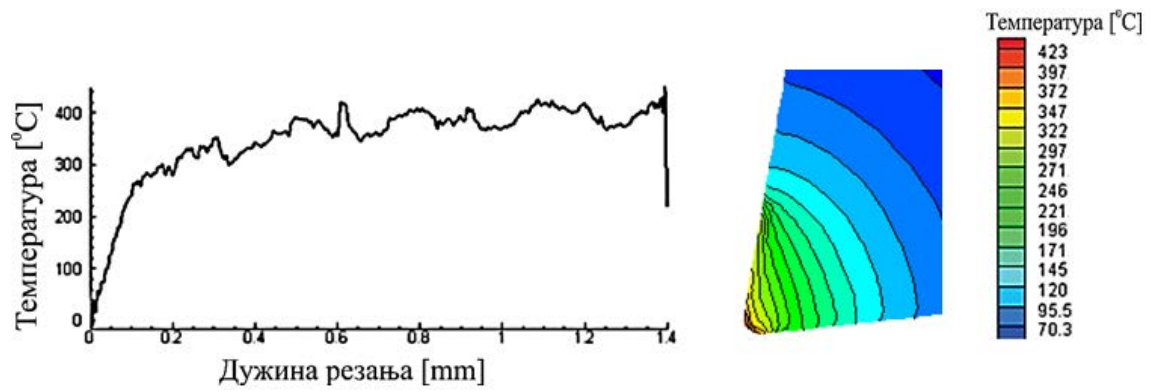


б) попречни жлебови

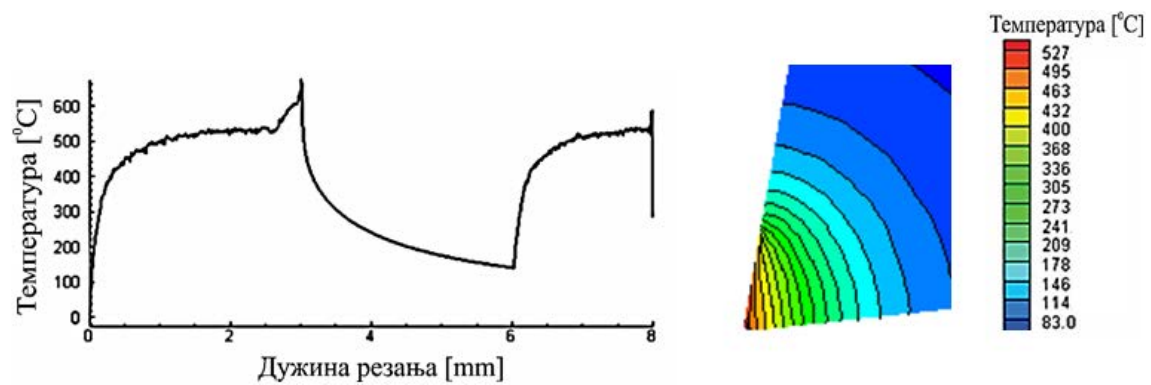


в) континуално стругање

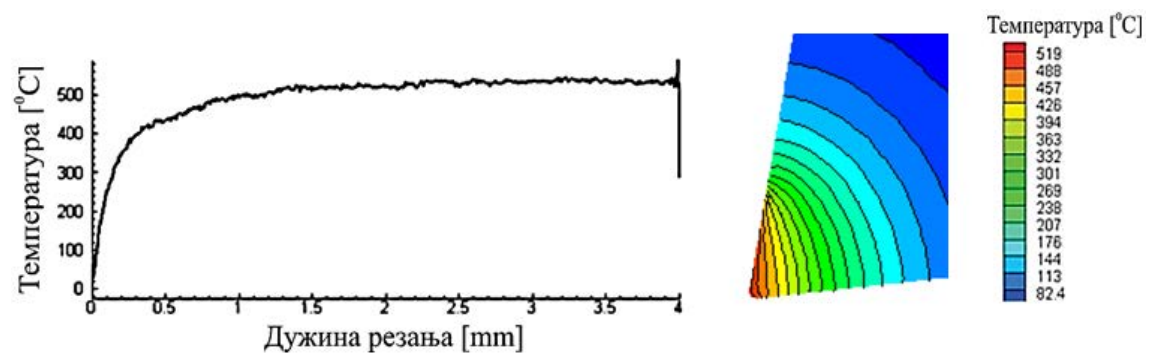
Слика 8.25. Максималне температуре при режиму обраде: $V = 92 \text{ m/min}$; $s = 0,2 \text{ mm/o}$; $a = 0,8 \text{ mm}$



а) уздужни жлебови



б) попречни жлебови



в) континуално стругање

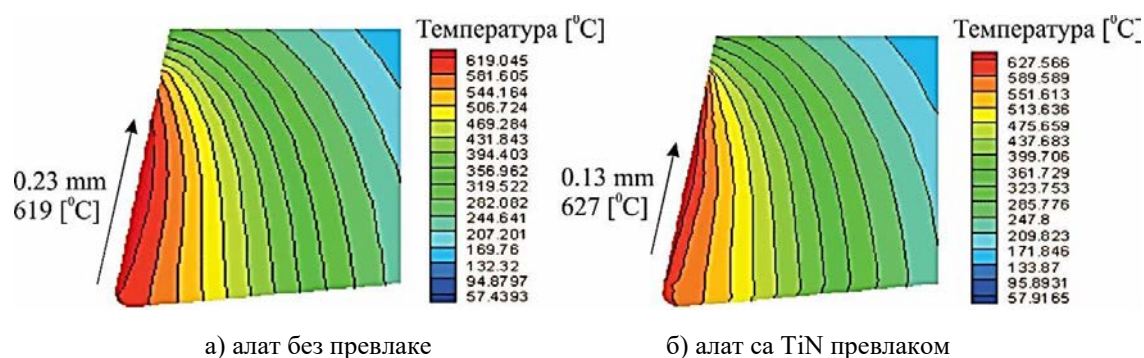
Слика 8.26. Максималне температуре при режиму обраде:
 $V = 58 \text{ m/min}$; $s = 0,14 \text{ mm/o}$; $a = 0,5 \text{ mm}$

Анализом дијаграма промене максималне температуре у функцији дужине резања са претходних слика, у табели 8.4 су дате вредности температура добијене симулацијама применом програма *AdvantEdge* за различите режиме обраде, а према плану експеримента (табела 6.7). Анализа је вршена на исти начин као код анализе резултата мерења максималне температуре применом термовизије. Код континуалне обраде то је максимална температура, код обраде попречних жлебова то је максимална и минимална температура, а код обраде уздужних жлебова средна температура.

Табела 8.4. Вредности температура добијених симулацијама у програмском пакету *AdvantEdge*

Редни број	Режим обраде			Континуално стругање T_{\max} °C	Стругање попречних жлебова T_{\min} °C		Стругање уздужних жлебова $T_{sr} = (T_{\max} + T_{\min})/2$ °C
	V m/min	s mm/o	a mm		T_{\max} °C	T_{\min} °C	
1.	37	0,08	0,3	460	80	447	335
2.	92	0,08	0,3	549	125	540	430
3.	37	0,2	0,3	503	130	493	330
4.	92	0,2	0,3	626	210	607	440
5.	37	0,08	0,8	475	85	447	350
6.	92	0,08	0,8	547	126	552	460
7.	37	0,2	0,8	501	140	495	350
8.	92	0,2	0,8	627	212	608	460
9.	58	0,14	0,5	519	140	527	390
10.	58	0,14	0,5	519	140	527	390
11.	58	0,14	0,5	519	140	527	390
12.	58	0,14	0,5	519	140	527	390

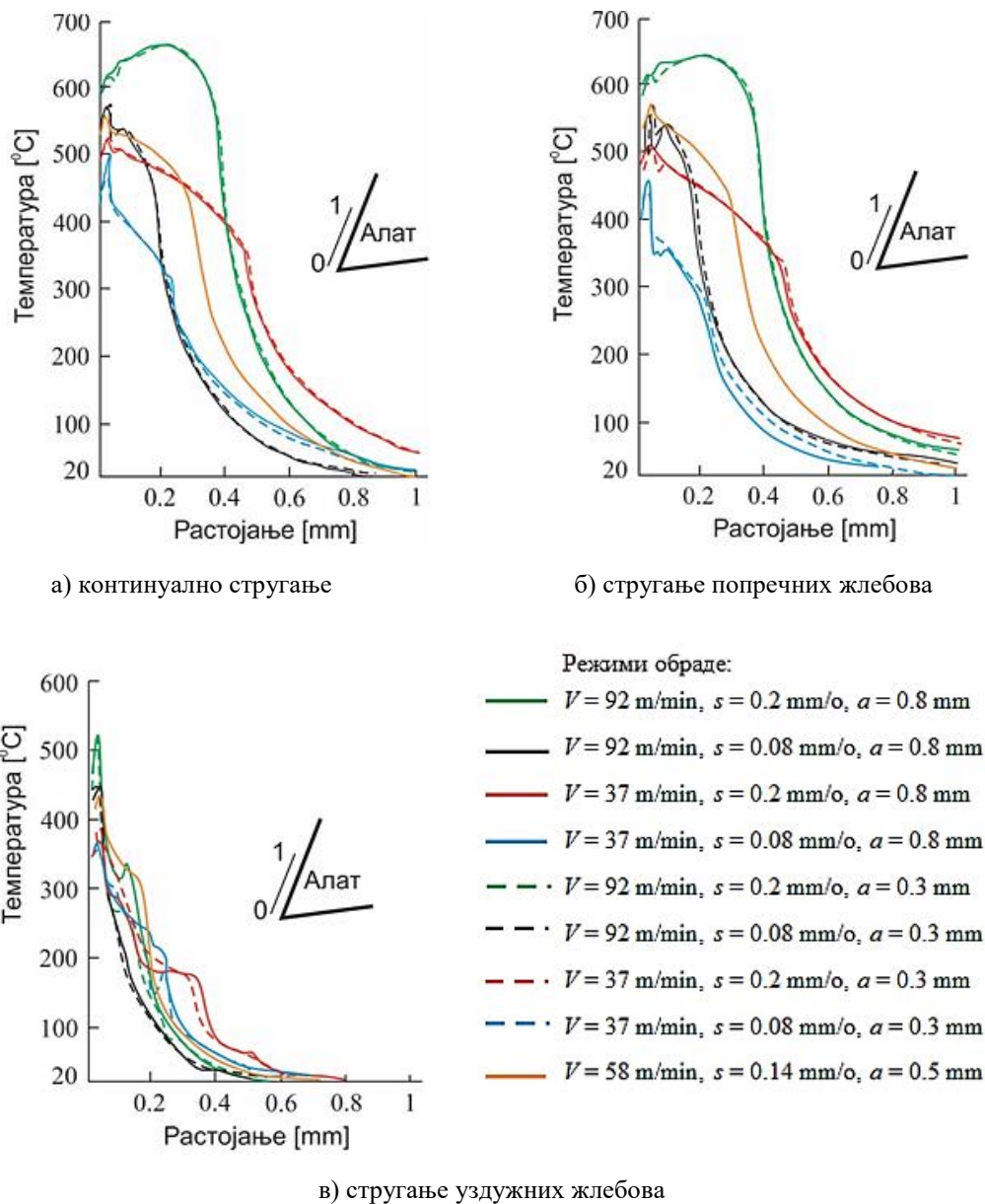
На слици 8.27 приказана су температурна поља по дубини грудне површине алата при континуалном стругању са резном плочицом без превлаке и резном плочицом са *TiN* превлаком. Ширина температурног поља са максималном температуром је ужа код плочице са превлаком у односу на плочицу без превлаке. Ово се објашњава тиме да резни алати са *TiN* превлаком имају мању топлотну проводљивост површинског слоја, као и коефицијент трења на контактної површини алат/струготина. То објашњава и чињеницу да алати са тврдим превлакама имају већу постојаност.



