

ČESKÁ ZEMĚDĚLSKÁ UNIVERZITA V PRAZE

TECHNICKÁ FAKULTA

**Odolnost proti abrazivnímu opotřebení
zemědělského nástroje s ohledem na
mikrostrukturu oceli**

KATEDRA MATERIÁLU A STROJÍRENSKÉ TECHNOLOGIE

Disertační práce

Studijní program: Speciální technologie

Studijní obor: Jakost a spolehlivost strojů a zařízení

Vypracoval: Ing. Adam Kešner

Školitel: doc. Ing. Rostislav Chotěborský, Ph.D.

Rok: 2019

Prohlášení

Prohlašuji, že jsem tuto disertační práci vypracoval samostatně pod vedením školitele a uvedl jsem veškerou použitou literaturu. Tištěná a elektronická verze práce se doslova shodují.

Poděkování

Na tomto místě bych rád poděkoval mému školiteli doc. Ing. Rostislavu Chotěborskému, Ph.D. za odborné vedení a profesionální přístup při vypracování mé disertační práce a všech náležitostech s níž souvisejících. Další poděkování patří konzultantovi Ing. Miloslavu Lindovi, Ph.D. za pomoc při programování a dalších odborných věcí týkajících se počítačové podpory, Ing. Monice Hromasové, Ph.D. za pomoc s tvorbou snímků z elektronového mikroskopu, Ing. Janu Slavíkovi, Ph.D. za pomoc při řešení technických záležitostí a společnosti Rolnická a.s. Králíky za poskytnutí techniky a pozemků pro realizaci polních zkoušek. Rovněž bych rád poděkoval všem zaměstnancům katedry Materiálu a strojírenské technologie na Technické fakultě České zemědělské univerzity v Praze za vstřícné jednání a pomoc při mém působení na katedře materiálu a strojírenské technologie.

V Praze dne 06.02.2019

Abstrakt

Soukromí zemědělci, malé i velké podniky se po celém světě snaží minimalizovat náklady na zpracování půdy. Minimalizaci nákladů jim umožňuje neustálý rozvoj průmyslových technologií. Jednou z těchto technologií je optimalizace výroby a zároveň prodloužení životnosti nástrojů pro zpracování půdy. V této disertační práci byly použity počítačové modely s využitím metody konečných prvků pro simulaci výsledné mikrostruktury a tvrdosti po tepelném zpracování. Normalizovaná metoda ASTM G65 byla použita pro zkoušky pro stanovení velikosti abrazivního opotřebení. Elektronový mikroskop byl použit pro stanovení mikrostruktury pro všechny vzorky, které byly použity pro tuto práci. Dle navrženého postupu tepelného zpracování byly vyrobeny experimentální nástroje pro zpracování půdy. Velikost abrazivního opotřebení experimentálních nástrojů byla porovnána se současně vyráběnými nástroji pro zpracování půdy v reálných podmínkách během polních zkoušek. Nástroje vyrobené dle vlastního návrhu tepelného zpracování měly menší abrazivní opotřebení během zkoušek. Rozdíl v odolnosti proti abrazivnímu opotřebení mezi současně používanými dláty a experimentálními dláty byl statisticky prokázán i přes fakt, že některé statistické postupy nevedou k prokázání rozdílu výsledku.

Klíčová slova: abrazivní opotřebení; mikrostruktura oceli; MKP modely; tepelné zpracování; ocel

Abstract

Private farmers, small and large companies in all the world are trying to minimize the costs for soil tillage. The constant development of industrial technologies allows cost minimization. Optimizing production and extending the life of agricultural tools during production is one of these technologies. Computer models with used the finite element method were used for simulate the result microstructure and hardness after heat treatment. The standardized ASTM G65 method was used for abrasive wear test. The electron microscope was used to determine the microstructure of all samples that were used for this work. Experimental tools for soil tillage were made according to the proposed heat treatment. Abrasive wear resistance has been compared between experimental tools and currently used tools. The experimental tools and currently used tools were deployed on the machine and tested under realistic conditions. Experimental instruments had less abrasive wear during the tests than the tools currently used. The difference in abrasion resistance between the currently used chisels and experimental chisels was statistically proven despite the fact that some statistical procedures do not lead to a difference in the result.

Key words: abrasive wear; microstructure of steel; FEM models; heat treatment; steel

Obsah

PROHLÁŠENÍ	I
PODĚKOVÁNÍ	II
ABSTRAKT	III
ABSTRACT	IV
OBSAH.....	V
SEZNAM OBRÁZKŮ.....	VIII
SEZNAM TABULEK	XI
SEZNAM ZKRATEK.....	XII
1 ÚVOD.....	1
2 PŘEHLED O SOUČASNÉM STAVU PROBLEMATIKY	2
2.1 ZEMĚDĚLSKÉ NÁSTROJE A JEJICH DEFINICE	2
2.1.1 <i>Definice nástrojů pro zpracování půdy.....</i>	<i>2</i>
2.1.2 <i>Uchycení dlát.....</i>	<i>3</i>
2.2 OPOTRĚBENÍ NA STROJI.....	5
2.2.1 <i>Abrazivní opotřebení</i>	<i>6</i>
2.2.2 <i>Prodloužení životnosti nových dlát.....</i>	<i>8</i>
2.2.3 <i>Renovace dlát</i>	<i>8</i>
2.3 OCELI POUŽÍVANÉ PRO VÝROBU DLÁT	9
2.3.1 <i>Tepelné zpracování.....</i>	<i>10</i>
2.3.2 <i>Mikrostruktura ocelí.....</i>	<i>11</i>
2.4 MATEMATICKÉ MODELOVÁNÍ TEPELNÉHO ZPRACOVÁNÍ S VYUŽITÍM METODY KONEČNÝCH PRVKŮ	12
2.4.1 <i>Okrajové podmínky MKP modelu.....</i>	<i>13</i>
2.4.2 <i>Teplotní pole.....</i>	<i>15</i>
3 CÍLE PRÁCE	16
4 EXPERIMENTÁLNÍ METODICKÝ PROGRAM - ZVOLENÉ METODY ZPRACOVÁNÍ.....	18
4.1 VOLBA OCELÍ PRO EXPERIMENTÁLNÍ PROGRAM	18
4.2 STANOVENÍ OKRAJOVÝCH A MATERIÁLOVÝCH PODMÍNEK PRO MKP MODELÝ	19
4.2.1 <i>Stanovení tepelného toku.....</i>	<i>19</i>

4.2.2	<i>Stanovení měrné tepelné kapacity a tepelné vodivosti</i>	24
4.3	TEPLOTNÍ POLE V MATERIÁLU V PRŮBĚHU TEPELNÉHO ZPRACOVÁNÍ	26
4.3.1	<i>Sestavení teplotního pole</i>	26
4.4	VÝPOČET KONEČNÉ MIKROSTRUKTURY A TVRDOSTI.....	29
4.4.1	<i>Určení koeficientu z IRA diagramů do fázového modelu</i>	30
4.4.2	<i>Výpočet mikrostruktury a tvrdosti oceli</i>	31
4.5	ZKOUŠKY OCELÍ NA ABRAZIVNÍ ODOLNOST PROTI OPOTŘEBENÍ	35
4.5.1	<i>Příprava vzorků před tepelným zpracováním</i>	35
4.5.2	<i>Tepelné zpracování vzorků abrazivní odolnost proti opotřebení</i>	35
4.5.3	<i>Příprava vzorků po tepelném zpracování</i>	36
4.5.4	<i>Zkoušky vzorků na odolnost proti abrazivnímu opotřebení</i>	37
4.6	PŘÍPRAVA VZORKŮ PRO OBRAZOVOU ANALÝZU	38
4.6.1	<i>Příprava vzorků pro obrazovou analýzu</i>	38
4.6.2	<i>Obrazová analýza vzorků</i>	39
4.6.3	<i>Zpracování snímků pořízených z elektronového mikroskopu</i>	39
4.7	POLNÍ ZKOUŠKY	40
4.7.1	<i>Dláta 41</i>	
4.7.2	<i>Návrh tepelného zpracování experimentálních dlát</i>	43
5	VÝSLEDKY A DISKUZE EXPERIMENTŮ	49
5.1	TEPELNÝ TOK.....	49
5.1.1	<i>Experimentální tepelný tok</i>	49
5.1.2	<i>Měrná tepelná kapacita a tepelná vodivost</i>	50
5.1.3	<i>Porovnání naměřeného tepelného toku a vypočteného tepelného toku</i>	54
5.2	TEPLOTNÍ POLE PŘI TEPELNÉM ZPRACOVÁNÍ	55
5.3	VÝPOČET MIKROSTRUKTURY A TVRDOSTI.....	56
5.4	OBRAZOVÁ ANALÝZA MIKROSTRUKTURY	62
5.4.1	<i>Mikrostruktura vzorků na abrazivní odolnost proti opotřebení</i>	62
5.4.2	<i>Obrazová analýza ploch vzorků pro odolnost proti abrazivnímu opotřebení</i>	65
5.5	NÁVRH TEPELNÉHO ZPRACOVÁNÍ DLÁTA	68
5.6	ODOLNOST PROTI ABRAZIVNÍMU OPOTŘEBENÍ	75
5.7	POLNÍ ZKOUŠKY	81
6	ZÁVĚR	86
7	POUŽITÁ LITERATURA	92
8	PŘÍLOHY	105

8.1 PŘÍLOHA A: TABULKA TEPELNÉHO ZPRACOVÁNÍ VZORKŮ PRO MĚŘENÍ TEPELNÉHO TOKU	105
8.2 PŘÍLOHA B: TABULKA TEPELNÉHO ZPRACOVÁNÍ VZORKŮ V SOLNÝCH LÁZNÍCH.....	106
8.3 PŘÍLOHA C: VÝKRES DLÁTA POUŽITÉHO V TÉTO PRÁCE.....	107
8.4 PŘÍLOHA D: TEPELNÉ ZPRACOVÁNÍ VZORKŮ PRO MĚŘENÍ ABRAZE	108
8.5 PŘÍLOHA E: SNÍMKY ABRAZIVNÍHO OPOTŘEBENÍ VZORKU V46	109

Seznam obrázků

Obrázek 2.1:	Vlevo – uchycení radličky ke slupici, vpravo – uchycení dláta ke slupici	3
Obrázek 2.2:	Pružinové mechanismy jištění dlát – vlevo pomocí vertikální pružiny, vpravo pomocí horizontální pružiny.....	4
Obrázek 2.3:	Mechanismy jištění dlát – vlevo pomocí střížného šroubu, vpravo pomocí hydraulického válce.....	5
Obrázek 4.1:	Schéma měření experimentálního tepelného toku [62].....	21
Obrázek 4.2:	Vývojový diagram programu pro zpracování naměřených dat tepelného	22
Obrázek 4.3:	Příprava vzorku pro měření vzdálenosti termočlánků: vlevo - celý vzorek, vpravo - rozřezaný vzorek	23
Obrázek 4.4:	Ukázka proložení dat funkcí dle rovnice 4.3 tepelného toku v programu Mathcad.....	24
Obrázek 4.5:	Vývojový diagram algoritmu pro hledání c_p a λ blížících se skutečnosti během tepelného zpracování.....	26
Obrázek 4.6:	Postup tvorby sítě pro sestavení teplotního modelu během ochlazování tepelného zpracování	27
Obrázek 4.7:	Zvolené hustoty sítě na jednotlivých okrajích vzorku	28
Obrázek 4.8:	Model vzorku pro zkoušky na abrazivní odolnost proti opotřebení v programu GMSH 2.12.0 s navrženou sítí.....	28
Obrázek 4.9:	Vlevo - model dláta v programu GMSH 2.12.0, vpravo model dláta v programu GMSH 2.12.0 s navrženou sítí pro výpočet teplotního pole.....	29
Obrázek 4.10:	IRA digram pro ocel 25CrMo4 s naznačeným odečítáním (červené přímký s šipkami) t_s a t_f pro bainit při teplotě 500 °C.....	31
Obrázek 4.11:	Schéma vstupních parametrů simulace.....	33
Obrázek 4.12:	Schéma algoritmu, který počítá mikrostruktury a tvrdost po tepelném zpracování vzorků na abrazivní odolnost proti opotřebení a model dláta	34
Obrázek 4.13:	Model dláta s vyznačenou feritickou mikrostrukturou po době ochlazování 15–ti sekund ve vodě.....	35
Obrázek 4.14:	Měření vzorků na odolnost proti abrazivnímu opotřebení.....	37
Obrázek 4.15:	Vzorky pro abrazivní zkoušky po zkouškách na abrazivní odolnost proti opotřebení metodou ASTM G65.....	38
Obrázek 4.16:	Označení ploch martenzitu (zbytek struktury je bainitická) v programu QuickPHOTO Industrial 3.1 pro ocel 51CrV4, vzorek V43	40
Obrázek 4.17:	Tvar a rozměry dláta zvoleného pro tuto disertační práci.....	41
Obrázek 4.18:	Vyjmutí dláta po ohřevu z pece.....	43
Obrázek 4.19:	Kalení dláta ve vodě	44
Obrázek 4.20:	Osazení experimentálních a současně používaných dlát na stroji.....	45
Obrázek 4.21:	Schematický popis měření opotřebení dlát	46
Obrázek 4.22:	Tažný prostředek s agregací stroje pro zpracování půdy během rozkládání do pracovní polohy stroje	47
Obrázek 4.23:	Mapa pozemků zvolených pro polní zkoušky	47

Obrázek 5.1:	Vlevo – závislost rozdílu teplot povrchu a jádra na relativní teplotě pro vzorek C2; vpravo – závislost tepelného toku na relativní teplotě pro vzorek C21	49
Obrázek 5.2:	Teplotní pole válcového vzorku pro ocel 25CrMo4 - vlevo pro dobu ochlazování 5 sekund v soli 400 °C, vpravo pro 10 sekund v soli 400 °C	51
Obrázek 5.3:	Hledání nejmenšího rozdílu teplot při ochlazování během tepelného zpracování pro ocel 25CrMo4, červeným trojúhelníkem je označen nejmenší rozdíl mezi teplotou v ose vzorku a jádra vzorku	52
Obrázek 5.4:	Průběh c_p a λ v závislosti na relativní teplotě pro ocel 25CrMo4	53
Obrázek 5.5:	Závislost mezi teplotami vytvořenými MKP modelem a experimentálně naměřenými hodnotami – vlevo pro výpočet s konstantními hodnotami c_p a λ , vpravo pro vypočtené $c_p(T)$ a $\lambda(T)$	53
Obrázek 5.6:	Porovnání experimentálně naměřeného a vypočteného tepelného toku, vlevo – ocel 25CrMo4, teplota ohřevu 800 °C, ochlazování do vířivé vody, vpravo – ocel C15E, teplota ohřevu 900 °C, ochlazování do klidné vody	55
Obrázek 5.7:	Vlevo - teplotní pole vzorku pro zkoušky na abrazivní odolnost proti opotřebení po době ochlazování 15-ti sekund ve vodě, teplota ohřevu vzorku byla 800 °C po dobu 35 minut, vpravo – rozložení teploty dláta po době ochlazování 15-ti sekund ve vodě o teplotě 20 °C, ohřev dláta byl 850 °C	56
Obrázek 5.8:	IRA diagram pro ocel 25CrMo4 s původními a modelovými křivkami pro vznik a konce fázi během ochlazování	58
Obrázek 5.9:	Ochlazování vzorku C20 v době 5 sekund v solné lázni při teplotě 356 °C	59
Obrázek 5.10:	Ochlazování vzorku C23 v době 5 sekund v solné lázni při teplotě 297 °C	60
Obrázek 5.11:	Ochlazování vzorku C20 v době 10 sekund v solné lázni při teplotě 356 °C	60
Obrázek 5.12:	Ochlazování vzorku C23 v době 10 sekund v solné lázni při teplotě 297 °C	61
Obrázek 5.13:	Vlevo – teplotní pole vzorku C20 po tepelném zpracování, vpravo nahoře – výsledná mikrostruktura, vpravo dole výsledná tvrdost HV 30	61
Obrázek 5.14:	Vlevo – teplotní pole vzorku C23 po tepelném zpracování, vpravo nahoře – výsledná mikrostruktura, vpravo dole výsledná tvrdost HV 30	62
Obrázek 5.15:	Snímek plochy, na kterou byl přitlačován kotouč během zkoušek abrazivního opotřebení podle metody ASTM G65 pro vzorek C44	66
Obrázek 5.16:	Oblast mikro-drážkování označené červeně na ploše pro vzorek C45	67
Obrázek 5.17:	Mikro-drážkování (označena červenou barvou), mikro-únava (označeno zelenou barvou) a SiO ₂ (označen modrou barvou) na ploše pro vzorek V47	67
Obrázek 5.18:	IRA diagram pro ocel 42CrMo4 s vyznačeným průběhem ochlazování ve vodě pod dobu 5-ti sekund a následném dochlazení na vzduchu	69
Obrázek 5.19:	IRA diagram pro ocel 42CrMo4 s vyznačeným průběhem ochlazování ve vodě pod dobu 10-ti sekund a následném dochlazení na vzduchu	70
Obrázek 5.20:	IRA diagram pro ocel 42CrMo4 s vyznačeným průběhem ochlazování ve vodě pod dobu 15-ti sekund a následném dochlazení na vzduchu	71

<i>Obrázek 5.21: IRA diagram pro ocel 42CrMo4 s vyznačeným průběhem ochlazování ve vodě pod dobu 20-ti sekund a následném dochlazení na vzduchu</i>	<i>72</i>
<i>Obrázek 5.22: IRA diagram pro ocel 42CrMo4 s vyznačeným průběhem ochlazování ve vodě pod dobu 12-ti sekund a následném dochlazení na vzduchu</i>	<i>73</i>
<i>Obrázek 5.23: IRA diagram pro ocel 42CrMo4 s vyznačeným průběhem ochlazování ve vodě pod dobu 13-ti sekund a následném dochlazení na vzduchu</i>	<i>74</i>
<i>Obrázek 5.24: Závislost objemového úbytku na abrazivní dráze pro ocel 25CrMo4.....</i>	<i>76</i>
<i>Obrázek 5.25: Závislost objemového úbytku na abrazivní dráze pro ocel 51CrV4.....</i>	<i>77</i>
<i>Obrázek 5.26: Závislost objemového úbytku na abrazivní dráze pro ocel pro popouštěné vzorky</i>	<i>78</i>
<i>Obrázek 5.30: Hmotnostní úbytky dlát po 60 hektarech</i>	<i>85</i>

Seznam tabulek

<i>Tabulka 4.1: Chemické složení ocelí použitých v této práci</i>	<i>19</i>
<i>Tabulka 4.2: Přehled značení ocelí použitých pro experimenty.....</i>	<i>20</i>
<i>Tabulka 4.3: Matice s iteracemi pro hledání nejvíce přesných hodnot mezi experimentální ochlazovací křivkou a modelovou ochlazovací křivkou.....</i>	<i>25</i>
<i>Tabulka 4.4: Přehled tepelného zpracování vzorků pro abrazivní odolnost proti opotřebení.....</i>	<i>36</i>
<i>Tabulka 4.5: Chemické složení oceli 27MnCrB5 v hmotn. %.....</i>	<i>42</i>
<i>Tabulka 4.6: Chemické složení oceli 42CrMo4 v hmotn. %.....</i>	<i>42</i>
<i>Tabulka 5.1: Přehled výsledků iterací pro všechny oceli s nejmenším rozdílem mezi naměřenou a vypočítanou teplotou.....</i>	<i>52</i>
<i>Tabulka 5.2: Hodnoty korelace pro porovnání experimentálně naměřeného a vypočteného tepelného toku.....</i>	<i>55</i>
<i>Tabulka 5.3: Zastoupení objemové fáze mikrostruktury po tepelném zpracování vzorků pro zkoušky odolnosti proti abrazivnímu opotřebení</i>	<i>64</i>
<i>Tabulka 5.4: Statistické výsledky pro velikost hmotnostních úbytků v závislosti na podílových objemech mikrostruktur bainitu, martenzitu a feritu</i>	<i>65</i>
<i>Tabulka 5.5: Vzájemné porovnání vzorků odolnosti proti abrazivnímu opotřebení statistickou metodou F-test na hladině významnosti $\alpha=0,05$.....</i>	<i>79</i>
<i>Pokračování tabulky 5.5: Vzájemné porovnání vzorků odolnosti proti abrazivnímu opotřebení statistickou metodou F-test na hladině významnosti $\alpha=0,05$.....</i>	<i>79</i>
<i>Tabulka 5.6: Porovnání předpovídané tvrdosti a tvrdosti vzorků pro abrazivní opotřebení.....</i>	<i>80</i>
<i>Tabulka 5.7: Přehled použitých dlát pro polní zkoušky dle tvrdosti</i>	<i>81</i>
<i>Tabulka 5.8: Vzájemné porovnání dlát z přední řady stroje hmotnostního úbytku po 60 hektarech metodou F-test na hladině statistické významnosti $\alpha=0,05$.....</i>	<i>82</i>
<i>Tabulka 5.9: Vzájemné porovnání dlát ze zadní řady stroje hmotnostního úbytku po 60 hektarech metodou F-test na hladině statistické významnosti $\alpha=0,05$.....</i>	<i>83</i>
<i>Tabulka 5.10: Vzájemné porovnání dlát pomocí směrnice regresní přímky.....</i>	<i>84</i>

Seznam zkratek

AlSiO	aluminosilikát
ARA	anizotermický rozpad austenitu
BSE	detektor zpětně odražených elektronů
CaO	oxid vápenatý
E	označení experimentálně vyrobených dlát
HRC	tvrdost podle Rockwella
IRA	izotermický rozpad austenitu
MKP	metoda konečných prvků
n	Avramiho exponent
q	tepelný tok jednotlivých ocelí [$\text{W}\cdot\text{m}^{-2}$]
r	relativní teplota pro naměřený tepelný tok [-]
rt	vzdálenost termočlánků [m]
S	označení současně používaných dlát
SE	detektor sekundárních elektronů
SiAlO	silikoaluminát
SiO ₂	oxid křemičitý
T	teplota [$^{\circ}\text{C}$]
t	doba [s]
TN	aktuální teplota nodu [K]
TR	relativní teplota pro výpočet tepelného toku [-]
ts	doba začátku fázové přeměny [s]
λ	tepelná vodivost pro jednotlivé oceli [$\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$]
ρ	hustota [$\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$]

1 Úvod

Zpracováním zemědělské půdy se člověk zabývá již od doby, kdy začal pěstovat první zemědělské plodiny. Principy zpracování půdy byly po mnoho tisíciletí inovovány. S rozvojem technologií, zejména s vynálezy jako ocel (první pluhy) nebo tažné prostředky (nahrazení zvířat za traktory) nastal velký pokrok ve zpracování půdy.

Na zemědělské stroje jsou kladeny vysoké požadavky na jejich pohotovost, výkonnost a kvalitu zpracování půdy pro jednotlivé agronomické operace. Rozvoj technologií v oborech zemědělství, strojnictví, materiálového inženýrství a informatiky rozšiřují možnosti zpracování půdy. S rozvojem technologií se vyvíjí i stroje pro zpracování půdy. Z tohoto důvodu mnoho vědců a inženýrů spojuje své znalosti, aby společně dosáhli kvalitních výsledků pro zpracování půdy při současném trendu snižování energetické spotřeby a finančních nákladů na pořízení a provoz těchto strojů.

Dříve používané metody klasického zpracování půdy orbou jsou dnes mnoha zemědělci nahrazovány podrýváním půdy. Účelem tohoto zpracování je efektivnější způsob zpracování půdy. Změnám technologií zpracování půdy se musí přizpůsobovat i konstrukce a výroba zemědělských strojů. Pro tento způsob zpracování půdy byly vyvinuty nástroje, jako jsou dláta a radličky.

Dláta a radličky jsou vystaveny přímému kontaktu s půdou. Při kontaktu částic půdy s dlátý nebo radličkami vzniká abrazivní opotřebení. Z tohoto důvodu se výrobci dlát a radliček zaměřují na materiály a výrobní technologie, které zvyšují odolnost proti abrazivnímu opotřebení. Zvýšením odolnosti proti abrazivnímu opotřebení se zvýší trvanlivost nástrojů a zákazníci nemusí investovat do nových dlát a nemají protoje strojů při výměně nástrojů. Zároveň se snaží zachovat nebo snižovat ekonomické náklady na výrobu.

Z výše uvedených důvodů bylo zvoleno za cíl této disertační práce ověřit vliv podílu bainitické struktury v oceli na abrazivní opotřebení. Druhým cílem je navrhnout technologii tepelného zpracování dláta. Pro splnění těchto cílů jsem se rozhodl využít moderní technologii využívající metodu konečných prvků. Metoda konečných prvků umožňuje simulovat průběh tepelného zpracování. Pomocí počítačových simulací lze ověřovat technologie tepelného zpracování při nižších nákladech oproti experimentálním zkouškám, které jsou časově a ekonomicky náročné.

2 Přehled o současném stavu problematiky

V této kapitole je uveden souhrn současného poznání stavu zemědělských nástrojů a metodiky návrhů zemědělských nástrojů. Podkapitoly jsou seřazeny tak, jak bylo postupováno při vypracování této disertační práce. Poznatky byly čerpány z vědecké literatury a z konzultací s agronomy (potřeby strojů), technology (tepelné zpracování ocelí), programátory (matematické modelování) a dalších.

2.1 Zemědělské nástroje a jejich definice

Tato kapitola shrnuje poznání současného stavu problematiky nástrojů pro zpracování půdy, konkrétně pro agronomické operace nazvané podryvání a kypření půdy.

2.1.1 Definice nástrojů pro zpracování půdy

Tato práce je zaměřena na zemědělský nástroj nazvaný dláto. Pro definici dláta je zde uveden přehled zemědělských nástrojů používaných pro zpracování půdy. Nástroje pro zpracování půdy se dělí [1]:

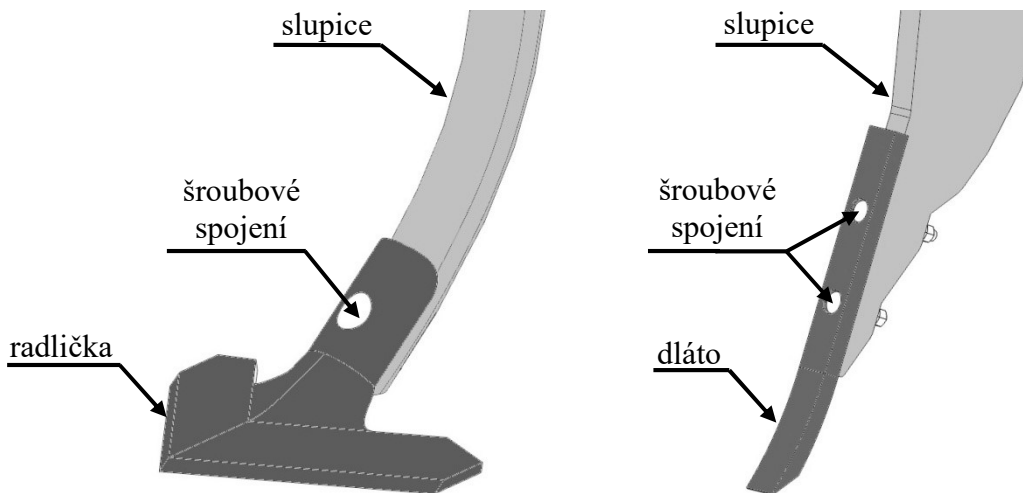
- Pluhy – jsou používány pro klasickou orbu, kde dochází k překlápění zeminy a zapravení rostlinných zbytků do půdy v definované hloubce.
- Dláta – jsou používána pro kypření půdy. Jsou alternativou k pluhům. Technologie zpracování půdy je zde odlišná. Dláta nadzdvihnou a prokypří půdu a promísí rostlinné zbytky v definované hloubce. Hloubka zpracování půdy dosahuje až 65 cm.
- Radličky – podobně jako dláta jsou používána pro kypření půdy a promísení rostlinných zbytků v definované hloubce. Jsou však určeny pro menší hloubku zpracování. Radličky jsou využívány pro technologickou operaci nazvanou podmítání půd.

Rozdíl mezi dláty a radličkami je dán jejich tvarem a rozměry. Radličky mají šípovitý tvar a jsou vyráběny nejčastěji z plechu – obrázku 2.1 vlevo. Dláta mají obdélníkový průřez, který se na konci zužuje do tvaru ostří. Dláta jsou vyráběna z tyčí obdélníkového průřezu – obrázku 2.1 vpravo. Tvar a rozměry dláta použitého v této práci jsou podrobně definovány v kapitole „4.7 Polní zkoušky“.

U dlát jsou dle požadavku zákazníka pomocí šroubového spojení připevněna ke slupici křídla. Křídla umožňují více intenzivní kypření a širší podříznutí půdy.

2.1.2 Uchycení dlát

Slupice je část stroje, která slouží k uchycení radliček a dlát ke stroji. Radličky a dláta jsou uchyceny ke slupicím pomocí šroubového spojení. Šroubové spojení umožňuje výměnu nástrojů v případě jejich poškození nebo opotřebení.



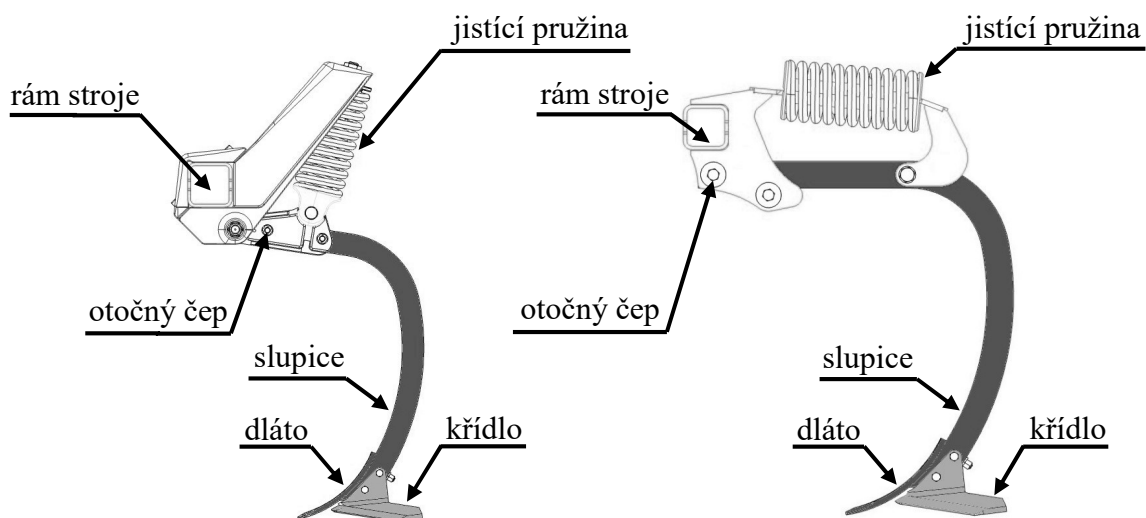
Obrázek 2.1: Vlevo – uchycení radličky ke slupici, vpravo – uchycení dláta ke slupici

Pro ochranu zemědělských nástrojů při najetí na překážku (kámen v půdě), jsou používány odpružené slupice. Odpružené slupice umožňují odklonění nástroje při najetí na překážku a tím minimalizují jejich poškození či destrukci.

Odpružení slupic může být provedeno samotnou slupicí, která je pružná a při najetí na překážku v půdě dojde k průhybu samotné slupice a odklonění nástroje od překážky. Po přejetí překážky se slupice vrátí zpět do původní polohy. Pružné slupice jsou používány pro radličky a dláta menších rozměrů, které jsou používány pro hloubku zpracování půdy do 20 cm.

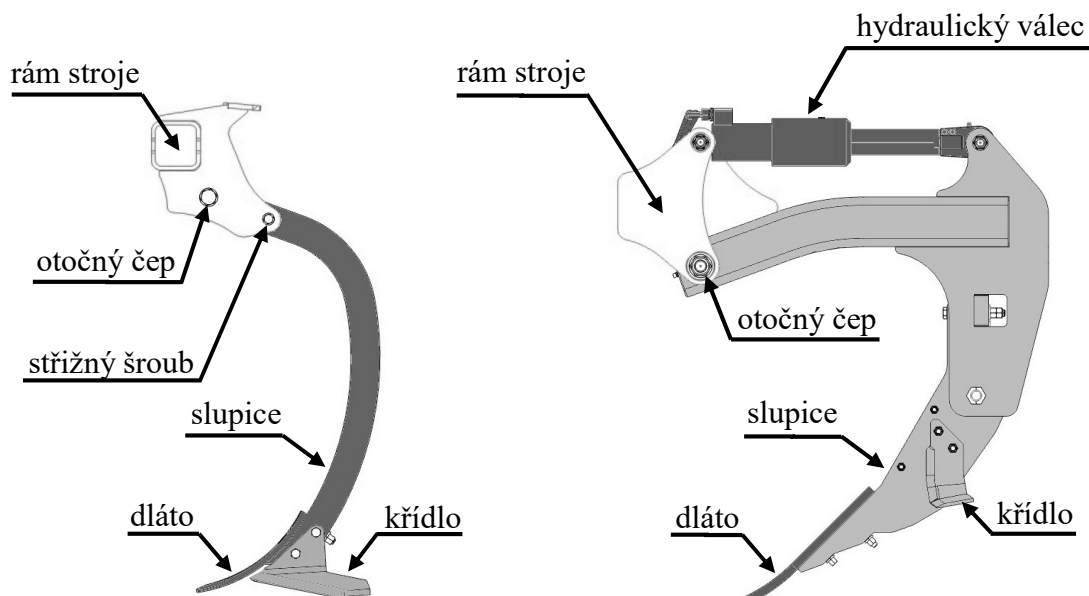
Jistící mechanismus je druhé provedení odpružení slupic. Jistící mechanismus je používán pro větší dláta, která zpracovávají hloubku až do 65 cm. Jistící mechanismus je umístěn mezi slupicí a rámem stroje. Jistící mechanismus může mít provedení pružinové, hydraulické nebo střížným šroubem.

U pružinových mechanismů se při najetí nástroje na překážku pružina stlačí a slupice se pootočí kolem otočného čepu.



Obrázek 2.2: Pružinové mechanismy jistění dlát – vlevo pomocí vertikální pružiny, vpravo pomocí horizontální pružiny

Hydraulický mechanismus jistění funguje pomocí hydraulického válce. V hydraulickém válci je nastaven tlak dle půdních podmínek (typ, utužení, vlhkost půdy) na hodnotu obvykle mezi 8 MPa až 15 MPa. Při kontaktu dláta s překázkou se zvýší působící síla na slupici a dojde k překročení hodnoty tlaku v hydraulickém válci. Při překročení hodnoty tlaku v hydraulickém válci je pístnice hydraulického válce zasunuta (dojde ke zkrácení délky hydraulického válce) a tím odklonění slupice kolem otočného čepu. Po překonání překážky se pístnice hydraulického válce vrátí zpět do původní polohy. U systému jistění pomocí střížného šroubu se při najetí nástroje na překážku přestříhne střížný šroub a slupice se pootočí kolem otočného čepu. Střížný šroub se poté musí vyměnit za nový. Systémy jistění dláta jsou ukázány na obrázcích 2.2 a 2.3.



Obrázek 2.3: Mechanismy jištění dlát – vlevo pomocí střížného šroubu, vpravo pomocí hydraulického válce

2.2 Opotřebení na stroji

Zemědělský stroj je složen z mnoha součástí. Každá součást plní jinou funkci. Na jednotlivé části zemědělského stroje působí dle jejich funkce různé typy opotřebení. Opotřebení součástí z hlediska materiálu je obecně rozděleno dle principu jejich vzniku na abrazivní, adhezivní, erozivní, kavitační, vibrační a únavové. Typy opotřebení jednotlivých součástí stroje jsou rozděleny na:

- málo namáhané součásti,
- středně namáhané součásti,
- intenzivně namáhané součásti.

Mezi málo namáhané součásti z pohledu opotřebení patří například rám stroje. Hlavní požadavky na rám stroje jsou mechanické vlastnosti. Z hlediska opotřebení rámu stroje není nutné věnovat pozornost. Spojovací čepy jsou příkladem pro středně namáhané součásti. Opotřebení středně namáhaných součástí je řešeno v závislosti na jejich mechanických vlastnostech. Do skupiny intenzivně namáhaných součástí patří zemědělské nástroje. U skupiny intenzivně namáhaných součástí je řešení problematiky abrazivního opotřebení hlavním cílem výrobců. Zároveň je ale nutné dbát na mechanické vlastnosti jako je pevnost a houževnatost.

Vysoké opotřebení intenzivně namáhaných součástí (radliček, dlát, plužních čepelí) ovlivňuje negativně kvalitu práce a tahový odpor stroje. Kvalita práce se snižuje s tvarovými

změnami dláta z důvodu, že profil dláta je vlivem abrazivního opotřebení zužován. Zúžení dláta způsobuje dva problémy. Prvním je, že zúžení profilu dláta způsobuje méně kvalitní prokypření v okolí dláta. Tvar dláta je navržen tak, aby byl celý půdní profil prokypřen. V případě, že dojde k „zaoblení hran dláta“ vlivem abrazivního opotřebení, kvalita opotřebení v okolí dlát je snížena oproti neopotřeбенému tvaru dláta. Druhým problémem je vyšší odpor během práce. Tento fakt má vliv na celkový tažný odpor, který se zvyšuje a tím se zvyšuje i spotřeba paliva tažného prostředku. Bylo vypracováno několik studií, které popisují vliv opotřebení dlát na tažný odpor, kvalitu zpracování půdy a s tím související výnos plodin [2–4]. Všechny tyto vlivy je nutné zahrnout do intervalu výměny nástroje. Časový úsek výměny nástroje se zmenšuje s jeho opotřeбенím [5]. Z tohoto důvodu je v zájmu zemědělců vytvořit kompromis mezi kvalitou nástroje, cenou nástroje a kvalitou zpracování půdy [6].