Слика 8.27. Температурна поља при континуалном стругању са режимом обраде:
 $V = 92$ m/min; $s = 0,2$ mm/o; $a = 0,8$ mm

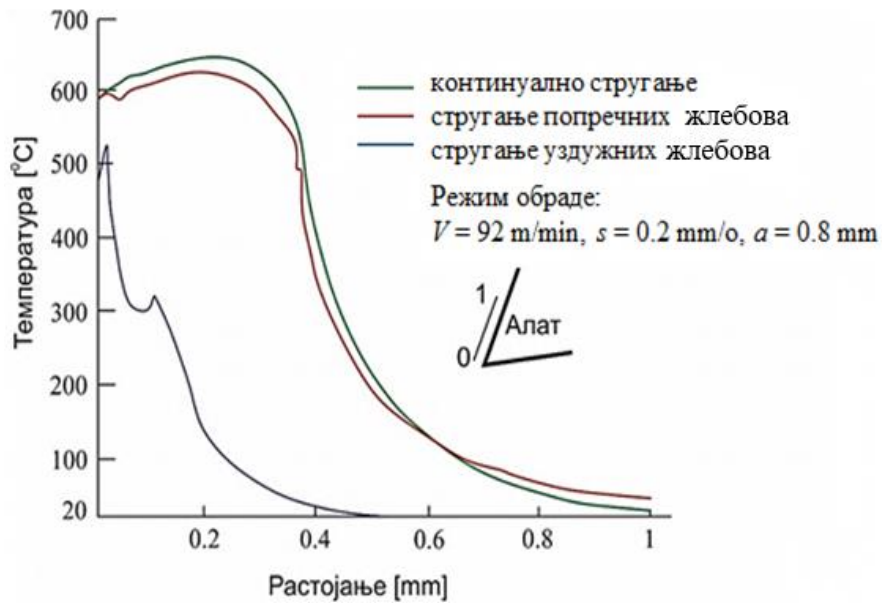
На слици 8.28а), б), в) су приказани дијаграми промене вредности температуре по линији грудне површине алата на дужини $0 \div 1$ mm (управно на главну резну ивицу) добијени симулацијом за континуално стругање и стругање попречних и уздужних жлебова. Са дијаграма се јасно уочава да су максималне температуре за

дате услове резања у непосредној близини главне резне ивице и резног врха алата, што је већ објашњено на почетку овог поглавља.



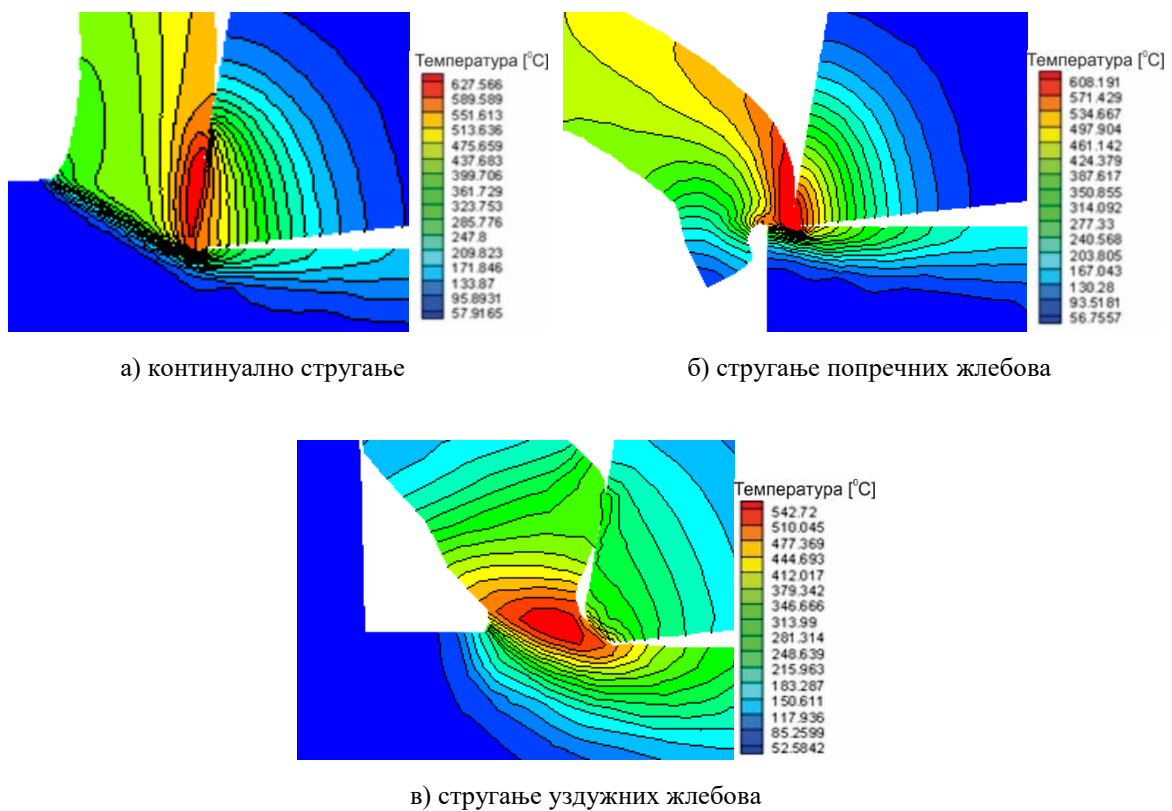
Слика 8.28. Промена температуре дуж грудне површине алата

Дијаграм приказан на слици 8.29 показује разлику промене вредности температуре по линији грудне површине алата за исти режим обраде и различите услове резања. Криве које се односе на континуално стругање и стругање попречних жлебова се готово поклапају, што је и логично имајући у виду да се при стругању попречних жлебова дефинисаним на обратку, алат греје до максималне температуре која је приближно иста температури код континуалног стругања.



Слика 8.29. Промена температуре дуж грудне површине алата за различите услове резања

На сликама 8.30а), б) и в) су приказани симулациони модели изотермичке расподеле температура у алату, обратку и струготини код континуалног стругања, стругања попречних жлебова и стругања уздужних жлебова за дати режим обраде.



Слика 8.30. Расподела температуре у контактної зони резања (режим обраде: $V = 92 \text{ m/min}$; $s = 0,2 \text{ mm/o}$; $a = 0,8 \text{ mm}$)

Слика 8.30 јасно показује да се из контакта алат/струготина више топлоте преноси у струготину у односу на алат, што потврђују досадашња сазнања из одговарајуће стручне литературе базирана на експерименталним истраживањима. Изотермичке површине у зони резања приказане код сва три модела показују да су максималне температуре локализоване у близини ивице резања и резног врха алата што се слаже са досада објављеним експерименталним резултатима. Изотермичке површине, такође показују да се температуре на грудној површини алата смањују посматрајући од главне ивице резања према крају контакта алат/струготина.

Са приказаних слика се јасно уочава да је контактна површина алат/струготина са максималном температуром најдужа код континуалног стругања, значајно мања код стругања попречних жлебова, а најмања код стругања уздужних жлебова. Истраживања су показала да разлике максималних температура у зони резања нису велике код континуалне и дисконтинуалне обраде. Међутим, оно што је ново показано овим истраживањима је да се топлотна поља значајно разликују код ова три случаја обраде стругањем. Са смањењем контактне површине алат/струготина значајно се смањује дужина изотермалног поља са максималном температуром. Такође се значајно смањује дифузија топлоте по дубини грудне површине алата са смањењем контактне површине. То значи да смањењем контактне површине алат/струготина значајно се смањује дифузија топлоте у алат. Познавајући механизам хабања алата може се закључити да смањење контактне површине повољно утиче на смањење хабања, тј. повећање постојаности алата. На основу идентификације температурних поља са датих слика се види да су максималне температуре на грудној површини алата 627 °C (континуално стругање), 608 °C (стругање попречних жлебова) и 542 °C (стругање уздужних жлебова) лоциране близу главне резне ивице.

9. АНАЛИЗА РЕЗУЛТАТА

Анализа резултата обухвата анализу температура у алату добијених експерименталним истраживањима (табела 7.6) и симулацијама. У програмском пакету *AdvantEdge* у дисертацији су симулацијама добијене нумеричке вредности температура у истим условима у којима су вршена експериментална истраживања (табела 8.4). Акцент анализе су максималне температуре које могу да утичу на промену физичко-механичких карактеристика алатног материјала и тиме да убрзају развој хабања, тј. смање постојаност алата.

Анализа утицаја параметара режима обраде на температуре у алату на основу експерименталних истраживања је показала да са повећањем брзине резања уз непромењен корак и дубину резања, температуре расту у приближно истом износу без обзира на попречни пресек струготине. У табели 9.1 а) (подаци на основу табеле 7.6) су унете вредности температура у алату за режиме обраде са најмањом и највећом брзином резања из плана експеримента и непромењена друга два параметра режима за најмањи попречни пресек струготине (корак $s=0.08$ мм/о и дубина резања $a=0.3$ мм), а у табели 9.1 б) за највећи попречни пресек струготине (корак $s=0.2$ мм/о и дубина резања $a=0.8$ мм).