2.2.1 Abrazivní opotřebení

Dláto je při práci stroje v přímém kontaktu s půdou. Kontakt půdy a dláta způsobuje abrazivní opotřebení dláta. Z tohoto důvodu je v této práci řešeno ze všech typů opotřebení pouze abrazivní opotřebení.

Abrazivní opotřebení je hmotnostní úbytek materiálu z povrchu součástí. Hmotnostní úbytek materiálu je způsoben při vzájemném relativním pohybu:

- **Interakcí dvou těles** – vzájemné působení dvou povrchů. Částice tvrdšího povrchu pronikají do částic měkčího povrchu a ty jsou z povrchu vytrhávány a unášeny pryč [7, 8].
- **Interakcí tří těles** – abrazivní částice jsou umístěny mezi dvěma povrchy, které na sebe vzájemně působí silou. Abrazivní částice vytrhávají a unášejí částice z jednoho nebo obou povrchů [9, 10].

Dle působení abrazivní částice na povrch materiálu jsou mechanismy vzniku abrazivního opotřebení rozděleny do skupin:

- **Mikro-řezání** – abrazivní částice vyřezávají do materiálu drážky. Částice materiálu jsou z drážky vytrhávány a unášeny pryč z povrchu materiálu [11].
- **Mikro-praskání** – pod povrchem namáhaného materiálu (např. v okolí drážky vzniklé mikro-řezáním) vznikají trhliny. Šířením trhlin dochází k oddělování materiálu [12].

- **Mikro-únava** – abrazivní částice vnikají do povrchu materiálu a dochází k odlupování a odnášení částic z povrchu materiálu [13].
- **Mikro-drážkování** – velké abrazivní částice (například kameny) jsou zařezávány do materiálu a odnášejí z něho velké množství částic [14].

V praxi na součásti působí kombinace výše uvedených mechanismů a dochází k intenzivnímu abrazivnímu opotřebení a velkým úbytkům materiálu. Abrazivní opotřebení způsobuje více než 50 % z celkového počtu poruch strojírenských součástek [15, 16].

Složení půdy významně ovlivňuje velikost abrazivního opotřebení. Půdní částice, které ovlivňují abrazivní opotřebení, jsou oxid křemičitý (SiO_2), silikoalumináty (SiAlO), aluminosilikáty (AlSiO), oxid vápenatý (CaO) [17].

Vliv abrazivních částic na velikost abrazivního opotřebení je charakterizován následujícími činiteli:

- **Množství abrazivních částic** – tento činitel je významný u mechanismu interakce tří těles. Abrazivní částice vytvoří mezi dvěma povrchy vrstvu, která mezi povrchy působí jako přenašeč síly. S vyšším výskytem abrazivních částic roste pravděpodobnost výskytu částic s negativním tvarem – viz další bod [18].
- **Tvar abrazivních částic** – ostré hrany částic působí na namáhaný povrch intenzivněji než částice, které mají zaoblený povrch. Normálová síla působící na abrazivní částici s ostrým tvarem způsobuje hlubší průnik do povrchu namáhaného materiálu [19].
- **Velikost abrazivních částic** – se zvětšováním velikosti abrazivních částic se zvyšuje intenzita abrazivního opotřebení. Při nerovnoměrném zastoupení velikosti abrazivních částic působí na namáhaný povrch největší abrazivní částice [20].
- **Pevnost abrazivních částic** – při nižší pevnosti abrazivní částice, než je namáhaný materiál, dochází k rozpadu abrazivní částice. Na nových abrazivních částicích mohou vznikat ostré hrany (závisí na krystalografii minerálů). V případě, že se částice deformuje, ale nedochází k jejímu rozpadu, dochází k zaoblování ostrých hran [21].
- **Tvrдость abrazivních částic** – s vyšší tvrdostí abrazivních částic je zvyšována schopnost těchto částic proniknout do namáhaného materiálu [22].

Intenzita abrazivního opotřebení dlát je dále ovlivňována rychlostí nástroje v půdě, hloubky zpracování (v jaké hloubce dláto v půdě pracuje) a půdou (druhem, typem, vlhkostí, štěrkovitostí, strukturou, humosností a celkovou hloubkou) [23, 24].

Tvar opotřebovaných dlát má vliv na tažný odpor a tím i na spotřebu paliva během práce soupravy (traktor + stroj osazený dláty) [25, 26].

2.2.2 Prodloužení životnosti nových dlát

V současnosti výrobci společně s výzkumníky hledají možnosti prodloužení nových dlát. Možnosti jak významně prodloužit životnost nových dlát, je aplikovat na jejich povrch destičky vyrobené z karbidu wolframu, keramické destičky nebo povlaky [27, 28].

Destičky ze slinutých karbidů nebo keramiky jsou k základnímu materiálu, z něhož je dláto vyrobeno, připevňovány pájením nebo lepením [29].

Z praxe je známé, že destičky ze slinutých karbidů vydrží až 8 x déle než dláto bez povrchových ochran. Základní nevýhodou je však omezené použití. Problémem karbidových i keramických destiček je jejich křehkost. Při kontaktu s překážkou v půdě (například kamenem) dojde k lomu destičky a její ztrátě. Další nevýhodou je vysoká pořizovací cena nových dlát. Dále je nutné vzít v úvahu kontaminaci půdy způsobenou ztrátami karbidových a keramických destiček [27, 30].

Povlaky jsou na dláta nanášeny žárovým nástřikem. Odolnost proti abrazivnímu opotřebení dlát s povlaky je zvětšena. Nevýhodou je, že žárový nástřik je většinou prováděn po celém povrchu nástroje. Další nevýhodou je tenká nanesená vrstva v porovnání s karbidovými nebo keramickými destičkami. Po ztrátě vrstvy nástřiku odolnost proti abrazivnímu opotřebení dláta výrazně klesá z důvodu, že materiál není pod nástřikem upraven pro zpracování půdy [28, 31].

Z výše uvedených důvodů volí zákazník dláta bez povrchových ochran. Jejich trvanlivost je sice menší, ale lze je použít ve všech typech půd a jsou ekonomicky méně náročná. To jsou hlavní důvody, proč se v této práci zabývám technologií tepelného zpracování dlát, která je konečnou operací a je zákazníky stále velmi žádána.

2.2.3 Renovace dlát

V případě, že je dláto opotřebováno tak, že již není schopno plnit požadovanou funkci, musí být nahrazeno za nové nebo je možné dláto renovovat. Renovaci lze charakterizovat jako proces, který vrátí nebo zlepší poškozenému (abrazivně opotřebovanému) dlátu zpět jeho

tvár a vlastnosti. Vždy je však nutné dbát na správné dodržení technologického postupu. Při špatně navrženém či nedodrženém technologickém postupu renovace dlát může nastat zhoršení jeho vlastností (odolnost proti abrazivnímu opotřebení, pevnost a houževnatost) než jaké mělo nové dláto [27, 32].

Pro renovaci dlát je používáno navařování. Druhy navařování jsou popsány v práci Jankauskas a kol. [33]. Výhody a nevýhody jsou závislé na použitých druzích navařování. Při shrnutí všech druhů navařování lze říci, že mezi výhody patří dobré vlastnosti dláta při použití správné technologie navařování, pevná vazba mezi navařeným materiálem a dlátem. Nevýhodami jsou tepelné ovlivnění základního materiálu, nutná zručnost svářeče [34]. Navařování lze automatizovat. Automatizace navařování však zvyšuje cenu. Zákazník vždy musí zvážit všechny aspekty mezi volbou koupě nového nástroje a renovací nástroje. Důležitými aspekty jsou náklady na nová dláta a náklady na renovaci dlát. Náklady na renovaci v porovnání s montáží nových dlát navíc zahrnují delší dobu odstavení stroje, náklady na přídatný materiál, čas svářeče, apod. Při porovnání všech aspektů volí zákazník často nová dláta. Volba nového dláta je jeden z hlavních důvodů, proč je v této práci řešena technologie tepelného zpracování dlát a nikoliv jejich renovace [30].

2.3 Oceli používané pro výrobu dlát

Na oceli používané pro výrobu dlát jsou kladeny vysoké požadavky (odolnost proti abrazivnímu opotřebení, pevnost a houževnatost). Těmto požadavkům vyhovuje malá skupina ocelí [27].

Oceli s vyšším obsahem uhlíku (0,70 %) mají po kalení a následném popouštění vysokou odolnost proti abrazivnímu opotřebení. Popouštění však musí probíhat za vysokých teplot, aby se dostatečně zvýšila houževnatost. Po popouštění však oceli s vyšším obsahem uhlíku dosahují tvrdosti pouze 38 HRC až 45 HRC. To je nevhodné pro výrobu dlát, protože požadovaná tvrdost pro dláta je 45 HRC až 52 HRC. Z tohoto důvodu jsou používány oceli s nižším obsahem uhlíku (0,30 %). Do ocelí s obsahem uhlíku 0,30 % jsou přidávány přísadové prvky bór a chróm. Bór a chróm zvyšují prokalitelnost ocelí a zároveň zajistí dobrou odolnost ocelí proti abrazivnímu opotřebení [35, 36].

Oceli s obsahem uhlíku 0,70 % musejí být kaleny v oleji nebo ve vodě s rozpustnými polymery. Při kalení ve vodě oceli s obsahem uhlíku 0,70 % vznikají pnutí a následné mikrotrhliny. Oceli s obsahem uhlíku 0,30 % s přísadkem bóru a chrómu mohou být kaleny ve

vodě. Přidání prvků bóru a chrómu umožňuje vznik mikrostruktury martenzitu v kombinaci s bainitem. Kombinace martenzitu s bainitem je vhodná mikrostruktura pro výrobu dlát [37].

Bhakat a kol. [36] ve své práci porovnávali odolnost proti opotřebení oceli s nízkou tvrdostí s oceli s různým chemickým složením používaných pro dláta. Jejich výsledky ukazují, že ocel s vysokým obsahem uhlíku (0,70 %) má 2,28 x, ocel s přídavkem bóru (0,003 %) má 2,50 x a ocel s vysokým obsahem chrómu (0,43 %) má 2,53 x větší odolnost proti abrazivnímu opotřebení než měkká ocel.

Z výše uvedených důvodů jsou nejčastěji používané materiály pro výrobu dlát oceli s přídavkem bóru a chrómu 30MnB5 (1.5531) nebo podobná 28MnCrB5 [6], Boron 27 [27], Hardox 500 [38].

2.3.1 Tepelné zpracování

Tepelné zpracování ocelí je důležitou fází ve výrobě zemědělských nástrojů z důvodu jeho vlivu na výsledné mechanické vlastnosti, výslednou mikrostrukturu ocelí [39].

Během tepelného zpracování dochází k transformaci fází z austenitu na ferit, perlit (eutektoidní směs feritu a cementitu), bainit (směs přesyceného feritu a ϵ – karbidu), martenzitu a jejich kombinací. Typ, množství a morfologie mikrosložek po tepelném zpracování určují výsledné mechanické vlastnosti oceli. Pro získání požadovaných vlastností ocelí se do diagramů ARA (anizotermický rozpad austenitu) nebo IRA (izotermický rozpad austenitu) zakreslí návrh ochlazovací části tepelného zpracování [40].

Výroba dláta je složena z výrobních etap řezání, děrování, tvarování, austenitizace, kalení a popouštění [6].

Izotermické kalení (rovněž nazýváno jako bainitické kalení) je druh tepelného zpracování, které umožňuje tvorbu plně bainitické mikrostruktury nebo mikrostruktury bainitu v kombinaci s martenzitem. Izotermické kalení nahrazuje běžně používané kalení a následné popouštění. Mezi hlavní výhody izotermického kalení patří zkrácení doby výrobního procesu. Nevýhodou je, že je nutná potřeba dalšího ochlazovacího zařízení pro výdrž na teplotě, které je však nutné i pro popouštění po kalení [41].

Proces izotermického kalení spočívá v austenitizaci oceli (při teplotách 790 °C až 925 °C dle typu oceli) při které dojde k úplnému rozpuštění karbidů. Po austenitizaci následuje rychlé ochlazení např. v solné lázni při teplotě vyšší, než je započata přeměna austenitu na martenzit (Ms). Solné lázně se používají z důvodu, že toto ochlazovací prostředí má schopnost rychle

ochladit výrobek a následně udržovat teplotu oceli nad Ms, což se pohybuje obvykle nad teplotami 300 °C a výše. Tento proces je prováděn z důvodu zabránění tvorby proutektoidního feritu a perlitu během izotermického procesu. Ocel je přitom udržována na teplotě nad Ms po dobu, než dojde k úplné přeměně z austenitu na bainit. Následně se ocel pomalu (většinou na vzduchu) ochladí na teplotu okolí (cca 20 °C) [41].

Účinnost kalení závisí na ochlazovacích vlastnostech kalícího média a schopnosti zvýšení tvrdosti oceli. Tvrdost, pevnost, houževnatost, výsledná mikrostruktura, vznik napětí a případných trhlin jsou důležitými fakty pro konečné hodnocení výsledku tepelného zpracování [42].

Volba ochlazovacího média poskytuje optimální kombinaci pevnosti a viskoplastických charakteristik. Ochlazovací schopnost média závisí na jeho fyzikálních vlastnostech (teplotě, viskozitě) a na přítomnosti nečistot v kalícím médiu [43]. Rychlost ochlazení celého výrobku je dána velikostí a tvarem výrobku, chemickým složením oceli a kalicí teplotě [44].

Olej se zahřívá a déle ochlazuje než voda při sériové výrobě, na povrchu ochlazovaného výrobku se vytváří vrstva filmu, která vede ke snížení rychlosti ochlazování.

Voda má ze všech dostupných kalících médií nejrychlejší ochlazovací účinek.

2.3.2 Mikrostruktura ocelí

Jak je popsáno v úvodu této práce, požadavky na dláto jsou pevnost, tvrdost, houževnatost a především odolnost proti abrazivnímu opotřebení. Pro zvýšení odolnosti proti abrazivnímu opotřebení je nutné vytvořit vhodnou mikrostrukturu oceli po tepelném zpracování. Z tohoto pohledu je nutné nastavit parametry tepelného zpracování tak, aby byla získána požadovaná mikrostruktura ocelového dláta.

Pokud je ohřev oceli vyšší než 850 °C, tak je mikrostruktura oceli austenitická (přesná teplota je dána chemickým složením oceli). Rychlé ochlazení oceli vede k přeměně austenitu na martenzit. Pomalé ochlazování vede k přeměně austenitu na ferit, perlit nebo bainit [45].

Bainitická mikrostruktura je v kombinaci s martenzitickou mikrostrukturou vhodná pro nástroje, na které působí mechanismy podporující vznik abrazivního opotřebení dláta [46, 47].

Velikost objemové fáze a stabilita austenitu jsou během tepelného zpracování kontrolovány. Tato znalost umožňuje optimalizaci a výsledné vlastnosti vícefázové mikrostruktury. Stabilita austenitu je určena obsahem uhlíku oceli, velikostí zrna, morfologií a účinkem okolních fází [48].

2.4 Matematické modelování tepelného zpracování s využitím metody konečných prvků

V současné době je vyvinuto několik komerčních matematických modelů s využitím metody konečných prvků (dále jen MKP modely) pro simulaci tepelného zpracování. Jejich použití je však omezeno mnoha faktory, jako jsou: aplikace podmínek tepelného zpracování do MKP modelů, nekompatibilita, apod. Z těchto důvodů je nutná tvorba MKP modelů pro konkrétní řešení, mezi které patří tepelné zpracování dlát [49].

Hlavním účelem matematických modelů vyvinutých pro průběh ochlazování je vyhodnotit kinetiku rozpadu austenitu. Vyhodnocení kinetiky rozpadu austenitu závisí na předpovědi vlivu rychlosti ochlazování a vlivu struktury austenitu na finální mikrostrukturu a dosažené mechanické vlastnosti výrobku. Tímto způsobem je navržen proces tepelného zpracování pro získání požadované konečné mikrostruktury [50].

Fázové přeměny z austenitu na ferit, perlit, bainit jsou difúzní přeměny. Rozklad kinetiky austenitu pro difúzní přeměny je popsán Johnson-Mehl-Avrami-Kolmogorovými rovnicemi (dále JMAK rovnice) - viz rovnice 2.1. [51].

$$V_{P,B} = 1 - e^{-k \cdot t^n} \quad (2.1)$$

Kde: e – Eulerovo číslo [-]

k – konstanta rychlosti nukleace závislá na teplotě [-]

t – doba [s]

n – Avramiho exponent [-]

Fázová přeměna z austenitu na martenzit je bezdifúzní přeměna. Pro bezdifúzní přeměny jsou používány Koistinen-Marburgerovy rovnice – viz rovnice 2.2 [49].

$$V_m = 1 - e^{-\alpha \cdot (M_s - T)} \quad (2.2)$$

Kde: α – konstanta podle materiálu [-]

M_s – martenzit start [s]

Při tvorbě MKP modelů pro proces tepelného zpracování musí být zahrnuty v úvahu tyto vlivy [39]:

- Fyzikální procesy – MKP model musí zahrnovat fyzikální jevy, které vznikají během tepelného zpracování jako: přenos tepla, mechanické interakce a fázové přeměny.

- Materiálová nelinearita – vlastnosti ocelí se nelineárně mění se změnou teploty, změnou mikrostruktury a napětí.
- Okrajové podmínky – MKP model musí zahrnovat okrajové podmínky, které mají nelineární charakter.
- Tvarová složitost – dláta jsou poměrně tvarově složitá. Vliv tvaru musí být zahrnut do MKP modelů [52].
- Termofyzikální vlastnosti – Do MKP modelů je nutné zahrnout termofyzikální jevy, vznikající během přenosu tepla a zdroje energie při ohřevu materiálu.

Přesnost výsledků MKP modelů závisí na přesnosti používaných okrajových podmínek pro MKP modely. Okrajovou podmínkou pro stavbu MKP modelů je tepelný tok a materiálovými podmínkami jsou součinitel přestupu tepla, tepelná vodivost, měrná tepelná kapacita. Tepelný tok obsahuje teploty a doby pro jednotlivé fáze tepelného zpracování [49].

Správnost výsledků MKP modelů musí být ověřena porovnáním experimentálně naměřených a simulovaných ochlazovacích křivek [50].

Návrh tepelného zpracování s využitím matematickým modelů je rozdělen do dvou základních kroků.

Prvním krokem je tvorba teplotního pole s využitím MKP modelů. Pro tvorbu MKP modelů je nutné znát okrajové podmínky a materiálové vlastnosti pro danou ocel. Okrajovou podmínkou je tepelný tok. Materiálovými vlastnostmi jsou měrná tepelná kapacita, tepelná vodivost a hustota.

Druhým krokem je výpočet mikrostruktury a tvrdosti oceli z teplotního pole. Pro výpočet mikrostruktury a tvrdosti je nutné znát chemické složení oceli, parametry tepelného zpracování jako teplota ohřevu, teplota ochlazovacího média, doba ochlazování [53].

2.4.1 Okrajové podmínky MKP modelu

Tepelný tok

V posloupnosti zpracování této práce byl nejprve zjištěn tepelný tok pro různé materiály. Velikost tepelného toku je ovlivněna mnoha faktory. Jedním z faktorů je chemické složení oceli. Uhlík je jedním z nejdůležitějších faktorů, který ovlivňuje tepelný tok [54]. Odvod tepla z oceli během kalení lze popsat součinitelem prostupu tepla nebo tepelným tokem. Součinitel prostupu tepla je definován jako poměr mezifázového tepelného toku k poklesu teploty na

rozhraní kovu a kalícího média. Rozhraní kovu a kalícího média je důležité pro dostatečně rychlý odvod tepla. Dostatečně rychlým odvodem tepla lze zajistit požadovaný výsledek kalení [42]. Každá ocel má rozdílné hodnoty tepelného toku – závisí na chemickém složení a teplotě oceli. Co nejvíce přesný odhad tepelného toku je jednou z podmínek pro správné a efektivní nastavení ochlazování (kalící médium, doba ochlazování) během kalení. Správným odhadem tepelného toku lze získat požadované metalurgické a mechanické vlastnosti jako jsou tvorba mikrostruktury, napětí, deformací, apod. [55].

Přesné určení okrajových podmínek tepelného toku pro matematické modely je náročné z důvodu rychlých nelineárních změn tepelného toku. Tyto nelineární změny jsou způsobeny změnou teploty ochlazovacího média. Změna teploty ochlazovacího média způsobí rozdílnou interakci ochlazovacího média s povrchem vzorku. Z tohoto důvodu se pro co nejpřesnější určení tepelného toku používají inverzní metody. Inverzní metoda je obecně popsána pro řešení, u kterého není na začátku známý celý počáteční stav, ale jsou známé naměřené výsledky (v našem případě tepelný tok), které reagují na neznámý podnět. U řešení inverzních metod vedení tepla není tepelný tok známý, ale je vypočten na základě závislosti teploty na čase při známém místě v oceli během tepelného zpracování. Během tepelného zpracování dochází k vedení (kondukcii) tepla mezi ocelí a ochlazovacím médiem. Tento přenos tepla lze popsat Fourierovou rovnicí.

V praxi se do tepelně zpracovávaného vzorku (oceli) umísťují minimálně dva termočlánky ve známé vzdálenosti. Jeden z nich je umístěn těsně u povrchu vzorku. Termočlánky by měly být v těsném kontaktu se vzorkem tak, aby se tepelný odpor mezi termočlánkem a vzorkem co nejvíce snížil [56].

Měrná tepelná kapacita a tepelná vodivost

V materiálových listech ocelí jsou uvedeny konstantní hodnoty měrné tepelné kapacity a tepelné vodivosti. Hodnoty měrné tepelné kapacity a tepelné vodivosti se mění v závislosti na teplotě během tepelného zpracování. Z tohoto důvodu je nutné znát jejich průběh v závislosti na teplotě oceli během tepelného zpracování.

Vyšší hodnota tepelné vodivosti snižuje teplotní rozdíly na povrchu nástroje, tím může být teplo rychleji odváděno z oceli a ochlazovací rychlost je tak vyšší.

Pro zjištění měrné tepelné kapacity a tepelné vodivosti u ocelí jsou nejrozšířeněji používány iterativní metody výpočtu. Dalšími možnostmi jsou zjištění pomocí

fotoakustických technik a tepelné relaxace [57], generováním regresních analýz, jednoduché extrapolace dat [58] nebo odvození výpočtem elektrického odporu závislého na teplotě [59].

Hustota oceli

Hustota oceli je termo-fyzikální vlastnost, která je zanesena do rovnice přenosu tepla. Hustota je jedním z nejdůležitějších parametrů pro stanovení rozměrových změn v tepelném zpracování. Vzhledem k tomu, že u výroby dlát nejsou rozměrové změny důležitým faktorem, který by ovlivnil konečnou kvalitu výrobku, lze předpokládat, že hodnota odečtená z materiálových listů pro danou ocel je dostačující [60].

2.4.2 Teplotní pole

Teplotní pole popisuje vývoj teplot závislé na čase v definovaném prostoru.

Chemické složení oceli

Chemické prvky jako mangan, nikl, molybden, wolfram nebo chróm zvyšují tepelnou vodivost oceli. Ochlazovací rychlost během tepelného zpracování může být zvýšena a tím se zvyšují možnosti získání výsledných mikrostruktur oceli [61].

Parametry tepelného zpracování

Teplota ohřevu oceli je důležitá pro výslednou mikrostrukturu. Při zvyšování teploty ohřevu se prodlužuje doba ochlazování a průběh ochlazovací křivky v ARA nebo IRA diagramu může procházet odlišnými strukturami při různých teplotách ohřevu.

3 Cíle práce

Cíl této disertační práce je stanovit vliv podílu bainitické struktury v oceli na abrazivní opotřebení a navrhnout technologii tepelného zpracování pro výrobu zemědělského nástroje (dláta).

Zákazníci požadují od výrobců zemědělských nástrojů dlouhou trvanlivost a zároveň minimální pořizovací cenu. Z tohoto důvodu je snahou výrobců minimalizovat náklady na výrobu zemědělských nástrojů. Zároveň se však výrobci snaží zachovat odolnost proti abrazivnímu opotřebení, houževnatost a pevnost zemědělských nástrojů. Pro splnění těchto požadavků se při návrhu zemědělských nástrojů spojují vědci a inženýři z oborů zemědělství, strojnictví, materiálového inženýrství a informatiky. Spojení těchto oborů vyžaduje přesné dodržení metodického postupu při ověřování vypracování návrhu technologie tepelného zpracování dláta.

Pro splnění cílů této disertační je nutné dodržet metodický postup. Metodický postup byl sestaven tak, aby spojil výše uvedené obory.

Metodický postup disertační práce:

- Tepelný tok – experimentální naměření tepelného toku pro zvolené materiály a jeho matematické ověření na sestaveném modelu.
- Tepelná vodivost a měrná tepelná kapacita – experimentální určení skutečných hodnot pro zvolené materiály během ochlazování tepelného zpracování a jejich matematické ověření.
- Johnson-Mehl-Avrami-Kolgomorovy rovnice – sestavení těchto rovnic pro určení fází pro jednotlivá tepelná zpracování ocelí.
- Mikrostruktura – experimentální ověření mikrostruktury.
- MKP model – sestavení MKP modelu pomocí metody konečných prvků.
- Zkoušky ASTM G65 – normalizované laboratorní zkoušky odolnosti proti abrazivnímu opotřebení.
- Modely mikrostruktury a tvrdosti – tvorba modelů pro odhad mikrostruktury a tvrdosti.
- Zkoušky tvrdosti – experimentální měření tvrdosti všech vzorků.

- Návrh tepelného zpracování dláta – sestavení návrhu tepelného zpracování dláta ze získaných údajů metodického postupu.

4 Experimentální metodický program - zvolené metody zpracování

Tato práce byla započata experimentálním měřením tepelného toku ve zvolených ocelích během tepelného zpracování. Na základě experimentálního tepelného toku byly sestaveny modely průběhu tepelného toku na válcových vzorcích.

Určení měrné tepelné kapacity a tepelné vodivosti bylo provedeno pomocí MKP modelu, u něhož byly využity vstupní parametry experimentálního tepelného toku. Modely byly vyhotoveny rovněž ve formě válcových vzorků o shodných rozměrech jako měření experimentálního tepelného toku.

Teplotní modely byly sestaveny pro válcové vzorky, vzorky určené na abrazi a dláto. Teplotní modely byly sestaveny pro různá ochlazovací prostředí a byla ověřena chybovost s výsledky experimentálních dat.

Byly určeny objemy fází a tvrdosti pro válcové vzorky, vzorky určené na abrazi a dláto. Pro každou ocel byly digitalizovány IRA diagramy a sestaveny Johnson-Mehl-Avrami-Kolmogorovi rovnice, Koistinen-Marburgerovi rovnice. Objemy fází a tvrdost byly porovnány s experimentálním měřením.

Abrazivní zkoušky byly provedeny pro vzorky na abrazi a pro dláto. Abraze byla porovnána s jednotlivými strukturami.

Práce byla zakončena polními zkouškami, kde bylo porovnáno abrazivní opotřebení současně používaných dlát s experimentálně navrženými dláty v této práci.

4.1 Volba ocelí pro experimentální program

V této disertační práci byly použity 4 oceli, které měli různé chemické složení. Na těchto ocelích byly zjišťován tepelný tok, c_p , λ . Zkoušky stanovení odolnosti proti abrazivnímu opotřebení už byly zúženy na 2 oceli. Tabulka použitých ocelí včetně jejich chemického složení je uvedena tabulce 4.1. Chemické složení bylo odečteno z materiálových listů dodaných společně s oceli.

Tabulka 4.1: Chemické složení ocelí použitých v této práci

Materiál	Chemické složení [hmotn. %]																
	C	Mn	Si	P	S	Cr	Ni	Cu	Al	Mo	Sn	V	Ti	Zn	N	Nb	Sb
C15E	0,17	0,56	0,23	0,009	0,011	0,11	0,06	0,18	0,024	0,01	0,01	—	0,011	—	—	0,002	—
C55	0,59	0,82	0,22	0,011	0,03	0,04	0,08	0,12	0,004	0,011	0,012	0,003	0,021	0,022	0,0104	0,001	0,002
25CrMo4	0,25	0,71	0,23	0,018	0,022	1,03	0,09	0,23	0,023	0,21	0,011	0,004	0,015	—	—	0,004	—
51CrV4	0,53	0,89	0,26	0,012	0,025	1,02	0,08	0,13	0,028	0,02	—	0,12	—	—	0,008	—	—

Různé chemické složení ocelí bylo zvoleno z důvodu odlišných hodnot tepelné vodivosti a měrné tepelné kapacity, které se mění s chemickým složením a teplotou v průběhu tepelného zpracování. Tyto hodnoty jsou nastavovány do MKP modelů a vzhledem k jejich rozdílnosti lze snižovat celkovou chybu odhadu výsledné mikrostruktury a tvrdosti v MKP modelu.

Vzorky pro stanovení tepelného toku, měrné tepelné kapacity a tepelné vodivosti byly připraveny z tyče o rozměrech \varnothing 25 mm x 50 mm. Kruhový průřez byl zvolen z důvodu nejmenších možných rozměrů pro šíření tepelného toku. V případě obdélníkového průřezu by musela být použita teoreticky nekonečně velká deska. Z tohoto důvodu byly použity pro experimenty tyče, které mohly mít menší rozměry než vzorky s čtvercovým nebo obdélníkovým průřezem.

4.2 Stanovení okrajových a materiálových podmínek pro MKP modely

Okrajovou podmínkou bylo určení tepelného toku a materiálovými podmínkami byly určovány měrná tepelná kapacita a tepelná vodivost. Hustota a chemické složení byly odečteny z materiálových listů. Okrajové i materiálové podmínky byly určeny z důvodu nutnosti použití při stavbě MKP modelu.

4.2.1 Stanovení tepelného toku

Tepelný tok všech ocelí byl stanoven experimentálně. Experimentální stanovení tepelného toku vyžaduje přípravu vzorků ocelí.

Příprava vzorků pro experimentální stanovení tepelného toku

Do každého vzorku \varnothing 25 mm x 50 mm byly vyvrtány dva otvory \varnothing 3 mm, hluboké 25 mm viz obrázek (4.1). Jeden otvor byl v ose vzorku a druhý byl vyvrtán 4 mm od okraje vzorku (kraj otvoru byl od povrchu vzdálen 2,5 mm). Do každého vzorku bylo vyraženo písmeno se zkratkou pro danou ocel. Přehled písmen označujících jednotlivé oceli, které jsou zde pro přehled uvedeny i v běžně používaných normách jiných zemí, je uveden v tabulce 4.2.

Tabulka 4.2: Přehled značení ocelí použitých pro experimenty

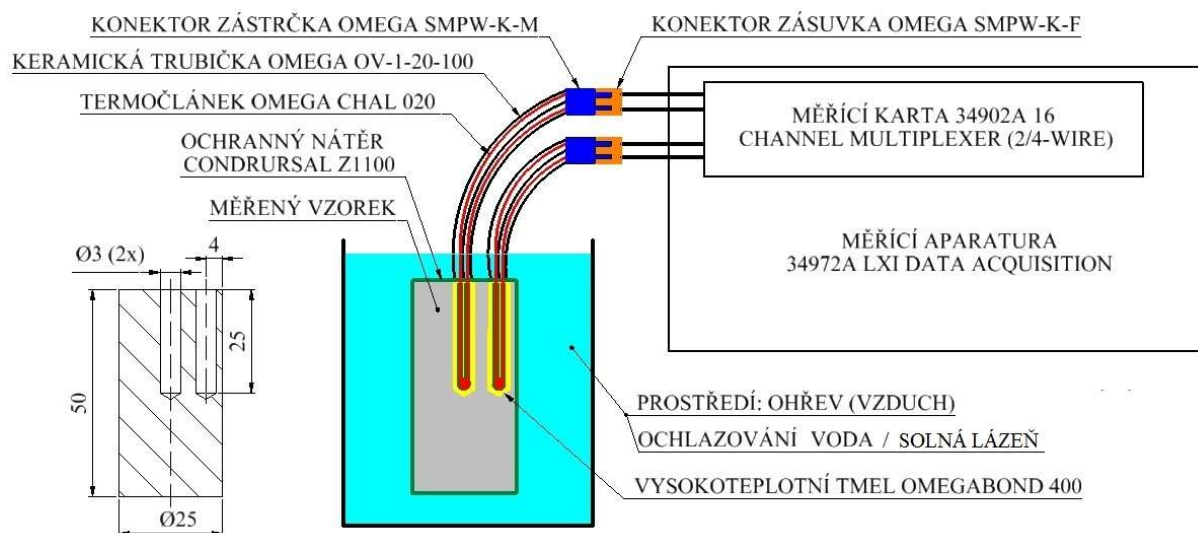
Označení	Rozdělení dle normy			
	Číslo materiálu W.Nr.	ČSN	DIN	EN
A	1.1141	12 023	C15	C15E
B	1.0535	12 060	C60 E	C55
C	1.7218	15 130	25CrMo4	25CrMo4
V	1.8159	15 260	50CrV4	51CrV4

Do těchto otvorů byly upevněny pomocí vysokoteplotního tmelu Omegabond 400 termočlánky Omega CHAL 020, které byly ve vzdálenosti 30 mm od jejich svaru natřeny ochranným nátěrem Condursal Z1100. Ochranný nátěr byl aplikován na termočlánky z důvodu ochrany proti zkratu během měření v kalicím prostředí. Celý vzorek byl natřen ochranným nátěrem Condursal Z1100 z důvodu omezení oxidace na povrchu oceli během ohřevu. Na vyčnívající část termočlánků ze vzorku byly navlečeny keramické trubičky Omega OV-1-20-100. Trubičky byly nasazeny na termočlánky z důvodu prevence proti zkratu během měření. Oba konce termočlánků byly osazeny konektorem Omega SMPW-K-M.

Experimentální měření tepelného toku

Konektory Omega SMPW-K-M byly připojeny do měřicí karty 34902A 16 Channel multiplexer (2/4-wire), která byla součástí měřicí aparatury 34972A LXI Data acquisition.

Tepelné zpracování všech vzorků probíhalo shodným způsobem. Každé měření bylo 3x opakováno. Byly zvoleny 3 teploty ohřevu – 800 °C, 900 °C a 1000 °C při výdrži po dobu 30–ti minut. Ochlazování probíhalo do klidné a vířivé vody o teplotě okolí (20 °C) až do úplného vychladnutí vzorků – viz příloha A, do solné lázně 50 hmotn. % NaNO₂ + 50 hmotn. % NaNO₃ – viz příloha B. Parametry tepelného zpracování všech vzorků jsou uvedeny v příloze A. Schéma měření tepelného toku během tepelného zpracování je ukázáno na obrázku 4.1.



Obrázek 4.1: Schéma měření experimentálního tepelného toku [62]

Zpracování dat tepelného toku

Z termočlánků byly naměřeny dvě teploty ve známém čase na známém místě během tepelného zpracování. Teploty byly zaznamenávány v časovém úseku 0,1 sekundy. Data byla ukládána do souboru *.csv.

Byl vytvořen program ve SciLabu [63], který rozdělil průběh tepelného zpracování na fázi ohřevu s výdrží na teplotě a na fázi ochlazování. Dále program vygeneroval rozdíl mezi teplotami v jádru vzorku a teplotami na okraji vzorku ve stejném čase. Schéma programu je ukázáno na obrázku 4.2.

Z těchto dat byl nalezen nejvyšší rozdíl ΔT mezi teplotou v jádru vzorku a teplotou na okraji vzorku.

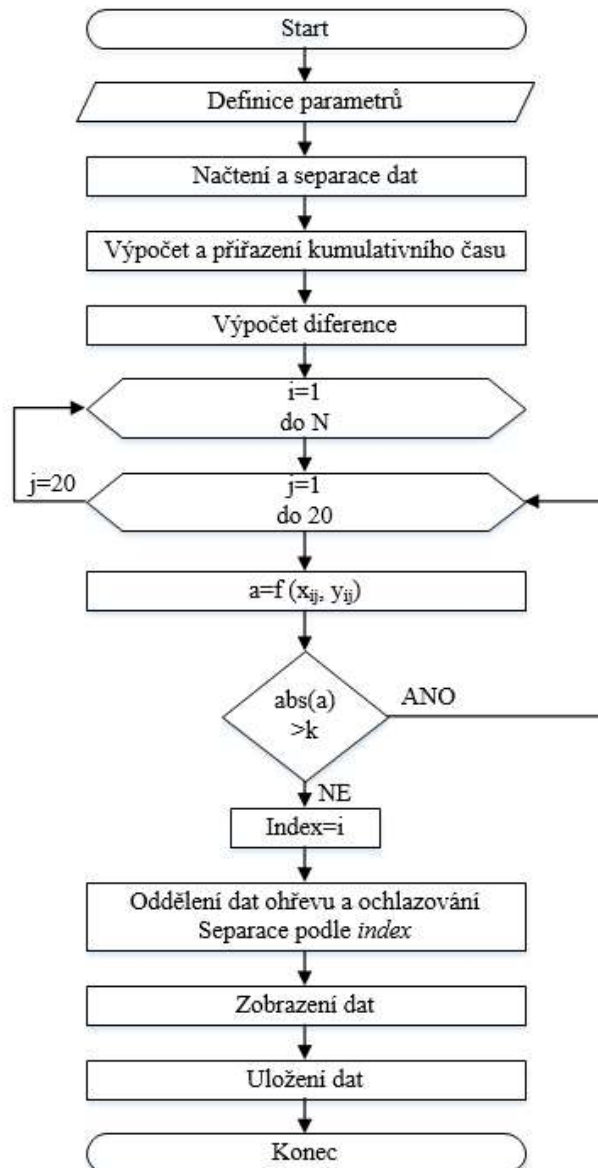
Podle rovnice 4.1 byla pro výpočet tepelného toku provedena transformace z absolutních (naměřených) teplot na relativní teploty v rozsahu 0 – 1 [-].

$$r = \frac{T_K - T_{MINK}}{T_{MAXK} - T_{MINK}} [-] \quad (4.1)$$

Kde: T_K – ochlazovací teplota povrchu v daném čase [K]

T_{MINK} – minimální ochlazovací teplota povrchu [K]

T_{MAXK} – maximální ochlazovací teplota povrchu [K]



Obrázek 4.2: Vývojový diagram programu pro zpracování naměřených dat tepelného

Tepelný tok byl vypočten dle rovnice 4.2 pro ochlazovací dobu v daném čase. Do rovnice byla dosazena konstantní tepelná vodivost λ odečtená z materiálových listů.

$$q = \pi \cdot \lambda \cdot \frac{\Delta T}{rt} \quad (4.2)$$

Kde: λ – tepelná vodivost [$\text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$]

ΔT – rozdíl mezi naměřenou teplotou povrchu a jádra [K]

rt – vzdálenost termočlánků [m]

Pro výpočet tepelného toku bylo nutné znát přesnou vzdálenost mezi termočlánky ve vzorku (průměr konce termočlánku byl 0,8 mm a otvor uložení termočlánku byl vyvrtán o \varnothing 3 mm, tím vznikl prostor pro vůle uložení termočlánku a bylo tedy nutné změřit skutečnou vzdálenost termočlánků. Pro měření skutečné vzdálenosti musely být vozky ve své polovině rozříznuty. Dále z poloviny vzorku, kde nebyly termočlánky, byl odříznut 10 mm vzorek pro obrazovou analýzu a analýzu tvrdosti. Rozříznutý vzorek je ukázán na obrázku 4.3, kde vlevo je celý vzorek a vpravo vzorek rozřezaný pro výše popsané další měření.