Табела 9.1. Процентуално повећање температуре у алату са повећањем брзине резања

а) Минимални пресек струготине

Редни број	Режим обраде			Континуалн о стругање	Стругање попречних жлебова		Стругање уздужних жлебова
	V m/min	s mm/o	a mm		Експеримент		
				T_{\max} , °C	T_{\min} , °C	T_{\max} , °C	T_{sr} , °C
1.	37	0,08	0,3	518	95	566	270
2.	92	0,08	0,3	558	120	575	345
				+7,7%	+26,3%	+1,6%	+27,8%

б) Максимални пресек струготине

Редни број	Режим обраде			Континуалн о стругање	Стругање попречних жлебова		Стругање уздужних жлебова
	V m/min	s mm/o	a mm		Експеримент		
				T_{\max} , °C	T_{\min} , °C	T_{\max} , °C	T_{sr} , °C
1.	37	0,2	0,8	585	174	630	380
2.	92	0,2	0,8	641	220	670	450
				+9,6%	+26,4%	+6,3%	+18,4%

У табели 9.2 а) и б) су дате вредности температура у алату за режим обраде са најмањим и највећим кораком из плана експеримента и непромењена друга два параметра режима (брзина и дубина резања) и процентуални пораст температуре код најмање брзине и дубине резања и код највеће брзине и дубине резања. Анализа

утицаја повећања корака на температуру резања је показала да са повећањем корака уз непромењену брзину и дубину резања, температуре расту у приближно истом износу без обзира на њихове вредности. Уочава се да је код највећих вредности брзине и дубине резања и корака минимална температура код обраде попречних жлебова највише порасла. Разлог за то треба најпре тражити у већим вредностима температуре резања при овој обради и недовољном времену за хлађење алата.

Табела 9.2. Процентуално повећање температуре у алату са повећањем корака

а) Најмања брзина и дубина резања

Редни број	Режим обраде			Континуалн о стругање	Стругање попречних жлебова		Стругање уздужних жлебова
	s <i>mm/o</i>	V <i>m/min</i>	a <i>mm</i>		Експеримент		
				$T_{max}, ^\circ C$	$T_{min}, ^\circ C$	$T_{max}, ^\circ C$	$T_{sr}, ^\circ C$
1.	0,08	37	0,3	518	95	566	270
2.	0,2	37	0,3	548	109	576	290
				+5,8%	+14,7%	+1,8%	+7,4%

б) Највећа брзина и дубина резања

Редни број	Режим обраде			Континуалн о стругање	Стругање попречних жлебова		Стругање уздужних жлебова
	s <i>mm/o</i>	V <i>m/min</i>	a <i>mm</i>		Експеримент		
				$T_{max}, ^\circ C$	$T_{min}, ^\circ C$	$T_{max}, ^\circ C$	$T_{sr}, ^\circ C$
1.	0,08	92	0,8	625	150	660	415
2.	0,2	92	0,8	641	220	670	450
				+2,6%	+46,7%	+1,5%	+8,4%

У табели 9.3 а) и б) су дате вредности температура у алату за режим обраде са најмањом и највећом дубином резања из плана експеримента и непромењена друга два параметра режима (брзина резања и корак).

Табела 9.3. Процентуално повећање температуре у алату са повећањем дубине резања

а) Најмања брзина резања и корак

Редни број	Режим обраде			Континуално стругање	Стругање попречних жлебова		Стругање уздужних жлебова
	a <i>mm</i>	V <i>m/min</i>	s <i>mm/o</i>		Експеримент		
				$T_{max}, ^\circ C$	$T_{min}, ^\circ C$	$T_{max}, ^\circ C$	$T_{sr}, ^\circ C$
1.	0,3	37	0,08	518	95	566	270
2.	0,8	37	0,08	576	90	570	360
				+11,2%	-5,3%	-0,7%	+33,3%

б) Највећа брзина резања и корак

Редни број	Режим обраде			Континуално стругање	Стругање попречних жлебова		Стругање уздужних жлебова
	<i>a</i> mm	<i>V</i> m/min	<i>s</i> mm/o	Експеримент			
				T_{max} , °C	T_{min} , °C	T_{max} , °C	T_{sr} , °C
1.	0,3	92	0,2	601	170	620	350
2.	0,8	92	0,2	641	220	670	450
				+6,6%	+29,4%	+8,1%	+28,6%

У случају малих брзина резања и малог корака, повећање дубине резања са 0.3 на 0.8 мм не доводи до значајне промене температуре резања при обради обратка са попречним жлебовима (табела 9.3а). У свим осталим случајевима, континуална обрада и обрада уздужних жлебова, као и обрада са већим вредностима брзине резања и корака доводе до значајнијег повећања мерене температуре у алату.

Анализом табела 9.1, 9.2 и 9.3 може се закључити да максималне температуре на грудној површини алата у највећем броју случајева значајније расту при порасту сваког од анализираних параметара, стим да на температуре резања највећи утицај има брзина резања, затим дубина резања и на крају корак.

Приказани просторни дијаграми зависности температуре на грудној површини алата од режима обраде (слике 7.12 ÷ 7.20) показују да су максималне температуре приближно исте код континуалне обраде и стругања попречних жлебова, стим што су нешто веће код стругања попречних жлебова. Код стругања уздужних жлебова дијаграми показују да су средње температуре значајно ниже у односу на континуално стругање и стругање попречних жлебова. Овакви резултати су донекле и очекивани имајући у виду услове обраде резањем.

Експоненцијални математички модели којима су дефинисане рачунске вредности температура на грудној површини алата и којима су успостављене зависности одговарајућих температура у алату и параметара режима обраде имају високе коефицијенте корелације (изрази 7.1÷7.4), што значи да је изабрани математички модел одговарајући.

У табели 9.4 су дате вредности температура на грудној површини алата добијене експерименталним истраживањима и симулацијама применом програмског пакета *AdvantEdge*. У табели 9.5 су дата процентуална одступања прорачунатих вредности температура добијених нумеричком анализом методом коначних елемената у програмском пакету *AdvantEdge* у односу на измерене вредности.

Код континуалног стругања максималне температуре на грудној површини алата добијене симулацијама према изабраним режимима обраде одступају у односу на експериментална мерења у опсегу од 1,6% ÷ 17,5% што су сасвим задовољавајућа одступања. Измерене температуре резања су веће од симулацијом добијених. То је за очекивање, јер модел узима у обзир температуру насталу у контакту алат/струготина. Ово потврђује адекватност изабраног модела за симулацију кога чине како модел тако и одабрани конститутивни параметри материјала обратка код

спољашњег уздужног континуалног стругања. Наведене процентуалне разлике су веће код мањих брзина резања ($V = 37 \text{ m/min}$ и $V = 58 \text{ m/min}$) у односу на брзину резања $V = 92 \text{ m/min}$. Потврда адекватности модела за симулацију континуалног стругања у односу на експериментална мерења је била основа за изналажење симулационих модела при спољашњем уздужном стругању попречних и уздужних жлебова.

Табела 9.4. Вредности температура добијених експерименталним мерењима и симулацијама

Редни број	Режими обраде			Континуална обрада		Обрада попречних жлебова				Обрада уздужних жлебова	
	V m/min	s mm/o	a mm	Експ.	Симул.	Експ.	Симул.	Експ.	Симул.	Експ.	Симул.
				T_{\max} °C	T_{\max} °C	T_{\min} °C	T_{\min} °C	T_{\max} °C	T_{\max} °C	T_{sr} °C	T_{sr} °C
1.	37	0,08	0,3	518	460	95	80	566	447	270	335
2.	92	0,08	0,3	558	549	120	125	575	540	345	430
3.	37	0,2	0,3	548	503	109	130	576	493	290	330
4.	92	0,2	0,3	601	626	170	210	620	607	350	440
5.	37	0,08	0,8	576	475	90	85	570	447	360	350
6.	92	0,08	0,8	625	547	150	126	660	552	415	460
7.	37	0,2	0,8	585	501	174	140	630	495	380	350
8.	92	0,2	0,8	641	627	220	212	670	608	450	460
9.	58	0,14	0,5	585	519	150	140	615	527	363	390
10.	58	0,14	0,5	586	519	164	140	614	527	368	390
11.	58	0,14	0,5	581	519	163	140	617	527	369	390
12.	58	0,14	0,5	585	519	153	140	616	527	370	390

Табела 9.5. Процентуална одступања вредности температура добијених симулацијама у односу на експерименталне вредности

Редни број	Режим обраде			Континуално стругање	Стругање попречних жлебова			Стругање уздужних жлебова
	V m/min	s mm/o	a mm		$\frac{T_{\max \text{ exp}} - T_{\max \text{ sim}}}{T_{\max \text{ exp}}} \cdot 100 \%$	$\frac{T_{\min \text{ exp}} - T_{\min \text{ sim}}}{T_{\min \text{ exp}}} \cdot 100 \%$	$\frac{T_{\max \text{ exp}} - T_{\max \text{ sim}}}{T_{\max \text{ exp}}} \cdot 100 \%$	
1.	37	0,08	0,3	11,1	15,7	21,0	-24,0	
2.	92	0,08	0,3	1,6	-4,1	6,0	-24,6	
3.	37	0,2	0,3	8,2	-19,2	14,4	-13,8	
4.	92	0,2	0,3	-4,1	-23,5	2,1	-25,7	
5.	37	0,08	0,8	17,5	5,5	21,5	2,7	
6.	92	0,08	0,8	12,4	16,0	16,3	-10,8	
7.	37	0,2	0,8	14,3	19,5	21,4	7,8	
8.	92	0,2	0,8	2,2	3,6	9,2	-2,2	
9.	58	0,14	0,5	11,2	6,6	14,3	-7,4	
10.	58	0,14	0,5	11,4	14,6	14,1	-5,9	
11.	58	0,14	0,5	10,6	14,1	14,5	-5,7	
12.	58	0,14	0,5	11,2	8,5	14,4	-5,4	

Одступања прорачунатих вредности максималних температура на грудној површини алата добијених симулацијом при уздужном стругању попречних жлебова

у односу на експериментална мерења су у опсегу од 2,1% ÷ 21,5%, што је такође прихватљиво. Највећа процентуална неслагања која износе 21,0%, 21,4% и 21,5% односе се само на три режима обраде у односу на остале режиме према плану експеримента где су одступања значајно мања. Веће процентуалне разлике су код мањих брзина резања, а занемарљиво неслагање је код највеће брзине резања, што се односило и на континуално стругање.