Obrázek 4.3: Příprava vzorku pro měření vzdálenosti termočlánků: vlevo - celý vzorek, vpravo - rozřezaný vzorek

Skutečná vzdálenost termočlánků r_t ve vzorku byla naměřena digitálním posuvným měřítkem s přesností 0,03 mm.

Křivka tepelného toku v závislosti na relativní teplotě je popsána rovnicí 4.3 a pomocí Levenberg-Marquardtova algoritmu [64] jsou nalezeny konstanty c_0 , c_1 a c_2 . Tento algoritmus proloží křivku pomocí konstanty zesílení c_0 a konstant strmosti směrem od maxima c_1 a c_2 . Výpočet algoritmu byl vypracován v programu Mathcad 14.0 [65]. Náhled výpočtu v Mathcadu je ukázán na obrázku 4.4.

$$f_{ce}(r) = c_0 \cdot r^{c_1} \cdot (1 - T_R)^{c_2} \quad (4.3)$$

Kde: c_0 – konstanta (zesílení) [-]

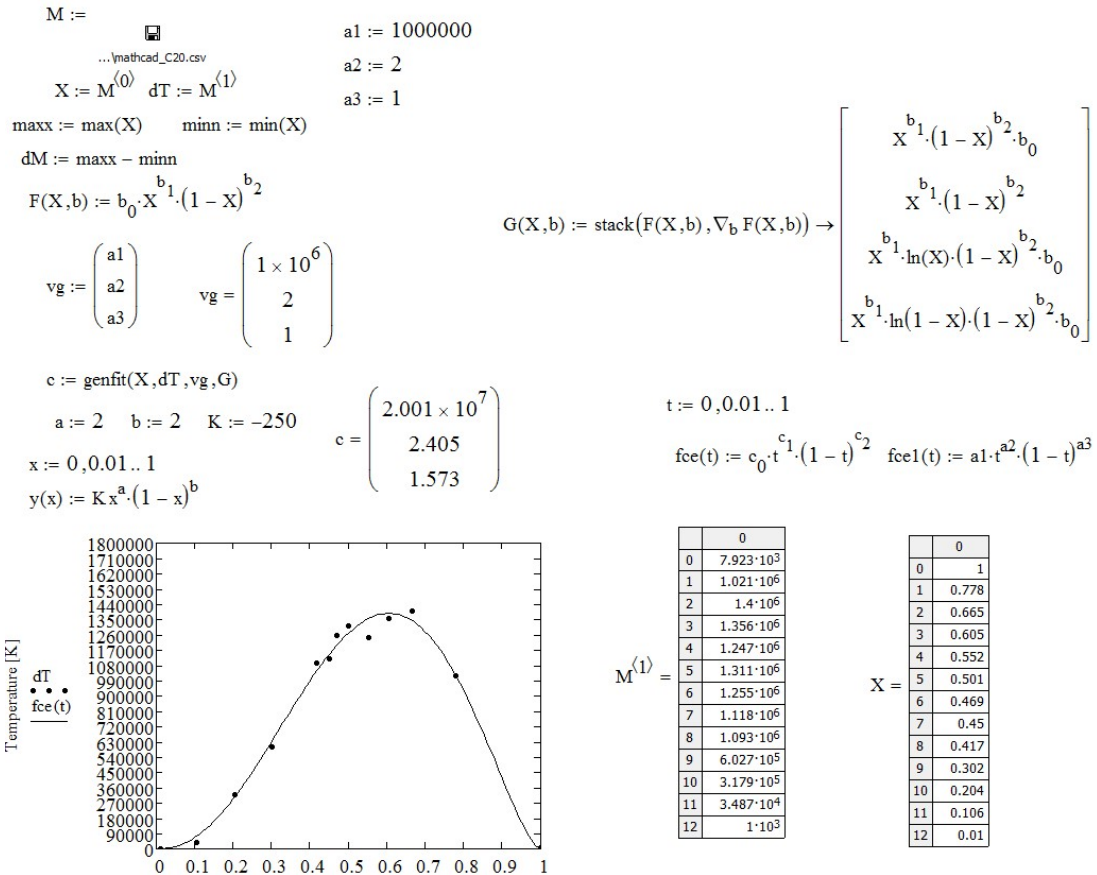
c_1, c_2 – konstanty (strmosti od maxima, mohou charakterizovat strmosti křivky) [-]

T_R – relativní teplota [-]

$$\sum_{i=1}^{n-1} (\Delta T_i \cdot (x_i - x_{i+1})) = \int_0^1 fce(T_R) \quad (4.4)$$

Kde: ΔT_i – rozdíl ochlazovacích teplot v daném čase [K]

x_i – absolutní hodnoty osy x [-]



Obrázek 4.4: Ukázka proložení dat funkcí dle rovnice 4.3 tepelného toku v programu Mathcad

4.2.2 Stanovení měrné tepelné kapacity a tepelné vodivosti

Jak již bylo popsáno v literární rešerši této práce, tabulkové hodnoty měrné tepelné kapacity c_p a tepelné vodivosti λ jsou nedostačující pro popis materiálových vlastností. Z tohoto důvodu byly hodnoty c_p a λ zpřesňovány v závislosti na skutečném průběhu ochlazování.

Byl sestaven algoritmus, který na základě experimentálních dat počítá modelový tepelný tok. Do modelového teplotního toku byly dosazovány proměnné c_p a λ . Aby bylo nalezeny co nejvíce přesné hodnoty c_p a λ , které se přibližují skutečnosti, byly sestaveny matice. Matice obsahovala kombinační iterace. Každá iterace obsahovala kombinaci hodnot c_p a λ v závislosti

na relativní teplotě. Hodnoty c_p a λ byly v iteracích zaneseny jako konstanty Newtonova polynomu c_a , c_b a c_c . Krok mezi jednotlivými iteracemi byl zvolen v závislosti na relativní teplotě. Velikost kroku mezi iteracemi 0,05. Příklad sestavení iterací pro ocel 25CrMo45 je uveden v tabulce 4.3.

Tabulka 4.3: Matice s iteracemi pro hledání nejvíce přesných hodnot mezi experimentální ochlazovací křivkou a modelovou ochlazovací křivkou

bod posunutí	tepelná vodivost			bod posunutí	měrná kapacita		
	c_a	c_b	c_c		c_a	c_b	c_c
0,35	20	37,5	20	0,35	1 150	750	1 050
0,40	20	37,5	20	0,35	1 150	750	1 050
–	–	–	–	–	–	–	–
–	–	–	–	–	–	–	–
–	–	–	–	–	–	–	–
0,40	25	42,5	25	0,45	1 250	850	1 150
0,45	25	42,5	25	0,45	1 250	850	1 150

Z jednotlivých iterací byly sestaveny křivky ochlazování pro jádro a povrch vzorku. Pro jejich výpočet se vycházelo z nestacionárního přenosu tepla, který je popsán rov. (4.5).

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial z} \right) + Q = \rho \cdot c_p \cdot \frac{\partial T}{\partial t} \quad (4.5)$$

Kde: λ – tepelná vodivost [$\text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$]

Q – vnitřní teplo – množství za jednotku objemu [$\text{J} \cdot \text{m}^{-3}$]

T – teplota [K]

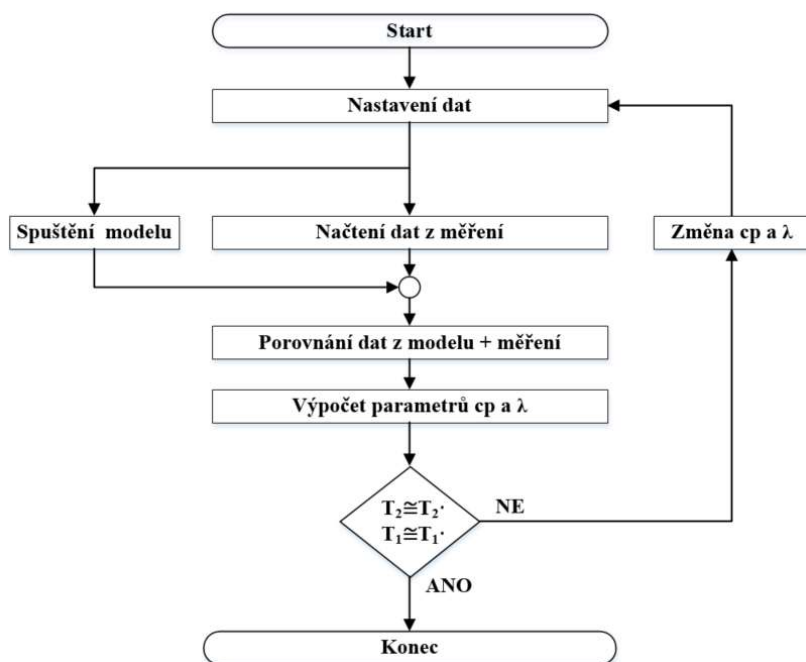
ρ – hustota [$\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$]

c_p – tepelná kapacita [$\text{J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$]

t – čas [s]

Výpočet začal vždy tepelnou vodivostí, která má větší citlivost na výsledné teploty.

Do algoritmu byly načteny experimentální křivky ochlazování pro konkrétní ocel a tepelné zpracování a byly porovnány rozdíly teplot s modelovými křivkami. Nejmenší rozdíl teplot odpovídal nejvíce reálné iteraci, ze které byly odečteny $c_p(T)$ a $\lambda(T)$. Tento odečet znamená nejbližší hodnoty skutečným c_p a λ během tepelného zpracování. Postup algoritmu je uveden na obrázku 4.5.



Obrázek 4.5: Vývojový diagram algoritmu pro hledání c_p a λ blížících se skutečnosti během tepelného zpracování

4.3 Teplotní pole v materiálu v průběhu tepelného zpracování

Teplotní pole bylo sestaveno pro válcové vzorky použité pro měření tepelného toku. Po ověření výsledků tepelného toku na válcových vzorcích [66] byly tepelný tok, měrná tepelná kapacita a tepelná vodivost [67] použity pro vzorky na odolnost proti abrazivnímu opotřebení a pro model dláta. Rozměry a tvar vzorku na odolnost proti abrazivnímu opotřebení jsou uvedeny v kapitole „4.5 Zkoušky ocelí na abrazivní odolnost proti opotřebení“. Rozměry a tvar dláta jsou uvedeny v kapitole „4.7 Polní zkoušky“.

Pro sestavení teplotního pole popisující fázi ochlazování během kalení byly použity Neumannovy okrajové podmínky využívající Lagrangeův algoritmus – způsob použití popsán v literárních pramenech Kešner a kol. 2016; Domański Bokota 2011; Piekarska a kol. 2011 [66, 68, 69].

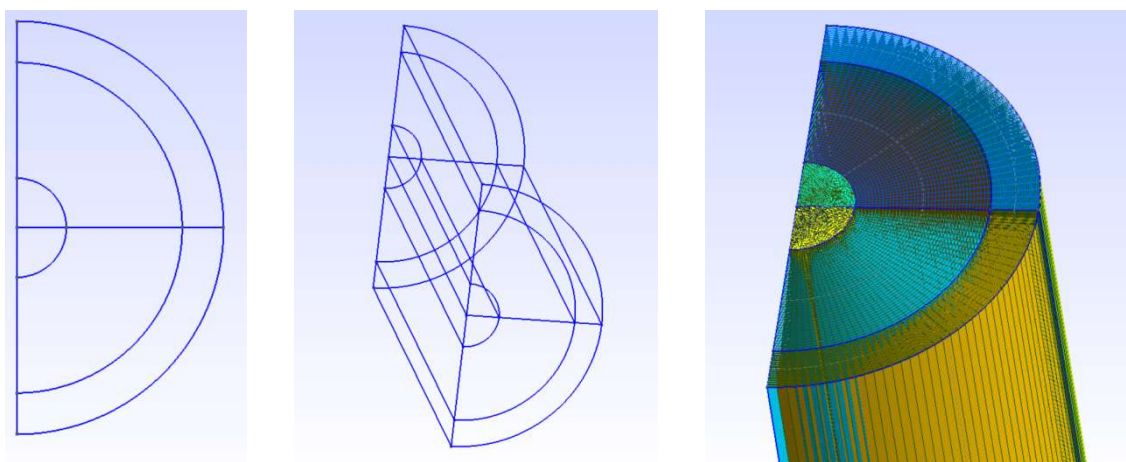
4.3.1 Sestavení teplotního pole

Pro sestavení teplotního modelu byly využity okrajové podmínky tepelného toku a materiálové konstanty - měrná tepelná kapacita a tepelná vodivost popsané funkcí výše.

Pro sestavení MKP modelu bylo nejprve nutné sestavit tvar součásti a síť součásti. Tvar a síť součásti byly nastaveny v programu GMSH 2.12.0 [70].

Tvar a síť součásti teplotního modelu pro válcový vzorek

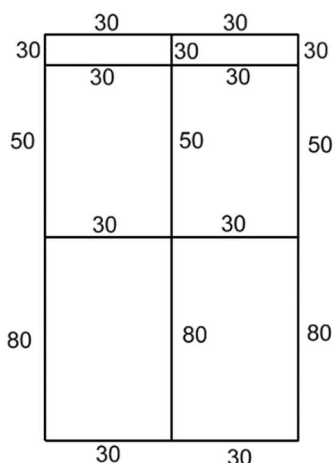
Pro válcový vzorek byl k usnadnění dalších výpočtů nakreslen průřez půl válce, jelikož teplotní pole je od okraje k jádru vzorku šířeno stejným způsobem. Rozměry jedné poloviny válce byly shodné s válcem pro měření tepelného toku (\varnothing 25 mm x 50 mm). K dalším výpočtům byla zvolena mapovaná síť, která má menší nároky na čas výpočtu než nemapovaná síť. Pro modelaci mapované sítě bylo nutné nakreslit uvnitř části válce ještě dvě pomocné kruhové hranice o poloměru 6 mm a 20 mm. Tyto válce byly nakresleny z důvodu snadnější definice sítě v modelu - mapovanou síť by bylo obtížné definovat od povrchu (\varnothing 25 mm) k jedinému bodu (jádro válce). Poté byly určeny plochy jedné poloviny válce. V největším mezikruží byla zvolena hustota sítě 40 x 20. Ve zbývajících částech válce byla zvolena hustota sítě 40 x 40. Na obrázku 4.6 je postup modelování, kde vlevo je nárys objektu, uprostřed je tvar 3D objektu a vpravo je 3D model sítě. Síť vytvořená tímto postupem byla uložena pro další zpracování v ElmerFEM [71] pro MKP.



Obrázek 4.6: Postup tvorby sítě pro sestavení teplotního modelu během ochlazování tepelného zpracování

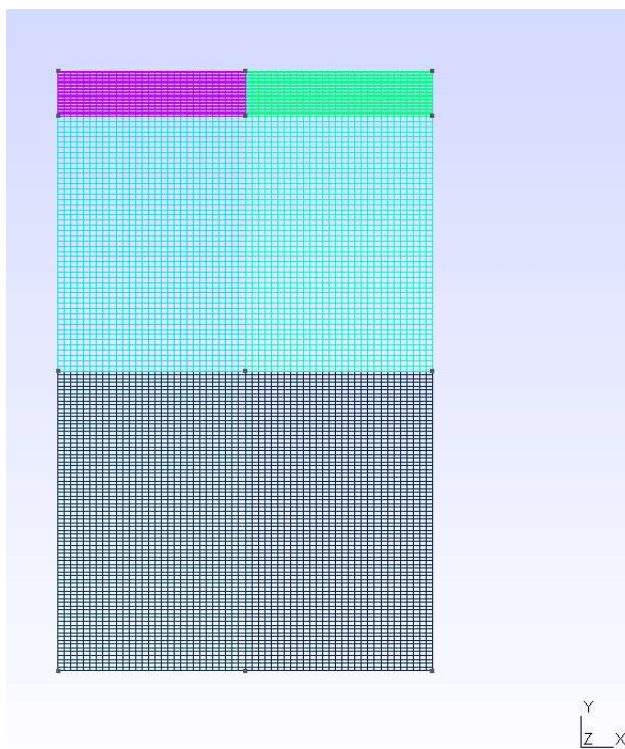
Tvar a síť součásti teplotního modelu pro vzorek odolnosti proti abrazivnímu opotřebení

Pro model vzorků proti abrazivnímu opotřebení byl nakreslen celý model. Vzhledem k jednoduchému obdélníkovému tvaru byla zvolena mapovaná síť. Hustota zvolené sítě je ukázána obrázku 4.7. Síť vzorku byla rozdělena na čtvrtiny. Byla počítána pouze $\frac{1}{4}$ objektu z důvodu souměrnosti vzorku. Z důvodu snadné aplikovatelnosti tepelného toku byl přidán další bod, který odpovídá vzdálenosti termočláčku od okraje válcového vzorku. Čísla na obrázku značí počet průniku sítě s hranicí objektu.



Obrázek 4.7: Zvolené hustoty sítě na jednotlivých okrajích vzorku

Vytvořený model vzorku pro zkoušky na abrazivní odolnost proti opotřebení s navrženou sítí dle výše uvedených parametrů je ukázán na obrázku 4.8.

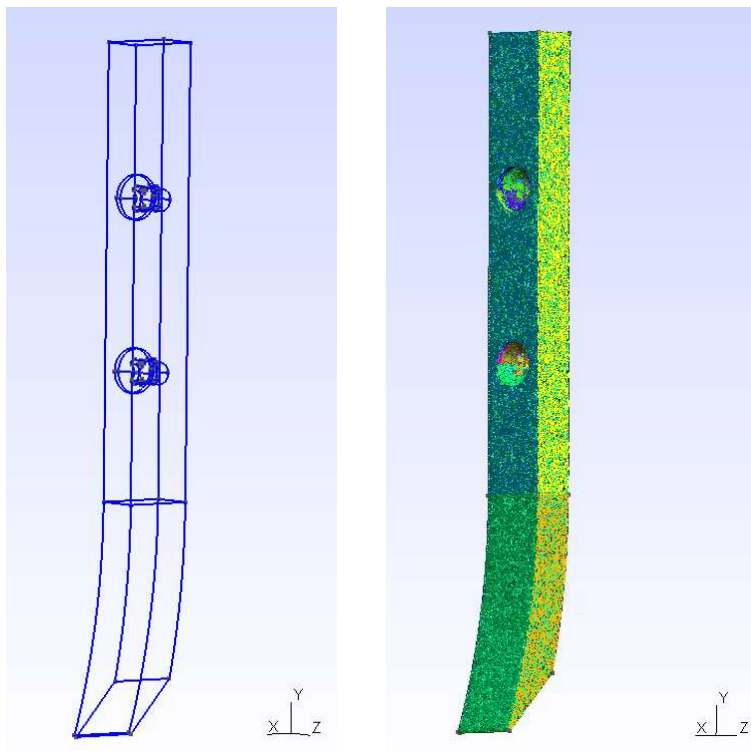


Obrázek 4.8: Model vzorku pro zkoušky na abrazivní odolnost proti opotřebení v programu GMSH 2.12.0 s navrženou sítí

Tvar a síť součásti teplotního modelu dláta

Tvar i rozměry dláta byly převzaty z reálných parametrů – viz příloha C. Vzhledem k tvarové složitosti dláta, které spočívá v jeho zahnutí a složených otvorech, určených k uchycení dláta musela být zvolena nemapovaná síť. Hustota sítě je definována následujícími parametry: počet uzlů na přímce byl 1 413, počet uzlů na ploše byl 16 089 a počet uzlů

v objemu modelu dláta byl 22 988. Počet trojúhelníků byl 35 204 a čtyřúhelníků (model sítě vždy nedokáže spojit celou síť pomocí trojúhelníků) byl 200 306. Na obrázku 4.9 vlevo je ukázán model nakresleného dláta dle rozměrů uvedených v příloze C. Na obrázku 4.9 vpravo je ukázán model dláta, do kterého byla navržena síť dle výše uvedených parametrů.



Obrázek 4.9: Vlevo - model dláta v programu GMSH 2.12.0, vpravo model dláta v programu GMSH 2.12.0 s navrženou sítí pro výpočet teplotního pole

Definice parametrů a simulace teplotního modelu

Model sítě byl otevřen v programu ElmerFEM [72]. V modelu byly nastaveny okrajové podmínky a parametry tepelného zpracování získané postupem výše. Byl nastaven průběh teplotního pole, čas zpracování. Výsledky modelu byly uloženy ve formátu pro zpracování v programu ParaView [73], který umožňuje dle nastavených podmínek provést zpracování dat ochlazování modelu.

4.4 Výpočet konečné mikrostruktury a tvrdosti

V programu naprogramovaném v prostředí VB.net [74] byl sestaven algoritmus pro odhad konečné mikrostruktury a tvrdosti vzorků určených pro zkoušku abrazivní odolnosti proti opotřebení.

Do algoritmu byly vkládány tepelné toky, měrné tepelné kapacity a tepelné vodivosti experimentálně zjištěných pro jednotlivá ochlazovací prostředí (voda, solná lázeň). Rovnice pro výpočet relativní teploty je uveden v rovnici 4.6. V rovnici 4.7 je uveden výpočet tepelného toku pro vzorek C20, kde koeficient c_0 odpovídá hodnotě 7 806 718 [-], koeficient c_1 hodnotě 2,95918 a koeficient c_2 hodnotě 1,19513. Koeficienty c_0 , c_1 a c_2 odpovídají zpracování v solné lázni použité v této práci.

$$T_R = \frac{T_N - 273,15}{T_H - 273,15} \quad (4.6)$$

kde: T_R – relativní teplota (-)
 T_N – aktuální teplota nodu (K)
 T_H – teplota ohřevu (K)

$$q(T_R) = -(7\,806\,718 \cdot T_R^{2,95918}) \cdot (1 - T_R)^{1,19513} \quad (4.7)$$

kde: $q(T_R)$ – tepelný tok ($\text{W} \cdot \text{m}^{-2}$)

Výpočet mikrostruktury a tvrdosti byl proveden pro vzorky na abrazivní odolnost proti opotřebení a model dláta.

Nastavení vzorku pro abrazivní odolnost proti opotřebení

Modelový objekt má tvar obdélníku o rozměrech, které jsou shodné s průřezem vzorku pro abrazi (25 mm x 10 mm). V modelovém objektu byla vytvořena mapovaná síť. Mapovaná síť je ohraničena zájmovými body. Tyto body jsou umístěny v jádru objektu. Mapovaná síť byla vytvořena od okraje modelového objektu k těmto zájmovým bodům. Velikost modelové sítě tedy byla 12,5 mm x 5 mm a pod povrchem 22 mm x 5 mm.

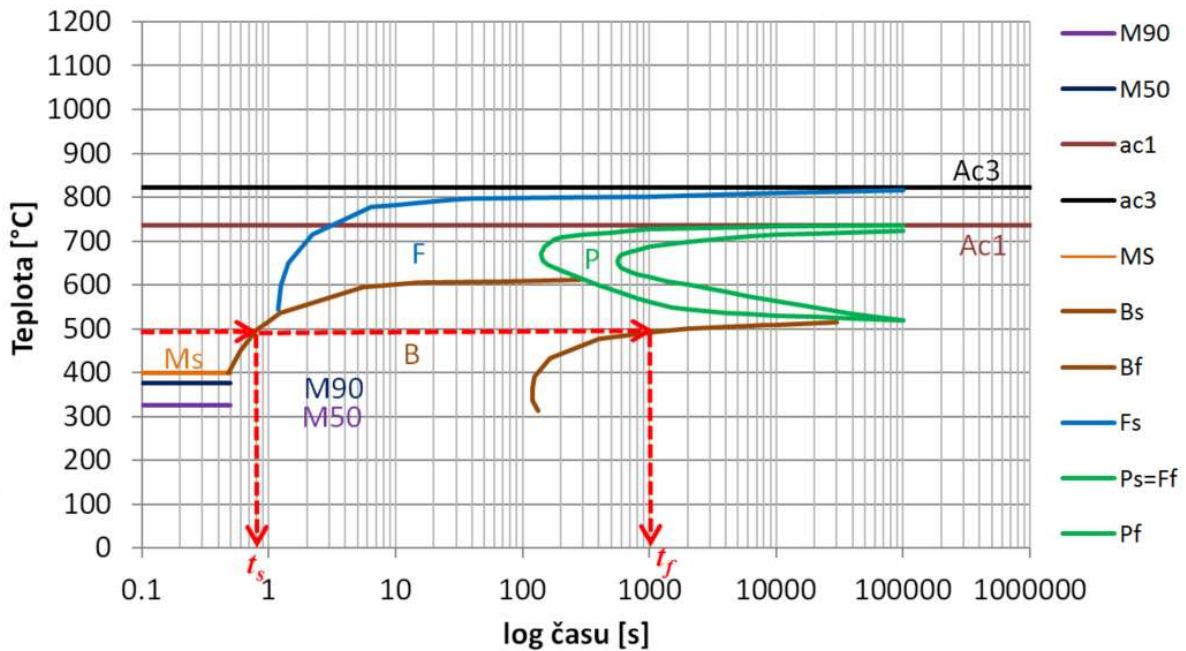
Nastavení modelu dláta

Modelový objekt má tvar obdélníku o rozměrech, které jsou shodné s průřezem dláta (40 mm x 25 mm). V modelovém objektu byla vytvořena mapovaná síť. Mapovaná síť je ohraničena zájmovými body.

4.4.1 Určení koeficientu z IRA diagramů do fázového modelu

Z materiálových listů byly nalezeny IRA diagramy. Tyto diagramy byly digitalizovány. Digitalizace spočívala v odečtu teplot, při kterých dochází k fázovým přeměnám při daném čase.

Za předpokladu, že maximální objem frakce je známý z předchozího izotermického zpracování, teplotně závislé parametry $n(T)$ a $K(T)$ lze stanovit z naměřených izotermických diagramů. Obecně platí, že časy začátku (t_s) a konce (t_f) izotermické přeměny austenitu jsou jako funkce teploty vyneseny ve formě C-křivky v IRA diagramech. Obrázek 4.10 ukazuje způsob hledání t_s a t_f pro bainit při teplotě 500 °C.



Obrázek 4.10: IRA digram pro ocel 25CrMo4 s naznačeným odečítáním (červené přímky s šipkami) t_s a t_f pro bainit při teplotě 500 °C.

4.4.2 Výpočet mikrostruktury a tvrdosti oceli

Výpočet obsahu fází

Fázová přeměna austenitu na martenzit je bezdifúzní proces. Na tento proces lze aplikovat Koistinen-Marburgerův zákon, který jej popisuje jako funkci teploty – viz rovnice (2.2). Fázové přeměny z austenitu na ferit, perlit nebo bainit jsou difúzní procesy, tedy závislé na čase. Kinetika difúzních transformací je popsána Johnson-Mehl-Avrami-Kolmogorovými rovnicemi – viz (2.2).

Podle definice C-křivky časy t_s a t_f označují 1 % až 99 % relativně transformovaných frakcí. Na základě těchto faktů lze z rov. (4.9) sestavit rov. (4.7) a (4.8).

$$\ln \frac{1}{1 - 0,01} = K \cdot t_s^n \quad (4.7)$$

$$\ln \frac{1}{1 - 0,99} = K \cdot t_f^n \quad (4.8)$$

Parametry K a n mohou být získány přímo z rov. (4.9) a (4.10).

$$n(T) = \frac{6,1273}{\ln \frac{t_f}{t_s}} \quad (4.9)$$

$$K(T) = \frac{0,01005}{t_s^{n(T)}} \quad (4.10)$$

Pro určení množství vznikající nové fáze je nutné provést derivace rov. (4.8) a (4.9), čímž získáme rychlost vznikající fáze za jednotku času, pro numerické řešení je pak nutné získanou rovnici upravit pro numerické řešení, jak je uvedeno níže v rov. (4.11 - 4.13).

$$V_f = \sum_{i=1}^n -K_f \cdot N_f \cdot t^{N_f-1} \cdot e^{-K_f \cdot t^{N_f}} \cdot (1 - V_{f_{\max}}) \quad (4.11)$$

$$V_p = \sum_{i=1}^n -K_p \cdot N_p \cdot t^{N_p-1} \cdot e^{-K_p \cdot t^{N_p}} \cdot (1 - V_f) \quad (4.12)$$

$$V_b = \sum_{i=1}^n -K_b \cdot N_b \cdot t^{N_b-1} \cdot e^{-K_b \cdot t^{N_b}} \cdot (1 - V_f - V_p) \quad (4.13)$$

Kde: V_f – objem fáze feritu za jednotku času [-]

V_p – objem fáze perlitu za jednotku času [-]

V_b – objem fáze bainitu za jednotku času [-]

K_f , K_p , K_b – celkové míry feritických konstant, perlitické a bainitické transformace, které závisí na teplotě [-]

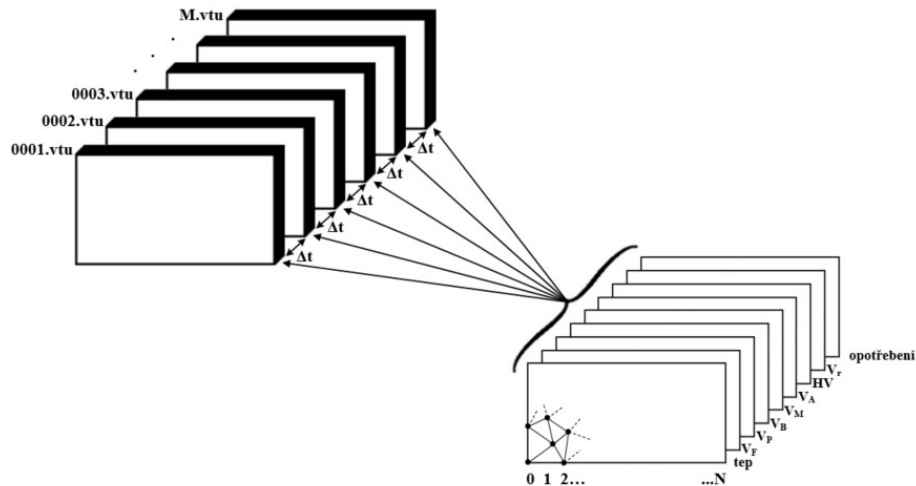
N_f , N_p , N_b – Avramiho exponenty pro feritickou, perlitickou a bainitickou transformaci závislou na teplotě [-]

Algoritmus pro výpočet mikrostruktury a tvrdosti

Pro výpočet konečné mikrostruktury po tepelném zpracování byl sestaven algoritmus.

Vstupní parametry simulace tepelného zpracování jednotlivých vzorků jsou shodné s tepelným zpracováním vzorků pro odolnost proti abrazivnímu opotřebení – viz kapitola“

4.5.2 *Tepelné zpracování vzorků abrazivní odolnost proti opotřebení* a s tepelným zpracováním dláta – viz kapitola „5.5 *Návrh tepelného zpracování dláta*“. Vstupní parametry jsou popsány ve schématu uvedeném na obrázku 4.11.

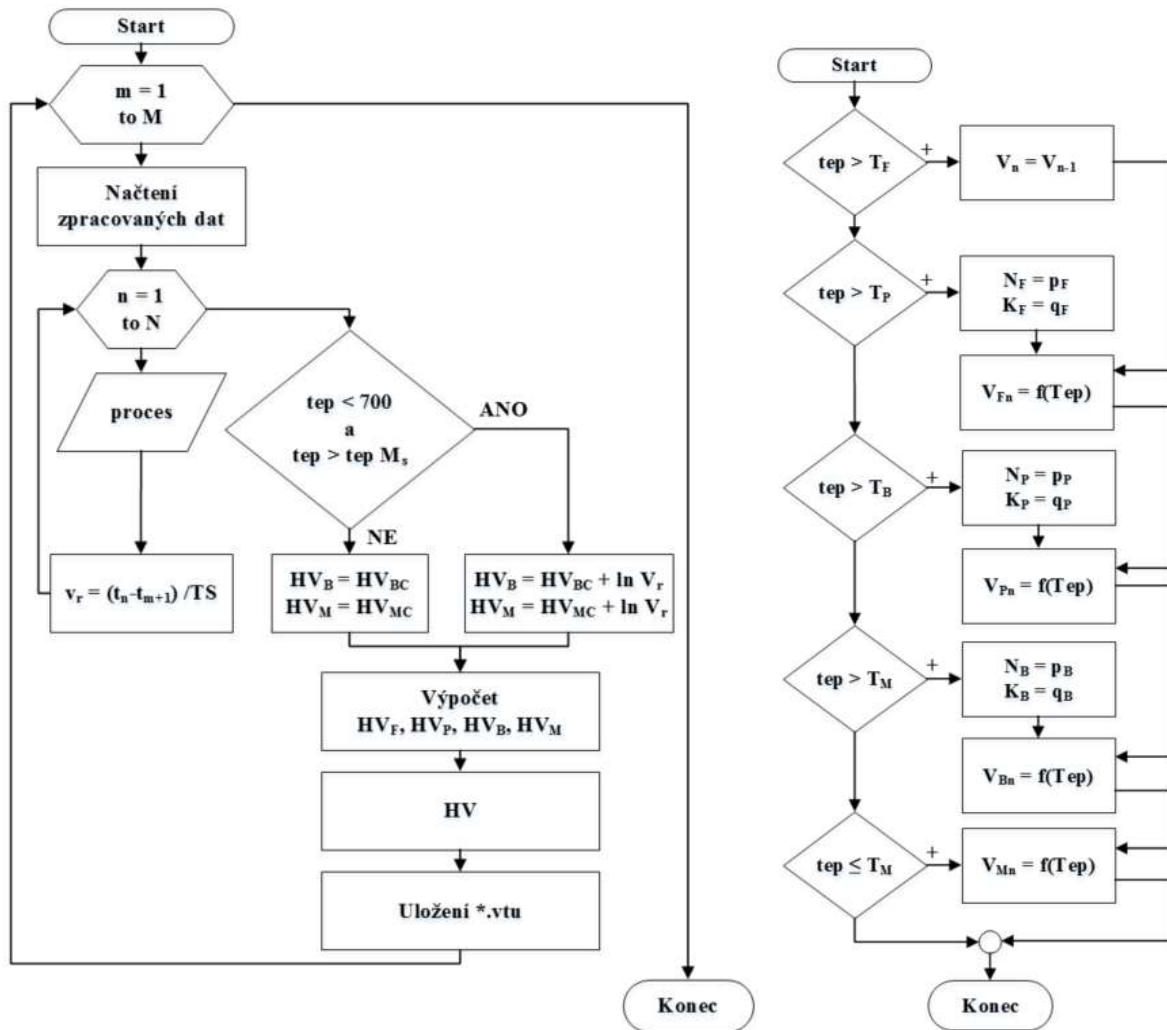


Obrázek 4.11: Schéma vstupních parametrů simulace

Řešení simulace probíhalo v kroku Δt . V každém kroku Δt byl vytvořen soubor *.vtu, do kterého byla uložena změna teploty v jednotlivých částech objektu.

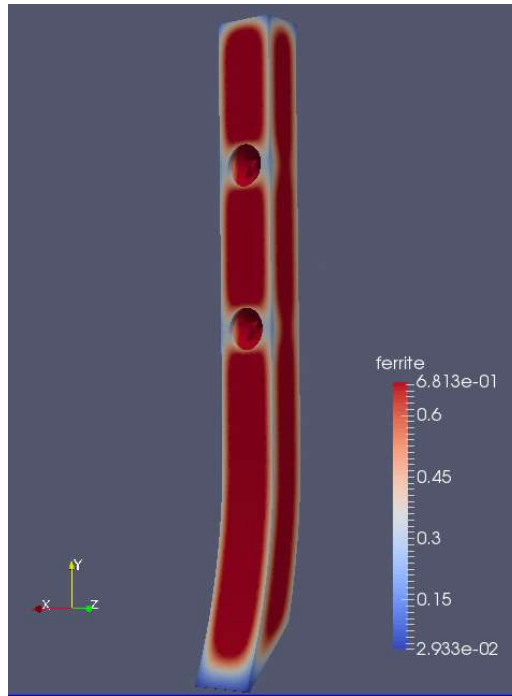
Výše uvedeným způsobem bylo vytvořeno M souborů, které udávají počet kroků simulace.