Према приказаним вредностима у табели 9.4 максималне температуре на грудној површини алата добијене експерименталним мерењима су нешто веће код стругања попречних жлебова у односу на континуално стругање. Ово се може објаснити чињеницом да загрејан алат после стругања венца улази у празан простор, где се хлади до одређене температуре тако да следећи венац реже са пред температуром која је доста већа у односу на температуру околине. Код ове врсте обраде графички прикази експерименталних мерења (слике 7.1 ÷ 7.8) и симулација (слике 8.18 ÷ 8.26) указују и на минималне температуре на грудној површини алата које су логичка последица хлађења алата у жлебу (празан простор). Оне нису битне кад је у питању хабање односно постојаност алата па им се неће посветити посебна пажња у одговарајућим анализама. Према приказаним резултатима у табели 9.5 симулационе вредности минималних температура у односу на вредности експерименталних мерења показују разлику у опсегу 4,1% ÷ 23,5%, што је такође прихватљива грешка. Ово посебно ако се има у виду да се проценат 23,5% односи само на један режим обраде ($V = 92 \text{ m/min}$, $s = 0,2 \text{ mm/o}$ и $a = 0,3 \text{ mm}$), а неслагања за остале режиме су мања, за пет режима и доста мања (табела 9.5).

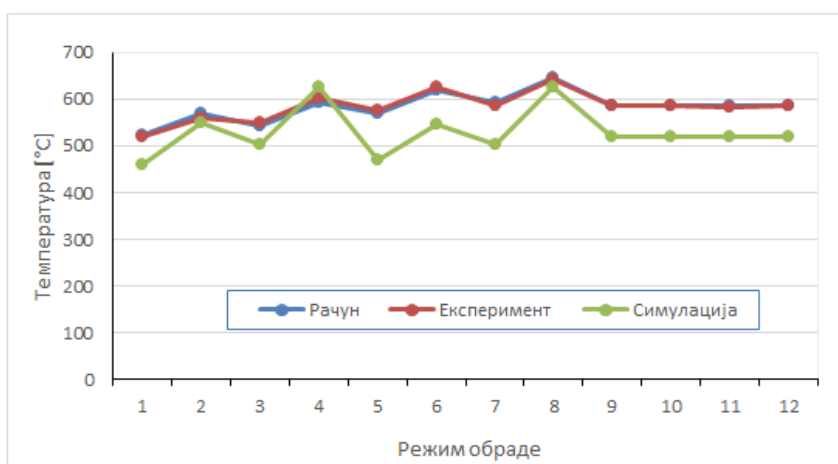
Наведена одступања нумеричких вредности како максималних тако и минималних температура на грудној површини алата у односу на експериментална мерења код стругања попречних жлебова потврђују тачност симулационог модела у нумеричким анализама методом коначних елемената у оваквим и сличним условима обраде.

Код стругања уздужних жлебова графички прикази експерименталних мерења (слике 7.1 ÷ 7.8) и симулација (слике 8.18 ÷ 8.26) показују да су дијаграми тестерастог облика за разлику од континуалног стругања и стругања попречних жлебова. То значи да температуре осцилују од максималних до минималних вредности у одређеном опсегу у кратким временским интервалима. Дати графички прикази су и очекивани обзиром на услове резања. Наиме, ова врста стругања је слична стругању пуног материјала, тј. при сваком обрту обратка алат се греје и хлади у веома кратким временским интервалима што условљава температурне осцилације у зони резања. Овакви услови резања су били веома битни при формирању модела за симулацију стругања уздужних жлебова што је детаљније објашњено у поглављу 8. Алат мора бити у контакту и у празном простору (жлеб) како се не би превише охладио, односно модел за симулацију (слика 8.5) се прилагођавао резултатима експерименталних мерења, чиме се дошло до коначног решења.

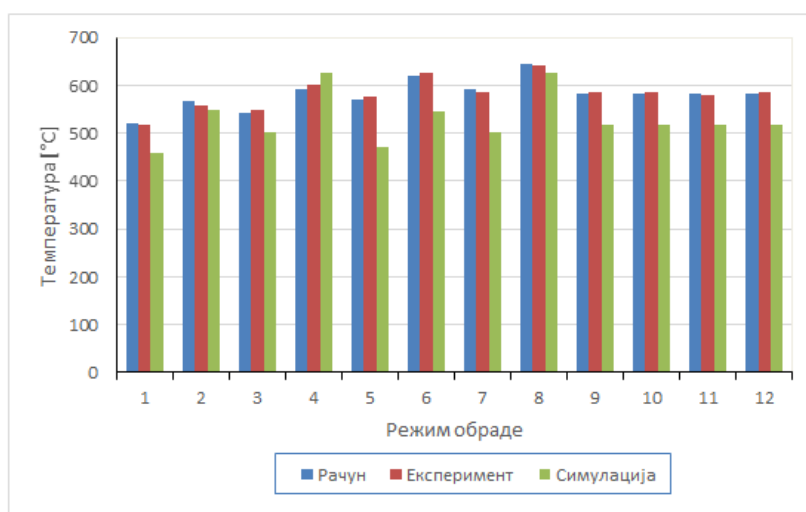
Имајући у виду претходно објашњење, код стругања уздужних жлебова су разматране средње температуре T_{sr} на грудној површини алата које су уствари приближно средња аритметичка вредност максималних и минималних температура за одређени режим обраде.

Одступања нумеричких вредности у односу на вредности експерименталних мерења су у опсегу од 2,2% ÷ 25,7% што је доста добро обзиром на истраживање обликовног симулациониг модела за ове услове резања. И у овом случају су највећа процентуална неслагања (24%, 24,6% и 25,7%) код три режима обраде (табела 9.5), док код осталих режима нумеричке и измерене вредности средње температуре на грудној површини алата су доста близу. Ово је потврда тачности симулационог модела и за ову врсту обраде при нумеричким анализама температура у зони резања.

На основу експерименталних резултата, рачунских вредности и симулација које су дате у табелама 7.6 и 8.4 на слици 9.1 је дат графички приказ максималне температуре на грудној површини алата за 12 режима обраде при континуалној обради стругањем. Поред овог графичког приказа дат је и дијаграм у виду хистограма (слика 9.2) који прегледније показује колика је максимална температура за одговарајући режим обраде са ознакама примењене методе у истраживањима.

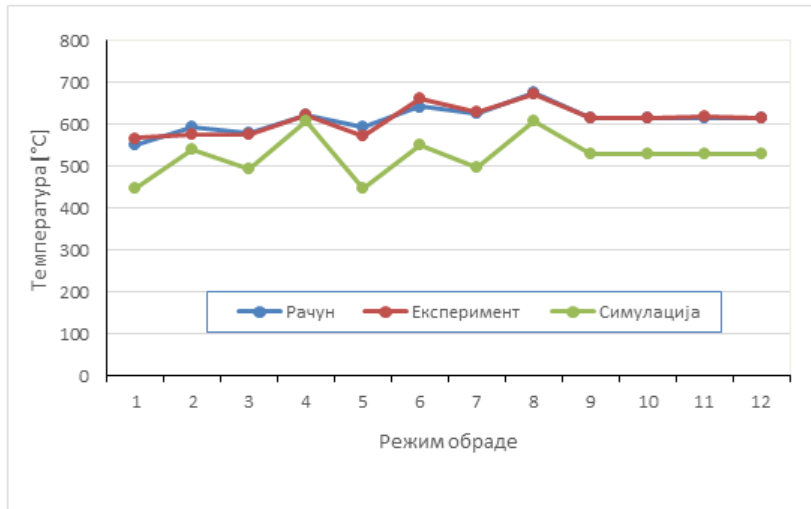


Слика 9.1. Графички приказ максималне температуре на грудној површини алата за 12 режима обраде при континуалном стругању

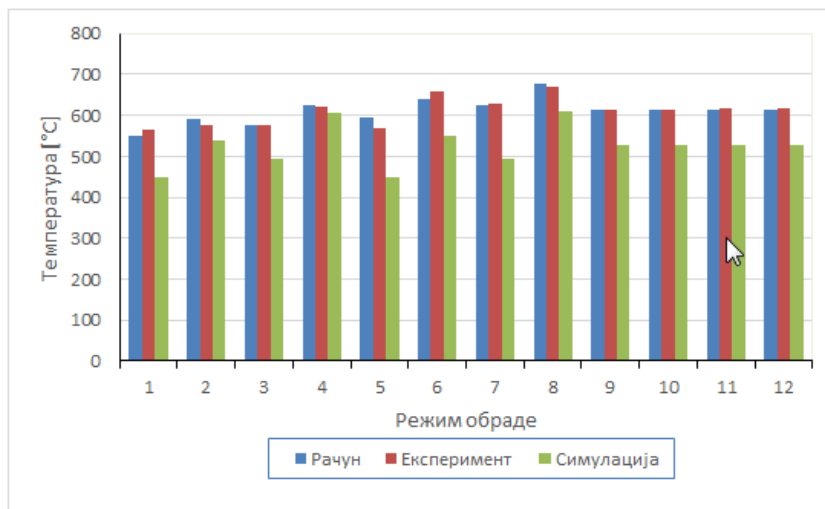


Слика 9.2. Хистограм максималних температура на грудној површини алата по режимима обраде при континуалном стругању

Графички приказ максималне температуре на грудној површини алата за 12 режима обраде при стругању попречних жлебова је приказан на слици 9.3, а одговарајући хистограм на слици 9.4.