Další část algoritmu obsahovala výpočet objemu feritu, perlitu, bainitu a martenzitu, tvrdosti dle Vickerse a ochlazovací rychlosti V_R . Při výpočtu byly uvažovány podmínky vzniku jednotlivých fází, které byly převzaty z digitalizovaného IRA diagramu pro danou ocel - viz kapitola „4.4.1 *Určení koeficientu z IRA diagramů do fázového modelu*“. Fázový diagram algoritmu je uveden na obrázku 4.12.



Obrázek 4.12: Schéma algoritmu, který počítá mikrostrukturu a tvrdost po tepelném zpracování vzorků na abrazivní odolnost proti opotřebení a model dláta

Výsledky průběhu zpracování tvrdostí byly načteny do programu Paraview, který mohl simulovat přesné rozložení mikrostruktury v určitém čase. Příklad simulace modelu dláta ochlazovaného pod dobu 15-ti sekund ve vodě o teplotě 20 °C je uveden na obrázku 4.13. Model dláta byl pro ocel 42CrMo4 a teplota ohřevu byla 850 °C.



Obrázek 4.13: Model dláta s vyznačenou feritickou mikrostrukturou po době ochlazování 15–ti sekund ve vodě

4.5 Zkoušky ocelí na abrazivní odolnost proti opotřebení

Experimentální zkoušky ocelí na odolnost proti abrazivnímu opotřebení byly provedeny dle standardizované normy ASTM G65 [75–77]. Tato norma ukládá všechny údaje o průběhu zkoušek.

4.5.1 Příprava vzorků před tepelným zpracováním

Vzorky pro stanovení odolnosti proti abrazivnímu opotřebení byly upraveny z tyče \varnothing 25 mm na rozměry 25 mm x 10 mm x 50 mm (hrany vzorků zůstaly zaoblené, což na výsledky experimentu nemá žádný vliv). Pro abrazivní zkoušky byly vybrány materiály 25CrMo4 a 51CrV4. Tyto dvě oceli navazují na oceli, u kterých byly zjišťovány podmínky tepelného toku, c_p a λ . Pro zkoušky stanovení odolnosti proti abrazivnímu opotřebení byly dostačující 2 oceli s různým obsahem C a Cr. Tvar a velikost vzorků je dána normou ASTM G65. Do vzorků byla vyražena písmena odpovídající zkratkám materiálů (viz tabulka 4.2) a číslice začínající hodnotou 4 (pro snadnější přehled mezi vzorky tepelného toku a vzorků pro abrazi).

4.5.2 Tepelné zpracování vzorků abrazivní odolnost proti opotřebení

Ochlazovací křivky získané z experimentálního měření byly dosazeny do IRA digramů pro jednotlivé materiály. Z IRA diagramů lze odečíst výslednou mikrostrukturu ocelí po

tepelném zpracování. Ochlazovací doby byly navrženy tak, aby vzniklo různé zastoupení mikrostruktury bainitu a martenzitu. Přehled tepelného zpracování vzorků pro zkoušky odolnosti proti abrazivnímu opotřebení je uveden v tabulce 4.4.

Tabulka 4.4: Přehled tepelného zpracování vzorků pro abrazivní odolnost proti opotřebení

Značení vzorků	Ochlazování 1 - solná lázeň		Ochlazování 2			Ochlazování 3		
	Teplota [°C]	Doba [s]	Teplota [°C]	Doba [s]	Prostředí [-]	Teplota [°C]	Doba [s]	Prostředí [-]
C40	400	37	400	163	vzduch	20	do 20 °C	vzduch
C41	400	37	20	do 20 °C	Voda	—	—	—
C44	400	20	20	do 20 °C	Voda	—	—	—
C45	400	30	20	do 20 °C	Voda	—	—	—
C46	400	500	20	do 20 °C	Voda	—	—	—
C47	—	—	20	do 20 °C	Voda	—	—	—
V40	300	40	300	1 000	vzduch	20	do 20 °C	vzduch
V41	300	40	20	do 20 °C	Voda	—	—	—
V42	400	40	400	1 200	vzduch	20	do 20 °C	Vzduch
V43	400	40	20	do 20 °C	Voda	—	—	—
V44	300	10	20	do 20 °C	Voda	—	—	—
V45	300	20	20	do 20 °C	Voda	—	—	—
V46	300	30	20	do 20 °C	Voda	—	—	—
V47	—	—	20	do 20 °C	Voda	—	—	—

Po provedení zkoušek abrazivní odolnosti proti opotřebení byly vzorky C44, C45, V44, V45, V46 a V47 popouštěny na vzduchu při teplotě 300 °C po dobu 2 hodin. Popouštěné vzorky jsou označené písmenem *P*. U popouštěných vzorků byly znovu provedeny zkoušky abrazivní odolnosti proti opotřebení na opačné straně, než byly provedeny zkoušky před popouštěním.

4.5.3 Příprava vzorků po tepelném zpracování

Po tepelném zpracování byla ze vzorků odstraněna vrstva oxidů pomocí brusného papíru. Byla změřena tvrdost HRC – 3× na horním okraji vzorku a 3× na spodním okraji vzorku. Následně byla zbrusněna plocha vzorku 25 mm × 50 mm o velikost 0,1 mm. Vzorky byly broušeny kotoučem Struers MD Piano 220. Tento postup se opakoval do doby, než se hodnoty tvrdosti HRC ustálily – hodnoty tvrdosti neklesaly ani se nezvyšovaly. Pro odstranění oduhlíčené vrstvy se před abrazivními zkouškami byly plochy 25 mm × 50 mm broušeny kotoučem Struers MD Allegro s přidáním diamantové suspenze Struers 9 μm.

4.5.4 Zkoušky vzorků na odolnost proti abrazivnímu opotřebení

Měření všech vzorků probíhalo stejným způsobem. Vzorek byl umístěn do zařízení pro abrazivní zkoušky. Zařízení obsahovalo držák pro vzorek, kotouč \varnothing 210 mm s šířkou 12,5 mm. Kotouč měl pryžový obvod. Ke kotouči bylo připevněno závaží. Kotouč byl přitlačován na čelní plochu vzorku 25 mm \times 50 mm silou 100 N. Během měření mezi kotoučem a vzorkem dopadaly částice písku Ottawa sand o velikosti 0,200 mm až 0,315 mm. Obvod kotouče urazil při každém měření vzdálenost 210 m (dále nazýváno jako abrazivní vzdálenost). První měření bylo pouze pro vytvoření drážky, po kterém proběhlo první měření na analytických vahách s přesností 0,000 1 g. Po každém zvažení byl vzorek znovu umístěn do zařízení pro abrazivní zkoušky a proběhlo další měření o výše popsaných parametrech. Před každým měřením byl vzorek očištěn od zbytků písku. Mezi každým měřením proběhlo vážení vzorku. Tímto způsobem bylo hodnoceno 10 měření pro každý vzorek. Princip měření je ukázán na obrázku 4.14.



Obrázek 4.14: Měření vzorků na odolnost proti abrazivnímu opotřebení

Vzorky pro abrazivní opotřebení po zkouškách metodou ASTM G65 jsou ukázány obrázku 4.15.



Obrázek 4.15: Vzorky pro abrazivní zkoušky po zkouškách na abrazivní odolnost proti opotřebení metodou ASTM G65

4.6 Příprava vzorků pro obrazovou analýzu

Ze vzorků po zkouškách na odolnost proti abrazivnímu opotřebení byly pořízeny snímky ploch v místě, kde byl přitlačován kotouč. Snímky byly pořízeny pomocí elektronového mikroskopu. Následně byly vzorky pro zkoušky na odolnost proti abrazivnímu opotřebení a vzorky současně používaných i experimentálních dlát pro obrazovou analýzu připravovány stejným způsobem.

4.6.1 Příprava vzorků pro obrazovou analýzu

Vzorky na odolnost proti abrazivnímu opotřebení byly rozříznuty ve své polovině nejdelší strany (vznikly dvě části o velikosti 25 mm × 10 mm × 25 mm).

Všechny vzorky byly zality do polyakrylátové pryskyřice Struers (byl dodržen postup udávaný výrobcem Struers) tak, aby rozříznutá plocha nebyla zalita.

Rozříznuté plochy byly broušeny kotoučem Struers MD Piano 220 s přidáním vody po dobu 5 minut, kotoučem Struers MD Allegro s přidáním diamantové suspenze Struers 9 μm po dobu 4 minut. Dále byly plochy leštěny kotoučem Struers MD Dac s přidáním diamantové suspenze Struers 3 μm po dobu 5 minut, kotoučem Struers MD Chem s přidáním suspenze OP-S po dobu 4 minut.

Leptání leštěné plochy nerezových ocelí bylo provedeno 4% kyselinou pikrovou (trinitrofenol). Pro leptání nelegovaných a nízkolegovaných ocelí byl použit 2% nital (1 ml HNO₃ + 50 ml etanolu). Doba leptání byla u každého vzorku odlišná – většinou bylo správné naleptání povrchu rozeznatelné ztmavením plochy.

Mezi jednotlivými kroky broušení a leštění byly vzorky umístěny do ultrazvukové čističky pro odstranění nečistot.

4.6.2 **Obrazová analýza vzorků**

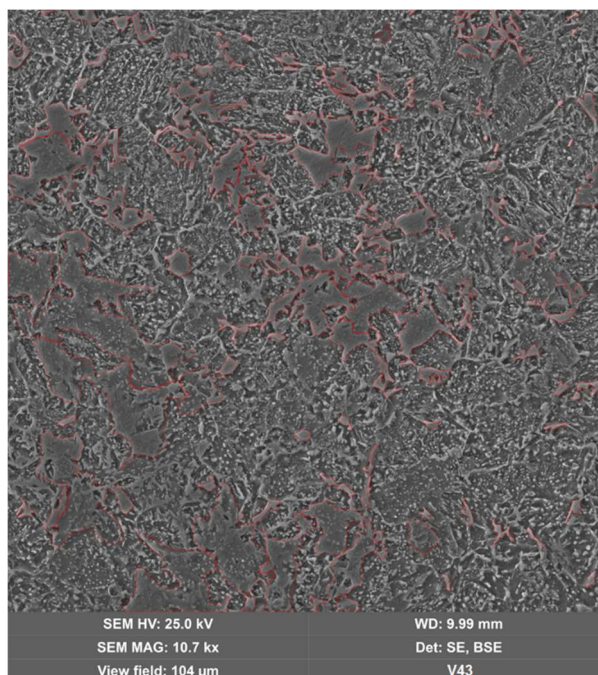
Pro obrazovou analýzu byl použit elektronový mikroskop Tescan Mira 3 GMU se Schottky katodou. Elektronový mikroskop byl vybaven energiově disperzním detektorem X-ray (Oxford X-MaxN).

Pro analýzu abrazivního opotřebení byly použity detektory BSE (detektor zpětně odražených elektronů) a SE (detektor sekundárních elektronů). Analýza morfologie opotřebení plochy a plastických deformací byla prováděna při urychlovacím napětí 25 kV při vzdálenosti vzorku od detektoru 10 mm. Byl použit skenovací mód DEPTH, index Beam Intensity 14,41, index skenovací rychlosti $50\,000\text{ px} \times \text{s}^{-1}$ a Spot size 4,38 nm.

Všechny vzorky byly měřeny od jádra ke svému okraji. Z elektronového mikroskopu byly pořizovány snímky o velikosti $104\ \mu\text{m} \times 104\ \mu\text{m}$. Snímky byly ukládány ve formátu **.tiff*.

4.6.3 **Zpracování snímků pořízených z elektronového mikroskopu**

Snímky byly otevřeny v programu QuickPHOTO Industrial 3.1. V tomto programu byly označeny jednotlivé mikrostruktury a program byl schopen vypočítat obsah označených ploch. Označení ploch je vidět na obrázku 4.16. Při znalosti celkové plochy snímku bylo vypočteno zastoupení jednotlivých mikrostruktur.

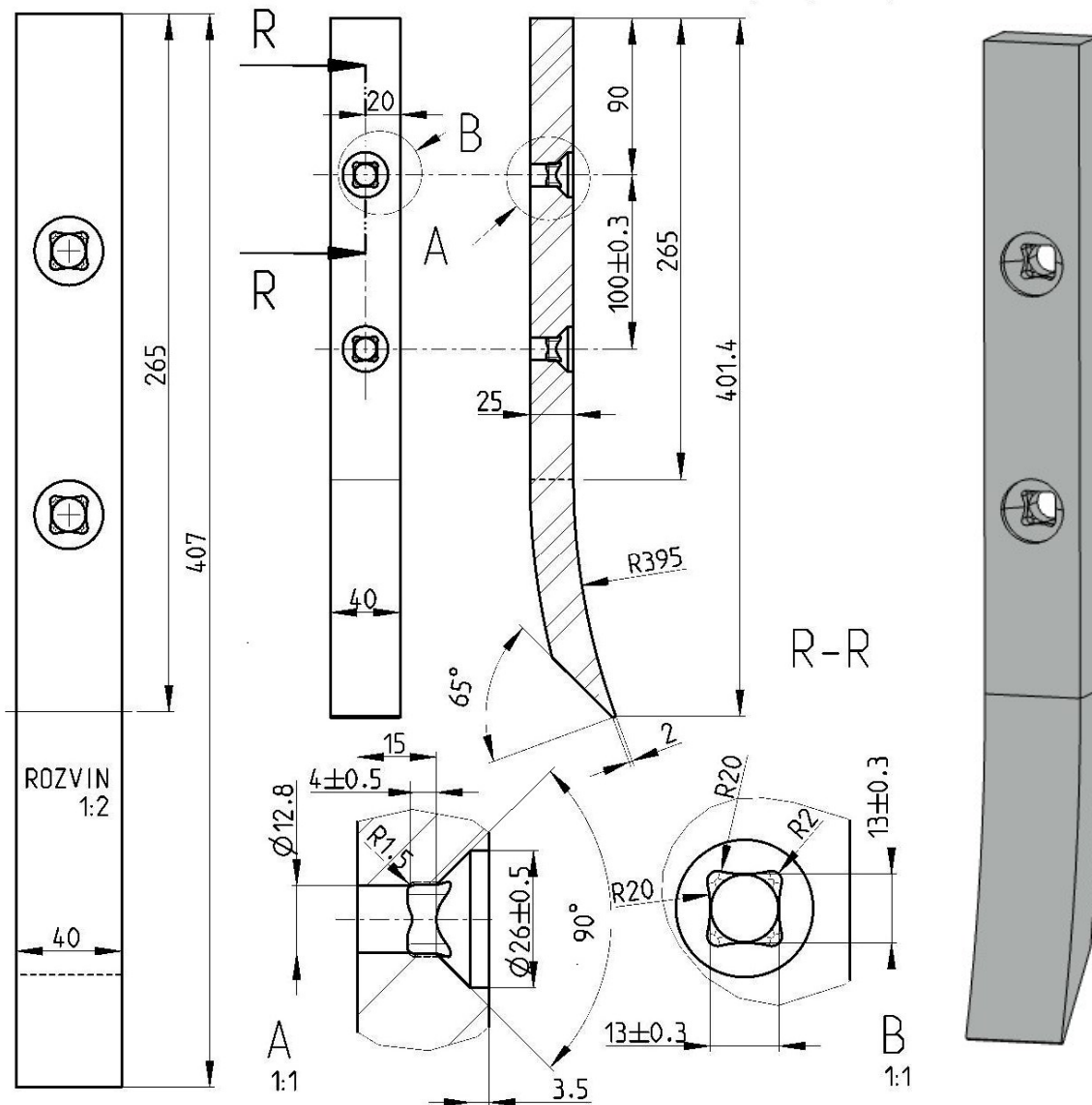


Obrázek 4.16: Označení ploch martenzitu (zbytek struktury je bainitická) v programu QuickPHOTO Industrial 3.1 pro ocel 51CrV4, vzorek V43

4.7 Polní zkoušky

Účelem polních zkoušek bylo naměření abrazivního opotřebení v reálných podmínkách. Bylo použito experimentální dláto (jehož tvar a rozměry odpovídají současnému dlátu), které odpovídá tepelnému zpracování uvedeného v této práci.

Byl vybrán dlátový pluh pro zpracování půdy. Stroj má pracovní záběr 4 m, je osazen 9-ti dláty ve dvou řadách. Rozteč dlát je 43 cm. Pro tuto práci bylo zvoleno dláto, které tvarově i rozměrově odpovídá současně používanému dlátu na zemědělských strojích. Rozměry dláta jsou uvedeny na obrázku 4.17 a jeho výkres je v příloze C.



Obrázek 4.17: Tvar a rozměry dláta zvoleného pro tuto disertační práci

4.7.1 Dláta

Pro polní zkoušky byly použity 2 sady dlát. Jedna sada dlát je současně používána na zemědělských strojích. Druhá sada dlát byla experimentální s vlastním návrhem tepelného zpracování.

Pro snadnou orientaci byla dláta označena písmeny. Písmeno „S“ značí současně používaná dláta. Písmeno „E“ značí experimentálně vyrobená dláta. Písmena s číselným označením dláta byla vyražena na zadní stranu dlát.

Současně používaná dláta

Pro porovnání byla zvolena současně používaná dláta, která jsou tepelně zpracována a nemají další úpravy v podobě návarů, nebo karbidových destiček, apod. Tato dláta byla zakoupena ve stavu, ve kterém jsou dodávána k zákazníkům.

Současně vyráběná dláta jsou vyráběna z materiálu z oceli Boron 27 od výrobce SSAB. Chemické složení oceli Boron 27 je uvedeno v tabulce 4.5.

Tabulka 4.5: Chemické složení oceli 27MnCrB5 v hmotn. %

C	Si	Mn	P	S	Cr	B
0,24 - 0,30	0,40	1,10 - 1,40	0,025	0,035	0,30 - 0,60	0,0008 - 0,0050

Polotovary dlát 40 mm x 25 mm x 407 mm jsou řezány z tyče. Následně jsou dle výkresu vyvrtány 2 otvory a vyraženy čtvercové díry pro zapaštění hlavy šroubu, který slouží pro přichycení dláta ke slupici. Posledním krokem je jeho ohnutí dláta dle výkresu. Dláta jsou kalena ve vodě na předepsanou tvrdost 46 HRC až 48 HRC.

Byla změřena tvrdost dle Rockwella u všech současně používaných dlát.

Experimentálně navržená dláta

Experimentální dláta byla vyrobena dle tvarů a rozměrů současně používaného dláta. Experimentální dláta byla tepelně zpracována na základě návrhu uvedeného v této práci.