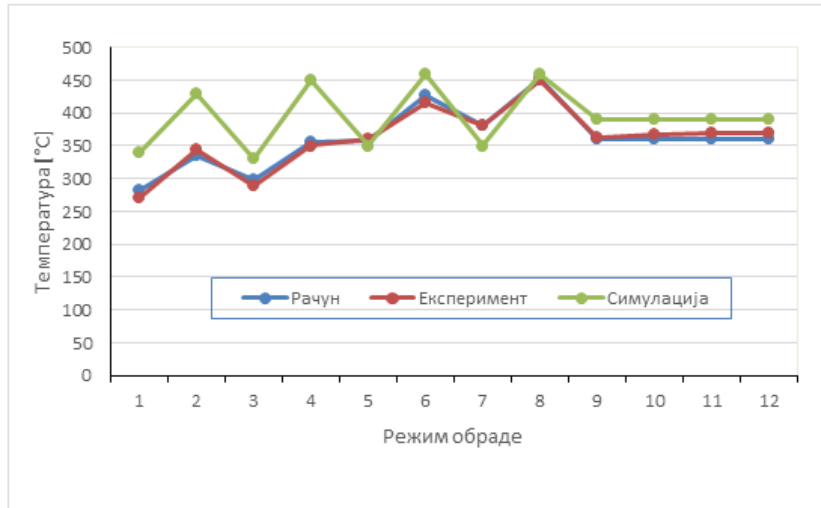


Слика 9.3. Графички приказ максималне температуре на грудној површини алата за 12 режима обраде при стругању попречних жлебова

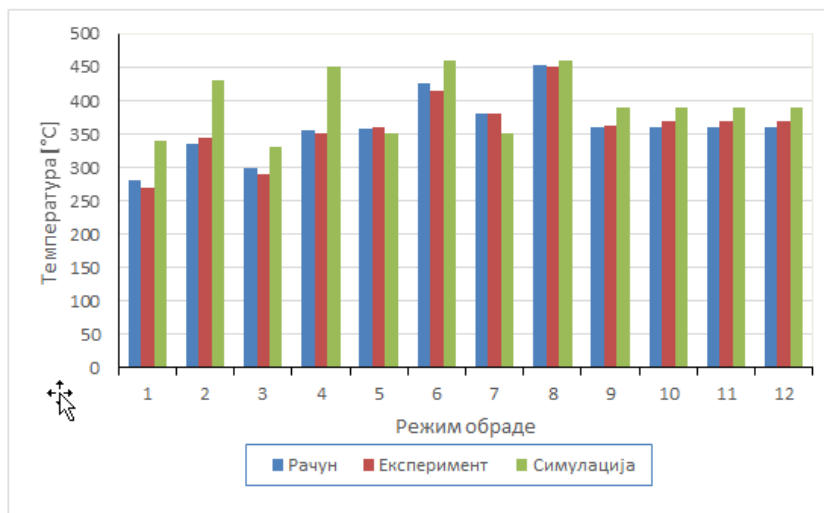


Слика 9.4. Хистограм максималних температура на грудној површини алата по режимима обраде при стругању попречних жлебова

Графички приказ на слици 9.5 показује средњу температуру на грудној површини алата за 12 режима обраде при стругању уздужних жлебова, а одговарајући хистограм је приказан на слици 9.6.



Слика 9.5. Графички приказ средње температуре на грудној површини алата за 12 режима обраде при стругању уздужних жлебова



Слика 9.6. Хистограм средњих температура на грудној површини алата по режимима обраде при стругању уздужних жлебова

Из табела 9.4 и 9.5 и слика 9.1 до 9.6 може се видети да код континуалне обраде и обраде попречних жлебова модел за симулацију обраде добро прати резултате експерименталних мерења. У највећем броју случајева температуре добијене симулацијама су мање од измерених. Разлог за то треба најпре тражити у моделу за симулацију који не узима топлоту која настаје у зони смицања материјала обратка.

Код обраде уздужних жлебова, прорачунате температуре на грудној површини алата применом модела за симулацију су веће од измерених, посебно у условима мале дубине резања. Разлог треба тражити у начину мерења температура и одређивања средње температуре грудне површине алата. Обртно кретање обратка додатно доводи до његовог хлађења. Код ове обраде одвођење струготине је веома интензивно, тако да дистрибуција топлоте у алат је веома мала.

На сликама 8.18 ÷ 8.26 где су дати графички прикази зависности температуре на грудној површини алата од дужине резања за различите режиме обраде у условима дисконтинуалне (стругање уздужних и попречних жлебова) и континуалне (стругање пуног материјала) обраде, приказана су и температурна поља у алату. То је уствари изотермална расподела температуре по дубини грудне површине алата у зони највећих температура, која је ближе дефинисана у поглављу 8.2. Анализа температурних поља на сликама 8.18 ÷ 8.26 показује да ширина и дужина дифузионог појаса доста мања код стругања уздужних жлебова у односу на континуално стругање и стругање попречних жлебова. Ово се објашњава тиме што се код стругања уздужних жлебова при сваком обрту обратка алат периодично хлади до одређене температуре тако да се дифузија топлоте по дубини грудне површине алата периодично мења тј. расте и смањује. Приказана температурна поља показују да су изотермичке расподеле температуре по дубини грудне површине алата приближно исте за континуално стругање и стругање попречних жлебова. Овакав резултат је логична последица приближно истих максималних температура на грудној површини алата код ових врста обраде добијених како експерименталним мерењима тако и симулацијом. Обзиром на сасвим прихватљива, а за већину режима обраде и веома добра слагања прорачунатих температура добијених симулацијом у односу на експериментална мерења, у наставку су рађене и додатне нумеричке анализе.

Слика 8.27 показује унос топлоте у алат при континуалном стругању за одређени режим обраде ($V = 92 \text{ m/min}$, $s = 0,2 \text{ mm/o}$ и $a = 0,8 \text{ mm}$), ако се резање изводи са плочицом која има *TiN* превлаку дебљине слоја $8 \div 15 \text{ }\mu\text{m}$ и плочицом без превлаке (основа тврди метал *P35*). Оно што се прво уочава са приказане слике јесте да су максималне температуре на грудној површини плочице приближно исте у оба случаја обраде. Код плочице без превлаке максимална температура износи $619 \text{ }^\circ\text{C}$, а код плочице са *TiN* превлаком је $627 \text{ }^\circ\text{C}$. Међутим, повољност при обради са пресвученом у односу на непресвучену резну плочицу је изотермална расподела температуре. Наиме, дужина дифузионог појаса на грудној површини је мања ($0,13 \text{ mm}$) код плочице са превлаком у односу на плочицу без превлаке ($0,23 \text{ mm}$). Такође, и дубина дифузионог појаса у унутрашњост алата је мања код пресвучене у односу на непресвучену плочицу што утиче на смањење хабања алата, тј. повећање његове постојаности. Смањење уноса топлоте се објашњава тиме што резни алат са *TiN* превлаком има доста мању топлотну проводљивост (табела 8.3) и мањи коефицијент трења у односу на алат без превлаке. Мања топлотна проводљивост смањује унос топлоте у алат, а услед смањења коефицијента трења на контактної површини алат/струготина бржи је проток струготине, спречавају се наслаге материјала обратка на ивици резног алата, а тиме и његово загревање.

На сликама 8.28 а), б) и в) се могу видети дужине по линији грудне површине резне плочице (управно на главну резну ивицу и близу резног врха) при којима је постигнута максимална температура у појединим режимима за све три врсте обраде. Са дијаграма (слика 8.28а) и б)) се јасно уочава да су максималне температуре на дужини од приближно $0,03 \text{ mm}$ (веома близу главне резне ивице) до $0,2 \text{ mm}$ у односу на главну резну ивицу и оне су готово исте за континуално стругање и стругање попречних жлебова. Ово је у складу са незнатним разликама вредности максималних

температура за ове две врсте обраде. Растојање $0,2 \text{ mm}$ одговара највећем режиму обраде ($V = 92 \text{ m/min}$, $s = 0,2 \text{ mm/o}$ и $a = 0,8 \text{ mm}$) док растојање $0,03 \text{ mm}$ одговара најмањем режиму обраде ($V = 37 \text{ m/min}$, $s = 0,08 \text{ mm/o}$ и $a = 0,3 \text{ mm}$) и оно је готово исто и за остале режиме.

Максимална температура на грудној површини резне плочице код стругања уздужних жлебова (слика 8.28в)) је на растојању такође приближно $0,03 \text{ mm}$ од главне резне ивице алата и оно се незнатно разликује код свих режима кад је у питању ова врста обраде.

Дијаграм приказан на слици 8.29 који показује промену температуре дуж грудне површине резне плочице за различите услове резања и исти режим обраде ($V = 92 \text{ m/min}$, $s = 0,2 \text{ mm/o}$ и $a = 0,8 \text{ mm}$) је нешто јаснија потврда претходне анализе.

10. ЗАКЉУЧАК

Имајући у виду чињеницу да се механичка енергија утрошена у процесу резања највећим делом трансформише у топлотну и да настала топлота неповољно утиче на елементе обрадног система, пре свега на алат и обрадак, неопходно је њено утврђивање и контролисање у зони обраде. На темељу досадашњих истраживања, највећи утицај на излазне карактеристике процеса обраде стругањем уз оптималне параметре и услове обраде има температура у зони резања. Резни алат као најутицајнији елемент процеса обраде подложен је убрзаном хабању посебно током суве машинске обраде, што се у великој мери одржава на квалитет готовог производа. Порастом температуре у зони резања развијају се различити механизми хабања резног алата што негативно утиче на квалитет обрађене површине. Тачнија процена развоја температура у зони резања омогућила би проналажење оптималних услова и параметара обраде под којима би се добили јасни показатељи нужне промене варијабли унутар већ започетог процеса машинске обраде кроз предвиђање излазних карактеристика процеса све више су присутни у производној индустрији. Свако ново сазнање о температурама, напрезањима и силама које се јављају током обраде може значајно утицати на продужење животног века алата те тако уштедети новац произвођачима. Стога се значајно побољшање ефикасности обраде резањем постиже нумеричким моделима базираних на методи коначних елемената. Прегледом научно-стручне литературе уочено је да у последњих неколико година научници све више примењују нумеричко моделирање и симулирање процеса обраде резањем с циљем побољшања економске одрживости машинске обраде кроз смањење скувих и дуготрајних експерименталних испитивања. Такве анализе налазе све већу примену како у науци тако и у индустрији. Иако софтвери на бази методе коначних елемената садрже извесне недостатке и даље представљају велики изазов научницима на подручју различитих истраживања у обради резањем. Многобројни аутори [113], [114], [115], [116], [117], [118], [119], ове недостатке решавају на различите начине и тиме додатно стварају простор за даља истраживања и побољшања машинске обраде. Због сложености процеса обраде резањем, нумеричко моделирање се најчешће ограничава на $2D$ моделирање иако решења за тродимензионалну обраду такође постоје у литератури.

Процес обраде стругањем је сложен процес због утицаја великог броја фактора, као што су високе температуре резања, отпори резања, вибрације, повећан интензитет хабања алата, итд. Хабање алата у највећој мери зависи од температуре резања, односно количине топлоте настале у алату приликом обраде.

Експериментално истраживање реализовано у оквиру ове дисертације је уздужно стругање пуног материјала (континуална обрада) и уздужно стругање са прекидима, тј. дисконтинуално стругање (стругање уздужних и попречних жлебова) на округлом обратку.

Циљ истраживања је симулација топлотних појава при овој обради применом методе коначних елемената и експериментално мерење, како би се проценила

расподела температуре контакта алат/струготина са циљем утврђивања њене вредности на грудној површини алата. За исте услове стругарске обраде челика за побољшање 42CrMo4 (Č4732) тврдоће 35 HRC са резном плочицом од тврдог метала *TNMG 160404-СМ* квалитета *P35* са *TiN* превлаком ($8 \div 15 \mu m$) су вршена експериментална мерења и термалне симулације у циљу утврђивања температура у алату. За улазне параметре обраде су изабрани: брзина резања, корак и дубина резања. Снимање температуре током експеримента је вршено термовизијском камером FLIR E60. Експеримент и симулације су спроведени према трофакторном плану првог реда (табела 6.7). Симулације методом коначних елемената у условима континуалне и дисконтинулане обраде стругањем су вршене у софтверском пакету *AdvantEdge* са *Johnson-Cook* конститутивним нумеричким моделом обратка. Програм *AdvantEdge* је нумерички оптимизован за обраду метала резањем, поседује велику библиотеку материјала алата и обратка, а могу се креирати и нови модели алата и обратка са дефинисањем одговарајуће геометрије алата. Дефинисање прецизне геометрије алата омогућава добијање поузданијих резултата симулације. Овај софтвер омогућује адаптивно умрежавање што повећава тачност резултата.

На основу анализе резултатата температуре у алату при континуалној и дисконтинуалној обради стругањем, а који су добијени експериментом и симулацијама креираним у *AdvantEdge*-у може се извести неколико кључних закључака.

Код континуалног стругања максималне температуре на грудној површини алата добијене симулацијама са режимима обраде из плана експеримента (табела 6.7) одступају у односу на експериментална мерења са средњом процентуалном вредношћу од 9,6%, што говори да се грешке налазе у дозвољеним границама.

Одступања прорачунатих вредности максималних температура на грудној површини алата добијених симулацијом при стругању попречних жлебова имају средњу процентуалну вредност од 14,1%, што је нешто већи проценат у односу на претходни случај, али је такође прихватљиво неслагање. Ово посебно ако се има у виду да се највећа процентуална неслагања (21,0%, 21,4% и 21,5%) односе само на три режима обраде у односу на остале режиме где су одступања значајно мања, што доста утиче на повећање средње процентуалне вредности. Прорачунате вредности минималних температура у односу на вредности експерименталних мерења показују разлику са средњом процентуалном вредношћу од 12,6%, што је такође прихватљива разлика. На ову вредност такође утиче проценат 23,5% који се односи само на један режим обраде, а неслагања за остале режиме обраде су мања, за пет режима и доста мања (табела 7.3).

Одступања прорачунатих вредности средњих температура на грудној површини алата добијених симулацијом при стругању уздужних жлебова у односу на експериментална мерења имају средњу процентуалну грешку од 11,3%. Ова процентуална грешка није велика, посебно ако се узме у обзир истраживање симулационог модела за ове услове резања, без подршке научно-стручних радова, зато што сличан проблем није рађен. На овај проценат такође утичу највећа процентуална неслагања (24%, 24,6% и 25,7%) код три режима обраде, док код

осталих режима нумеричке и измерене вредности средње температуре су доста близу (табела 7.3).

Као што показује анализа, температуре на грудној површини алата добијене симулацијом у сва три случаја стругарске обраде су приближне експериментално добијеним вредностима, што потврђује адекватност изабраног модела и одабраног софтверског пакета. Ове температуре су доста уједначене код континуалног стругања и стругања попречних жлебова, што је образложено у претходном поглављу. Код стругања уздужних жлебова оне су нешто ниже (табела 7.3), услед периодичног хлађења алата при сваком обрту обратка, што је такође објашњено у претходном поглављу.

Примењени симулациони модели при нумеричким анализама за дисконтинуално стругање који дају вредности температура са прихватљивим одступањима у односу на експериментално измерене вредности су посебно значајни за даља истраживања у овој области. Ово се посебно односи на симулациони модел код стругања уздужних жлебова.

Спроведена истраживања су показала да се симулацијом процеса обраде како континуалног тако и дисконтинуалног стругања применом методе коначних елемената може остварити предвиђање температуре у алату применом програмског пакета *AdvantEdge*. Упоредивањем са експерименталним резултатима, симулацијама је потврђено да се температуре у алату могу предвидети без експеримента и да се одступања резултата у *AdvantEdge*-у налазе у прихватљивим границама. Резултати анализа из овог рада треба да прошире базе постојећих знања о истраживањима у овој области са крајњим циљем да нумеричке методе у што већој мери замене сложена и скупа експериментална испитивања.

На бази анализа приказаних у овом раду, правци будућих истраживања могу бити следећи:

- Изналажење модела са којима ће за исте услове стругања бити истражени и други излазни параметри процеса (отпори резања, хабање алата, процес настајања струготине, и сл.). Формирањем нових модела створила би се могућност предикције процеса обраде стругањем са аспекта постизања оптималних улазних параметара обраде.
- Због значајног утицаја температуре алата на остале излазне перформансе процеса стругања, истраживања везана за овај излазни параметар би требало проширити и на друге савремене врсте материјала алата и обратка.
- Утицај геометрије резног алата је један од важних фактора који утиче на температуре у алату код стругања, што би такође требало истражити у сва три случаја обраде.
- Имплементација ових истраживања у различитим поступцима обраде резањем за сличне услове резања.

Треба напоменути да се експериментални и нумерички резултати ових истраживања за дате услове стругања могу поуздано користити у сврху поређења или примене код нових истраживања.

ЛИТЕРАТУРА

- [1] Lazić M., (2002); Tehnologija obrade metala rezanjem; Mašinski fakultet, Kragujevac.
- [2] Nikolić R., (2015); Istraživanje temperaturnog polja u reznom alatu pri obradi na strugu na suvo sa hlađenjem reznog alata sistemom na bazi termoelektričnog modula; Doktorska disertacija, Mašinski fakultet, Niš.
- [3] Lazić M., (2002); Obrada metala rezanjem - monografija; Mašinski fakultet, Kragujevac.
- [4] Boothroyd G., (1981); Fundamental metal machining and machine tools. New York McGraw-Hill; p.92÷102.
- [5] Ghosh, A. and Malik, A., (2002); Machining Processes, Manufacturing science, East-West Press Pvt Ltd, 205÷207.
- [6] Ruiz de Eguilaz E, Rech J, Arrazola P., (2010); Characterization of friction coefficient and heat partition coefficient between an AISI 4140 steel and a TiN-coated carbide – influence of (Ca, Mn, S) steel's inclusions. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, 224, J10, 1115÷1127.
- [7] Ljubodrag Tanović, Юрий В. Петраков, (2007); Teorija i simulacija procesa obrade, Mašinski fakultet, Beograd.
- [8] D.O Sullivan, M.Cotterell, (2001); „Temperature measurement in single point turning“ Journal of Material processing & Technology, 301÷308.
- [9] A. Fata, M.R. Razfar, (2007); „Measurement Tool Temperature by Finite Elements Methods,“ 15th Annual International Iranian Mechanical Engineering Conference.
- [10] Chandrasekaran H, Thuvander A., (1998); Modeling tool stresses and temperature evaluation in turning using finite element method. Machining Science and Technology, 2, 355÷367.
- [11] Daoud M., Chatelian J.F., Bouzid A., (2015); Effect of rake angle on Johnson-Cook material constants and their impact on cutting process parameters of Al2024-T3 alloy machining simulation; International Journal of Advanced Manufacturing Technology; vol. 81, no. 9÷12, pp. 1987÷1997.
- [12] Astakhov V.P., Outeiro J.C., (2008); Metal Cutting Mechanics, Finite Element Modelling; Springer, pp. 1÷27.
- [13] Mabrouki T., Deshayes L., Ivester R., Rigal J.F., Jurens K., (2004); Material modelling and experimental study of serrated chip morphology; Proceedings of the 7th CIRP, Clunay, France, pp. 53÷66.
- [14] Arrazola P.J., Ugarte D., Montoya J., Villar A., Marya S., (2005); Finite element modeling of chip formation process with Abaqus/Explicit 6.3.; VIII International Conference on Computational Plasticity, Barcelona, pp. 1÷4.
- [15] Constantin C., Croitoru S.M., Constantin G., Străjescu E., (2012); Fem Tools for Cutting Process Modelling and Simulation; UPB Scientific Bulletin, Series D., vol. 74, no. 4.
- [16] Maranhao C., Davim P.J., (2010); Finite element modeling of machining of AIS 316 steel: Numerical simulation and experimental validation; Simulation Modeling Practice and Theory; vol. 18, no. 2, pp. 139÷156.

- [17] Li B., (2012); A review of tool wear estimation using theoretical analysis and numerical simulation technologies; *Int. Journal of Refractory Metals and Hard Materials* 35 (2012) 143÷151.
- [18] Beblein S., Breidenstein B., Denkena C., Pusch H., Hoche H., Oechsner M., (2017); 16th CIRP Conference on Modelling of Mechaning Operations; doi: 10.1016/j.procir.2017.03.184.
- [19] Abouridouane M, Klocke F, Döbbeler B., (2016); Analytical temperature prediction for cutting steel. *CIRP Annals – Manufacturing Technology* 2016; 65: 77-80.
- [20] Nedić B., (2006); *Dinamika procesa rezanja, monografija*; Mašinski fakultet, Kragujevac.
- [21] Viktor P. Astakhov and J. Paulo Davim, (2008); *Tools (Geometry and Material) and Tool Wear; Machining Fundamentals and Recent Advances* Davim, J.P. (Ed.) 2008, XIV, 362p., Hardcover; ISBN: 978-1-84800-212-8.
- [22] Milton C. Shaw, (1984); *Metal Cutting principles*; Oxford Univesity Press, Arizona State University.
- [23] Markopoulos, (2013); *Finite element method in machining processes*; Springer London, 2013.
- [24] Бобров В.Ф., (1975); *Основы теории резания металлов*; Машиностроение, Москва; с. 344
- [25] Ящерицын П.И., (2005); Фейдштейн Э.Э., Корниевич М.А.; *Теория резания; Новое знание, Минск*; с. 512.
- [26] S.Y. Luo, Y.S. Liao, Y.Y. Tsai, (1999); Wear characteristics in turning high hardness alloy steel by ceramic and CBN tools; *Journal of Materials Processing Technology* 88, 114÷121.
- [27] Masato Okada, Akira Hosokawa, Ryutaro Tanaka, Takashi Ueda, (2011); Cutting performance of PDV – coated carbide and CBN tools in hard milling; *International Journal of Machine Tools & Manufacture* 51, 127÷132.
- [28] Tönshoff H.K., Chryssolouris G., (1981); Einsatz kubischen Bornitrids (CBN) beim Drehen gehärteter Stähle, *Werkstatt und Betrieb*, 114 (1981)1, S.45÷49.
- [29] Kalajdžić M., i dr., (2005); *Tehnologija obrade rezanjem – priručnik*; Mašinski fakultet, Beograd, s. 453.
- [30] Резников А.Н., Резников Л.А., (1990); *Тепловые процессы в технологических системах*; Машиностроение, Москва; с. 288.
- [31] Рубашкин И.Б., Алешин А.А., (1989); *Микропроцессорное управление режимом металлообработки*; Машиностроение, Ленинград; с. 288.
- [32] Якимов А.В., Слободяник П.Т., Усов А.В., (1991); *Теплофизика мрханической обработки*, Одесса Лыбедь; 240.
- [33] Vukelja D., (1982); *Konstrukcija alata za obradu rezanjem*; Građevinska knjiga, Beograd.
- [34] Arshinov V., Alekseev G., (1979); *Metal cutting theory and cutting tool design*; Mir Publishers, Moscow.
- [35] Tanikić D., Marinković V., Manić M., Devedžić G., Randelović S., (2016); Application of response surface methodology and fuzzy logic based system for determining metal cutting temperature; *Bulletin of the polish academy of sciences technical sciences*; Vol. 64, No. 2, doi: 10.1515/bpasts – 2016 – 0049.

- [36] O'sullivan D., Cotterell M., (2001); Temperature measurement in single point turning; Journal of Materials Processing Technology 118, 301÷308.
- [37] Thakare A., Nordgren A., (2015); Experimental Study and Modeling of Steady State Temperature Distributions in Coated Cemented Carbide Tools in Turning; 15th CIRP Conference on Modeling of Machining Operations; doi: 10.1016/j.procir.2015.03.024.
- [38] Chung – Shin Chang, (2007); Prediction of the cutting temperatures of stainless steel with chamfered main cutting edge tools; Journal of Materials Processing Technology 190 (2007) 332÷341; doi: 10.1016/j.jmatprotec.2007.02.020.
- [39] Dr. V.K. Jain; Fundamentals of Cutting; Mechanical Engineering Department Indian Institute of Technology; Kanpur (India).
- [40] M. Tchadja KAGNAYA, (2009); CONTRIBUTION A L'IDENTIFICATION DES MECANISMES D'USURE D'UN WC-6%Co EN USINAGE ET PAR UNE APPROCHE TRIBOLOGIQUE ET THERMIQUE; THESE: Spécialité „Sciences et génie des matériaux“.
- [41] T. KAGNAYA, M. LAZARD, L. LAMBERT, C. BOHER, T. CUTARD, (2011); Temperature evolution in a WC-6%Co cutting tool during turning machining: experiment and finite element simulations; Wseas transactions on heat and mass transfer, ISSN: 1790-5044.
- [42] Arrazola, P. J., Özel, T., Umbrello, D., Davies, M., Jawahir, I. S., (2013); “Recent advances in modeling of metal machining processes“, CIRP Annals – Manufacturing Technology, VOL. 62, pp. 695-718.
- [43] Stalin John, M. R., Shrivastava, K., Banerjee, N., Madhukar, P. D., Vinayagam, B. K., (2013); “Finite Element Method-Based Machining Simulation for Analyzing Surface Roughness During Turning Operation with HSS and Carbide Insert Tool“, Arabian Journal for Science and Engineering, vol. 38, no. 6, pp. 1615÷1623.
- [44] Wu, H. B., Zhang, S. J., (2014); “3D FEM simulation of milling process for titanium alloy Ti6Al4V“, International Journal of Advanced Manufacturing Technology, vol. 71, no. 5-8, pp. 1319÷1326.
- [45] Tamizharasan, T., Senthil Kumar, N., (2012); “Optimization of cutting insert geometry using DEFORM-3D; Numerical simulation and experimental validation“, International Journal of Simulation and Process Modelling, vol. 11, no. 2, pp. 65-76
- [46] Zanger, F., Boev, N., Schulze, V., (2012); “Novel approach for 3D Simulation of a Cutting Process with Adaptive Remeshing Technique“, Procedia CIRP, vol. 31, pp. 88-93, 2015.
- [47] Vazdizadeh B., (2010); Comparison of Different Palne Models in Finite Element Software in Structural Mechanics; Physical and Mathematical Science; vol. 3, pp. 44÷50.
- [48] F. Klocke, T. Beck, S. Hoppe, T. Krieg, et al., (2002); Examples of FEM application in manufacturing technology, J. Mater. Process. Technol. 120 (2002) 450÷457.
- [49] Sorić Jurica, (2004); Metoda konačnih elemenata; Golden marketing - Tehnička knjiga, Zagreb; 442 str.
- [50] M.R. Movahhedy, M.S. Gadala, Y. Altintas, (2000); Simulation of chip formation in orthogonal metal cutting process: an ALE finite element approach, Mach. Sci. Technol. 4 (1)(2000) 15÷42.
- [51] Nikishkov P., (2004); Introduction to the finite element method; University of Aizu, Japan.

- [52] Yazdizadeh B., (2010); Comparison of Different Plane Models in Finite Element Software in Structural Mechanics; Physical and Mathematical Science; vol.3, pp.44÷50.
- [53] Li R., Shih A.J., (2006); Finite element modeling of 3D turning of titanium; International Journal of Advanced Manufacturing Technology; vol. 29, pp. 253÷261.
- [54] Childs T., Maekawa K., Obikawa T., Yamane Y., (2004); Metal machining: Theory and Applications; British Library Cataloguing in Publication Data, Available: [http://staff.uny.ac.id/sites/default/files/Childs_T.,_Maekawa_K.,_Obikawa_T._Metal_Machining_\[c\]_Theory_and_Applications_\(2000\)_en_\(408s\)_O.pdf](http://staff.uny.ac.id/sites/default/files/Childs_T.,_Maekawa_K.,_Obikawa_T._Metal_Machining_[c]_Theory_and_Applications_(2000)_en_(408s)_O.pdf), pristupio (1.5.2017.).
- [55] Strenkowski, J. S., Moon, K. J., (1990); “Finite Element Prediction of Chip Geometry and Tool/Workpiece Temperature Distributions in Orthogonal Metal Cutting“; Journal of Industrial Engineering, vol. 112, no0 4, p. 313.
- [56] Özel T., Zeren E., (2007); Finite element modeling the influence of edge roundness on the stress and temperature fields induced by high-speed machining; International Journal of Advanced Manufacturing Technology; vol. 35, no. 3÷4, pp. 255÷267.
- [57] E. Usui, T. Shirakashi, (1982); Mechanics of Machining—from Descriptive to Predictive Theory. On the Art of Cutting Metals-75 Years Later, vol. 7, ASME PED, pp. 13÷55.
- [58] Mabrouki T., Rigal J.F., (2006); A contribution to a qualitative understanding of thermomechanical effects during chip formation in hard turning; Journal of Materials Processing Technology, vol. 176, no. 1÷3, pp. 214÷221.
- [59] Ku K.K., Srinivas N., (2016); Optimization and Process Control in Small Diameter End Mill; vol. 6, no. 8, pp. 2581÷2585.
- [60] Mamalis A.G., Horvath M., Branis A.S., Manolakos D.E., (2001); Finite element simulation of chip formation in orthogonal metal cutting; Journal of Materials Processing Technology; vol. 110, no. 1, pp. 19÷27.
- [61] Özel T., (2006); The influence of friction models on finite element simulations of machining; International Journal of Machine Tools and Manufacture; vol. 46, no. 5, pp. 518÷530.
- [62] Ambati S., Rega R., (2013); Simulation of Cutting Stresses and Temperatures on tool geometry at the onset of Turning operation by Finite Element Method; Indian Journal of Research; vol. 2, no. 3, pp. 123÷125.
- [63] Pop A.B., Lobontiu M., (2015); The finite element analysis approach in metal cutting; Academic Journal of Manufacturing Engineering; vol. 13, pp. 12÷17.
- [64] Evdokimov D.V., Fedorov D.G., Skuratov D.L., (2014); Thermal stress research of processing and formation of residual stress when end milling of a workpiece; World Applied Sciences Journal; vol. 31, no. 1, pp. 51÷55.
- [65] W. Grzesik, M. Bartoszek, P. Nieslony, (2005); Finite element modelling of temperature distribution in the cutting zone in turning processes with differently coated tools; Journal of Materials Processing Technology; doi: 10.1016/j.jmat-protec.2005.02.136.
- [66] Shirakashi T., Maekawa K., Usui E., (1978); Flow Stress of Low Carbon Steel at High Temperature and Strain Rate (1st Report); Journal of the Japan Society for Precision Engineering; vol. 44, no. 527, pp. 1393÷1398.

- [67] Oxley P.L.B., (1989); The mechanics of machining: an analytical approach to assessing machinability; Ellis Horwood series in mechanical engineering; pp. 228÷238.
- [68] Johnson G.R., Cook W.H., (1983); A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates and high temperatures; 7th International Symposium on Ballistics; pp. 541÷547.
- [69] Nieslony P., Grzesik W., Laskowski P., Habrat W., (2013); FEM – Based Modeling of the Influence of Thermophysical Properties of Work and Cutting Tool Materials on the Process Performance; 14th CIRP Conference on Modeling of Machining Operations (CIRP CMMO); doi: 10.1016/j.procir.2013.06.056.
- [70] Zerilli F.J., Armstrong R.W., (1987); Dislocation – mechanics – based constitutive relations for material dynamics calculations; Journal of Applied Physics; vol. 61, no. 5, pp. 1816÷1825.
- [71] Umbrello D., M'Saoubi R., Outeiro J.C., (2007); The influence of Johnson – Cook material constants on finite element simulation of machining of AISI 316L steel; International Journal of Machine Tools and Manufacture; vol. 47, no. 3÷4, pp. 462÷470.
- [72] Özel T., Zeren E., (2006); A Methodology to Determine Work Material Flow Stress and Tool – Chip International Friction Properties by Using Analysis of Machining; Journal of Manufacturing Science and Engineering; vol. 128, no. 1, p. 119.
- [73] QiShen, Zhanqiang Liu, Yang Hua, Jinfu Zhao, Woyun Lu and Aziz Ul Hassan Mohsan, (2018); Effects of Cutting Edge Microgeometry on Residual Stress in Orthogonal Cutting of Inconel 718 by FEM, Journals Materials, Basel, Switzerland; Volume 11, Issue 6, June 2018.
- [74] Zorev N.N., (1963); Inter-relationship between shear processes occurring along tool face and shear plane in metal cutting; International Research in Production Engineering, New York; pp. 42÷49.
- [75] Usui E., Maskawa K., Shirakashi T., (1981); Simulation analysis of built-up edge formation in machining low carbon steels; Japan Society for Precision Engineering; vol. 15, pp. 237÷242.
- [76] Childs T.H.C., Maekawa K., (1990); Computer-aided simulation and experimental studies of chip flow and tool wear in the turning of low alloy steels by cemented carbide tools; Wear, vol. 139, no. 2, pp. 235÷250.
- [77] Yang X., Liu C.R., (2002); A new stress-based model of friction behavior in machining and its significant impact on residual stresses computed by finite element method; International Journal of Mechanical Sciences; vol.44, no. 4, pp. 703÷723.
- [78] Iwata K., Osakada K., Terasaka Y., (1984); Process Modeling of Orthogonal Cutting by the Rigid-Plastic Finite Element Method; Journal of Engineering Materials and Technology, vol. 106, no. 2, pp. 132÷138.
- [79] Shet C., Deng X., (2003); Residual stresses and strains in orthogonal metal cutting; International Journal of Machine Tools and Manufacture; vol. 8, pp. 224÷229.
- [80] Agmell M., Ahadi A., Stahl J.E., (2013); The link between plasticity parameters and process parameters in orthogonal cutting; ProcediaCIRP; vol. 8, pp. 224÷229.
- [81] Filice L., Micari F., Rizzuti S., Umbrello D., (2007); A critical analysis on the friction modelling in orthogonal machining; International Journal of Machine Tools and Manufacture; vol. 47, no. 3÷4, pp. 709÷714.

- [82] Calamaz M., Coupard D., Nouari M., Girot F., (2011); Numerical analysis of chip formation and shear localisation processes in machining the Ti-6Al-4V titanium alloy; *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*; vol. 52, no. 9÷12, pp. 887÷895.
- [83] Mohammad Usman Ghani, Nuri A. Abukhshim, M.A. Sheikh, (2007); An investigation of heat partition and tool wear in hard turning of H13 tool steel with CBN cutting tools; *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, doi: 10.1007/s00170-007-1282-7.
- [84] Sonia, P.K. Jain, N.K. Mehta, V. Upadhyay, (2013); Effect of cutting tool geometry on tool wear and tool temperature during Ti-6Al-4V machining; *International Journal of Mechanical and Materials Engineering (IJMME)*, Vol. 8 (2013), No1, Pages: 32÷39.
- [85] Amol Thakare, Anders Nordgren, (2015); Experimental Study and Modeling of Steady State Temperature Distributions in Coated Cemented Carbide Tools in Turning; Peer-review under responsibility of the International Scientific Committee of the 15th Conference on Modeling of Machining Operations, doi: 10.1016/j.procir2015.03.024.
- [86] Constantin, C., Croitoru, S., Constantin, G., Străjescu, E. (2012): FEM tools for cutting process modelling and simulation, *UPB Scientific Bulletin, Mechanical engineering*.
- [87] Shijun Z., Zhanqiang, (2009); Analytical and numerical solutions of transient heat conduction in monolayer – coated tools; *Journal of materials processing technology* 209 (2009) 2369÷2376.
- [88] Bagheri M., Mottaghizadeh P., (2012); Analysis of Tool-Chip Interface Temperature with FEM and Empirical Verification; *World Academy of Science, Engineering and Technology*, Vol: 6. 2012-08-20.
- [89] Jagadesh T., Samuel G.L., (2014); Finite Element Modeling for Prediction of Cutting Forces during Micro Turning of Titanium Alloy; *India Manufacturing Technology, Design and Research Conference*, pp. 6÷11.
- [90] Lotfi M., Jahanbakhsh M., Farid A., (2006); Wear estimation of ceramic and coated carbide tools in turning of Inconel 625: 3D FE analysis; *Tribology International*, vol. 99, pp. 107÷116.
- [91] Parida A.K., Maity K., (2016); Effect of nose radius on forces, and process parameters in hot machining of Inconel 718 using finite element analysis; *Engineering Science and Technology, an International Journal*, vol 20, no. 2, pp. 687÷693.
- [92] Nikolić R., Lučić M., Nedić B., Radovanović, M., (2019); Calculation of temperature fields during lathe machining with thermoelectric cooling by using the finite element method, *Thermalscience, On-line first*, DOI: <https://doi.org/10.2298/TSCI170518197N>
- [93] Baralić J., Dučić N., Mitrović A., Kovač P., Lučić M., (2019); Modeling and optimization of temperature in end milling operations, *Thermal Science, On-line first* DOI: <https://doi.org/10.2298/TSCI190328244B>
- [94] Tahsin Tecelli Öpöz – Xun Chen, (2016); Chip Formation Mechanism Using Finite Element Simulation, *Strojnikivestnik - Journal of Mechanical Engineering* 62(2016)11, 636-646, DOI:10.5545/sv-jme.2016.3523
- [95] SeyedHamed H. Sohi and Gerald Jo C. Denoga, (2017); Orthogonal Metal Cutting Simulation of Steel AISI 1045 via Smoothed Particle Hydrodynamic Method, *Proceedings of the World Congress on Engineering 2017, Vol II, WCE 2017, July 5-7, London, U.K.* pp. 722÷727.
- [96] Škorić S., (2007); Modeliranje funkcija obradivosti (predavanja); FSB, Zagreb.

- [97] CATALOGUE/2016 – the complete range of products; CORUN HOLDING d.o.o., Užice, Serbia.
- [98] ALATI OD TVRDOG METALA ZA OBRADU REZANJEM (CARBIDE TOOLS); RO UNIVERZAL, Beograd, Srbija.
- [99] <https://www.amazon.com/FLIR-Compact-Thermal-Imaging-Resolution/dp/BOOFWGWERW>.
- [100] Pavel Kovač, (2011); Metode planiranja i obrade eksperimenata; FTN izdavaštvo; Novi Sad.
- [101] Hartung, P.D. and Kramer, M., (1982); Tool Wear in Titanium Machining, *Annals of CIRP* 31 (1): 75÷80.
- [102] Beblein S., Breidenstein B., Denkena B., Pusch C., Hoche H., Oechsner M., (2017); Thermomechanical coating load in dependence of fundamental coating properties; 16th CIRP Conference on Modelling of Machining Operations; doi: 10.1016/j.procir.2017.03.184.
- [103] Jianfeng Ma, Nick H. Duong, Shing Chang, Yunsong Lion, Jianxin Deng and Shuting Lei, (2015); Assessment of Microgrooved Cutting Tool in Dry Machining of AISI 1045 Steel; *J.Manuf Sci. Eng* 137(3), 031001 (Jun 01, 2015).
- [104] AdvantEdge 6.1, Third Wave Systems Inc., Minneapolis, USA, 2010.
- [105] Krajinović K, Daves W, Tkadletz M, Teppernegg T, Klünsner T, Schalk N, Mitterer C, Tritremmel C, Ecker W, Czettel C., (2016); Finite element study of the influence of hard coatings on hard metal tool loading during milling. *Surface and Coatings Technology*; 304: 134÷141.
- [106] Moufki A, Devillez A, Segreti M, Dudzinski D., (2006); A semi-analytical model of non-linear vibrations in orthogonal cutting and experimental validation. *International Journal of Machine Tools Manufacturing*; 46: 436÷449.
- [107] Lee TH., (2011); Development of a Theoretical Model to Predict Cutting Forces for Hard Machining. *International Journal of Precision Engineering and Manufacturing*; 12(5): 775÷782.
- [108] Molinari A, Moufki A, Dudzinski, D., (1997); Study on behaviour of 42CrMo4 Steel. Final technical report, CREAS Ascometal.
- [109] Grolleau V., (1996); Approche de la validation expérimentale des simulations numériques de la coupe avec prise en compte des phénomènes locaux à l'arête de l'outil. Ph.D. thesis, Ecole Centrale de Nantes.
- [110] Agmell M, Ahadi A, Stahl JE., (2014); Identification of plasticity constants from orthogonal cutting and inverse analysis. *Mechanics of Materials*; 77: 43÷51.
- [111] Pantale O., (2005); Virtual prototyping platform for numerical simulation in large thermomechanical transformations. Ph.D. thesis, Institut National Polytechnique de Toulouse.
- [112] Pantale O, Bacaria JL, Dalverny O., (2004); 2D and 3D numerical models of metal cutting with damage effects. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*; 193: 4383÷4399
- [113] Xie L., (2004); Estimation Of Two-dimension Tool Wear Based On Finite Element Method; *Forschungsberichte aus dem wbk Institut für Produktionstechnik, Universität Karlsruhe (TH), Dissertation, Karlsruhe.*

- [114] Jain P. K., Mehta N. K., Upadhuyay V., (2013); Effect of cutting tool geometry on tool wear and tool temperature during Ti-6Al-4V machining; International Journal of Mechanical and Materials Engineering (IJMME), Vol. 8.
- [115] Alabi A.G.F., Ajiboye T. K., Olusegun H. D., (2012); Investigation of Cutting Temperatures Distribution in Machine Heat Treated Medium Carbon Steel on a Lathe; The Pacific Journal of Science and Technology.
- [116] Y.-Ch. Yen, A. Jain, T. Altan, (2004); A finite element analysis of orthogonal machining using different tool edge geometries, J. Mater. Process. Technol. 146 (2004) 72÷81.
- [117] W. Grzesik, M. Bartoszek, P. Nieslony, (2004); Finite difference analysis of the thermal behaviour of coated tools in orthogonal cutting of steels, Int. J. Mach. Tools Manuf. 44 (2004) 1451÷1462.
- [118] Bil H, Kihc S, Tekkaya E., (2004); A comparison of orthogonal cutting data from experiments with three different finite element models. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2004, 44, 933÷944.
- [119] Estimation of Two-dimension Tool Wear Based On Finite Element Method.Hrsg: Prof. Dr.Ing.Jurgen Fleischer & Prof. Dr.Ing. Hartmut Weule. University of Karlsruhe (TH).