Experimentálně navržená dláta byla vyrobena z tyče 40 mm x 25 mm z oceli 42CrMo4. Tato ocel byla zvolena z důvodu dostupnosti vhodného polotovaru pro výrobu a podobnosti chemického složení s materiálem 25CrMo4, který má dobré výsledky ze zkoušek na odolnost proti abrazivnímu opotřebení. Ocel 42CrMo4 má zastoupení prvků *C* a *Cr* v rozmezí materiálů použitých pro testy (viz tab. 4.1), proto nebylo nutné dělat znovu celý postup zjišťování tepelného toku, c_p a λ . Postup výroby až do tepelného zpracování je shodný s postupem uvedeným u současně používaných dlát. Chemické složení oceli 42CrMo4 je uvedeno v tabulce 4.6.

Tabulka 4.6: Chemické složení oceli 42CrMo4 v hmotn. %

C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	Ni
0,39	0,26	0,78	0,021	0,028	0,91	0,17	0,07

4.7.2 Návrh tepelného zpracování experimentálních dlát

Na základě sestavených ochlazovacích křivek a zkoušek proti abrazivnímu opotřebení byly zvoleny parametry tepelného zpracování experimentálních dlát. Z dosavadních poznatků uvedených v rešerši této práce a z výsledků naměřených vzorků pro abrazivní odolnost proti opotřebení je vhodné použití izotermického kalení pro vznik bainiticko-martenzitické struktury. Ohřev dláta byl stanoven na 850 °C. Ohřev byl zvolen dle IRA diagramu oceli 42CrMo4. Z výsledků modelů dláta, popsaného v kapitole „4.4.2 Výpočet mikrostruktury a tvrdosti oceli“ bylo stanoveno, že nejvíce vhodné parametry pro izotermické ochlazování dlát ve vodě je ponoření do vody na 12 sekund až 15 sekund a následné vytažení z vody a dochlazení na vzduchu. Výsledný vliv tohoto postupu je uveden ve výsledcích této práce. Pro eliminování lidské chyby bylo dláto ponořeno na dobu 13-ti sekund. Tímto způsobem byla zpracována dláta označená E1 až E10. Z důvodu zachování podmínek tepelného zpracování jako je doba ohřevu, ovlivnění vyndávání z pece, rozmístění dlát v peci (rovnoměrnost ohřevu), apod. byla dláta ohřívána v peci po 3 kusech. Průběh kalení dlát je ukázán na obrázku 4.18 a 4.19.



Obrázek 4.18: Vyjmutí dláta po ohřevu z pece

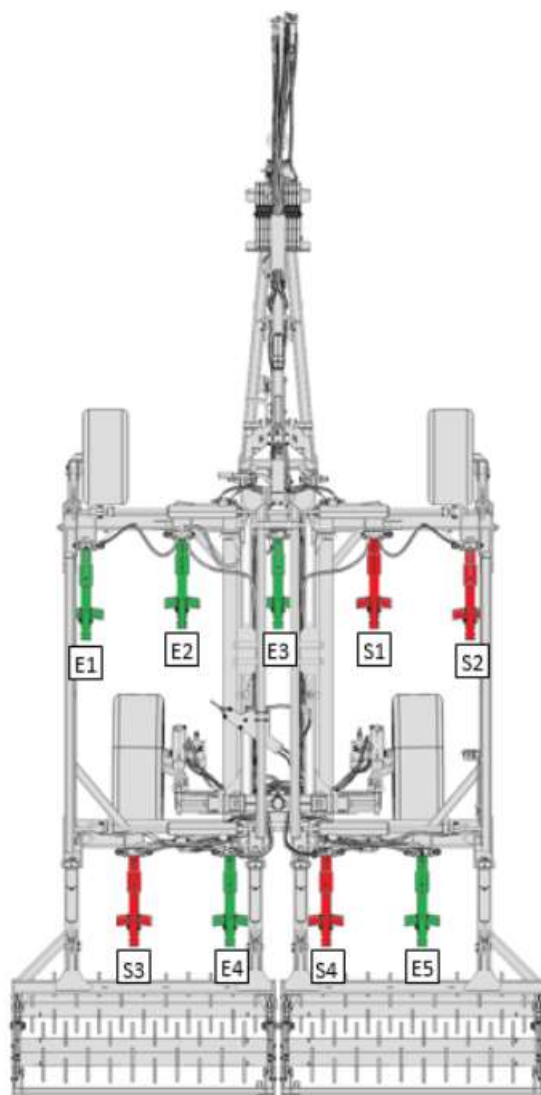


Obrázek 4.19: Kalení dláta ve vodě

Experimentální dláto označené E15 bylo ponořeno ve vodě 12 sekund a experimentální dláto označené E16 bylo ponořeno ve vodě 15 sekund. Důvod je přesné ověření mikrostruktury s modelem a zjištění vlivu odlišné doby ochlazování na mikrostrukturu oceli po tepelném zpracování.

Osazení dlát na stroji

Z důvodu zachování stejných půdních podmínek byl stroj osazen současnými i experimentálními dláty zároveň.

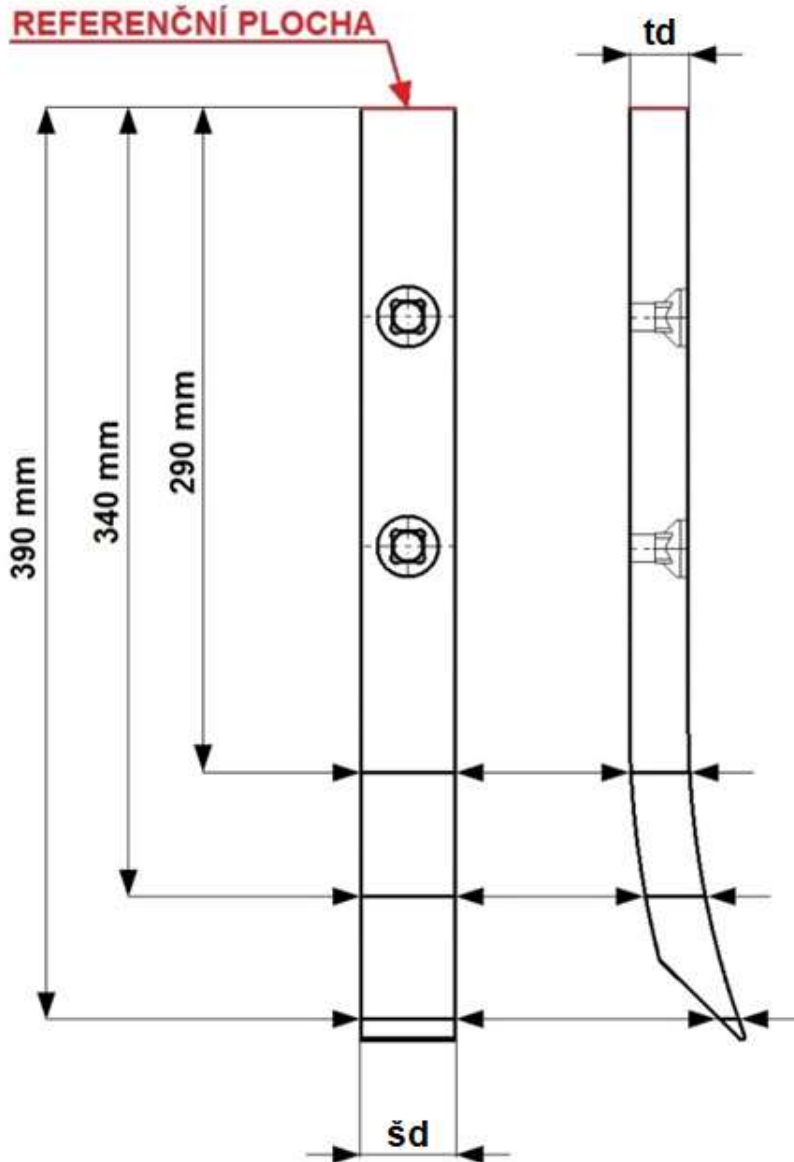


Obrázek 4.20: Osazení experimentálních a současně používaných dlát na stroji

Osazení stroje dláty bylo navrženo tak, aby bylo zatížení experimentálních dlát a současně používaných dlát rovnoměrné. Rovnoměrnost zatížení dlát na stroji může být ovlivněna např. traktorovou stopou, kde je půda více utužená a její odpor vyvíjí na dláta větší sílu během zpracování půdy. Osazení stroje je vidět na obrázku 4.20

Opotřebení dlát na stroji

Měření opotřebení dlát bylo prováděno vždy v po určitém počtu ujetých hektarů. Opotřebení dlát (tloušťka a šířka) bylo měřeno ve třech konstantních výškách 290 mm, 340 mm a 390 mm od referenční plochy. Šířka je označena písmenem *šd* a tloušťka je označena písmenem *td*. Schéma měření je uvedeno na obrázku 4.21. K měření bylo použito digitální posuvné měřidlo s rozsahem 0 mm až 150 mm s přesností 0,03 mm.



Obrázek 4.21: Schematický popis měření opotřebení dlát

Rozměrové úbytky byly přepočteny hmotnostní úbytky jednotlivých dlát. Hmotnostní úbytky byly dále statisticky vyhodnocovány.

Návrh a podmínky polních zkoušek

Stroj pro zpracování půdy byl připojen (agregován) k tažnému prostředku. Souprava tažného prostředku v agregaci se strojem pro zpracování půdy je ukázána na obrázku 4.22.



Obrázek 4.22: Tažný prostředek s agregací stroje pro zpracování půdy během rozkládání do pracovní polohy stroje

Pozemky pro polní zkoušky se nachází u obce Petrovice v Královohradeckém kraji – pozemky jsou vyznačeny na obrázku 4.23. Na zkoušených pozemcích byla pěstována kukuřice. Po sklizni kukuřice bylo provedeno zkoušení dlát. Vzhledem k agronomickým podmínkám mohlo být měření provedeno až v prosinci, kdy se teplota okolí pohybovala mezi $-2\text{ }^{\circ}\text{C}$ až $+4\text{ }^{\circ}\text{C}$. Vlhkost půdy byla změřena 28 %. Typ půdy byl hlinito-písčité. Detailní rozbor půdy nebyl proveden, vzhledem k faktu, že polní zkoušky slouží pouze pro porovnání dlát mezi sebou a během testů je tedy vliv půdy stále stejný pro všechna dláta.



Obrázek 4.23: Mapa pozemků zvolených pro polní zkoušky

Před začátkem polních zkoušek bylo provedeno první měření dle kapitoly „4.7. Polní zkoušky“.

Pojezdová rychlost soupravy byla $10 \text{ km} \cdot \text{hod}^{-1}$. Pracovní hloubka celého stroje byla nastavena na 30 cm. Tažný prostředek byl vybaven zařízením pro počítání hektarů. Abrazivní opotřebenění dlát bylo v první fázi kontrolováno vizuálně po každém ujetém hektaru. Měření opotřebenění dlát na stroji bylo prováděno po vzdálenostech 6 hektarů, 12 hektarů, 25 hektarů, 28 hektarů, 40 hektarů, 50 hektarů a 60 hektarů. Hektary jsou měřeny na stroj, který měl pracovní šířku 4 metry. Vzhledem k tomu, že v praxi nejvíce zákazníci zajímá celkový počet ujetých hektarů a v této práci jsou prováděny polní zkoušky pro porovnání současných a experimentálních dlát, nebylo nutné přepočítávat vzdálenost na jedno dláto.



Obrázek 4.24: Stroj na zpracování půdy během měření opotřebenění dlát

5 Výsledky a diskuze experimentů

Získané výsledky v této práci jsou rozděleny na výsledky získané laboratorním měřením (tepelný tok, odolnost proti abrazivnímu opotřebení, mikrostruktura a tvrdost oceli), výsledky získané matematickými modely (tepelný tok, měrná tepelná kapacita, tepelná vodivost, mikrostruktura a tvrdost oceli), výsledky získané polními zkouškami (hmotnostní ztráty dlát).

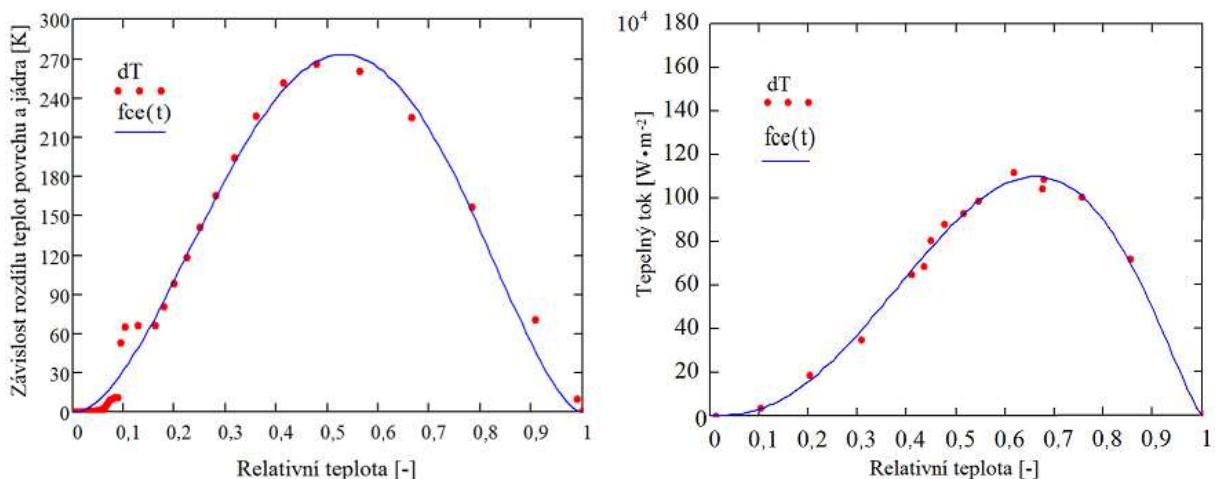
5.1 Tepelný tok

Nejprve byl naměřen experimentální tepelný tok. Dále byly zjištěny hodnoty měrné tepelné kapacity a tepelné vodivosti během doby ochlazování při tepelném zpracování. Na vypočtených hodnotách měrné tepelné kapacity a tepelné vodivosti byly vypočteny modelová tepelná pole. Přesnost modelovaného tepelného pole během ochlazování byla ověřena s experimentálně naměřeným tepelným tokem.

5.1.1 Experimentální tepelný tok

Tepelný tok je okrajová podmínka, která je použita při sestavování MKP modelů. Níže jsou uvedeny souhrn výsledků tepelného toku pro zvolené oceli.

Pro každý vzorek pro měření tepelného toku byly vypracovány závislosti rozdílu teplot jádra a povrchu na relativní teplotě a závislosti tepelného toku na relativní teplotě během fáze ochlazování tepelného zpracování. Grafické zobrazení závislosti absolutní teploty a tepelného toku na relativní teplotě je na obrázku 5.1.



Obrázek 5.1: Vlevo – závislost rozdílu teplot povrchu a jádra na relativní teplotě pro vzorek C2; vpravo – závislost tepelného toku na relativní teplotě pro vzorek C2

Velikost tepelného toku během ochlazování ocelí při tepelném zpracování je odlišná pro jednotlivá ochlazovací prostředí (voda, vzduch, olej, solná lázeň). Pokud jsou oceli o různém

chemickém složení ochlazovány ve stejném prostředí při stejných parametrech tepelného zpracování, je tepelný tok stejný na rozhraní mezi ocelí a ochlazovacím prostředím. V takovém případě má vliv na výslednou mikrostrukturu tepelný tok v oceli. Tento tepelný tok je ovlivněn velikostí tepelné vodivosti a měrné tepelné kapacity.

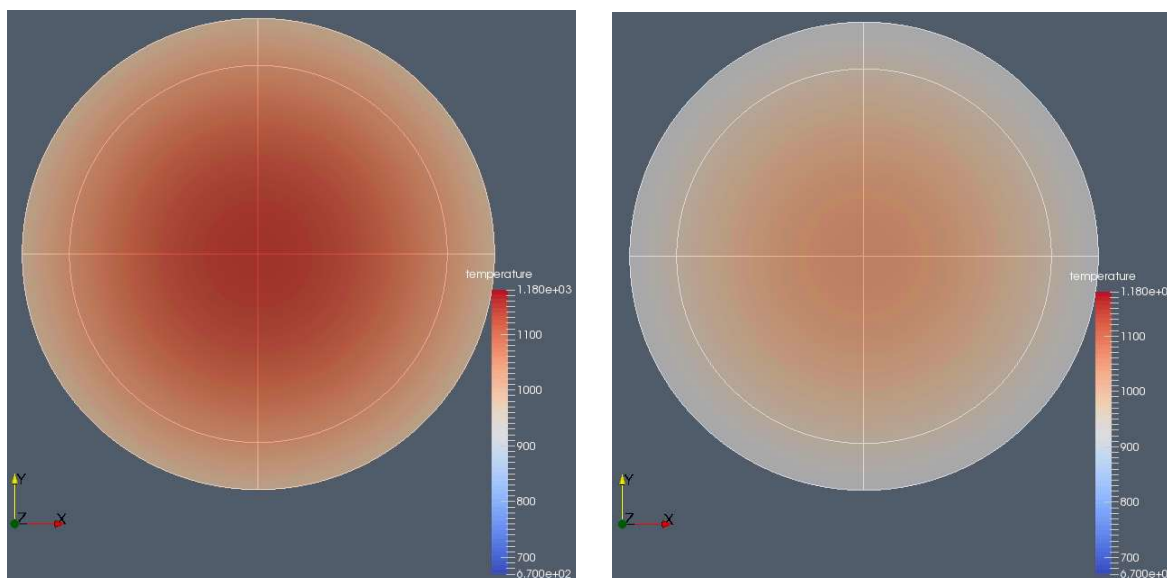
Autoři Abishek a kol. [78], Li a Wells [56], Prabhu a Prasad [79], se ve svých pracích zabývali měřením tepelného toku s použitím pouze jedné teploty ohřevu. V této práci byly použity 3 teploty ohřevu. Větší množství teplot ohřevu umožňuje získat přesnější korelace dat mezi experimentem a modelem. Vyžaduje to však více času jak z hlediska experimentů, tak delší výpočetní čas MKP modelů.

Babu a Kumar [80], Prabhu a Fernandes [81] provádějí ve svých pracích měření v různých ochlazovacích prostředích. Průběhy tepelných toků popisují pomocí polynomických funkcí. Pokud se však podíváme na hodnoty funkce v blízkosti okrajových podmínek, zjistíme, že funkce polynomu vykazuje velké chyby. Funkce použitá v této práci tyto chyby eliminuje. Navíc tuto funkci lze zobecnit. Funkci polynomu zobecnit nelze.

Zobecněně funkce lze použít pro vytvoření MKP modelů. Tyto funkce lze využít pro optimalizaci tepelného zpracování zemědělských nástrojů [82]. U navrženého modelu pro zpřesnění dat tepelného toku není nutné provádět další experimenty s jinými teplotami, než které jsou uvedeny v této práci. Je možné vytvořit algoritmy pro nalezení optimálních parametrů tepelného zpracování dle požadovaných výsledných vlastností oceli, kterými jsou v této práci výsledná mikrostruktura a tvrdost.

5.1.2 Měrná tepelná kapacita a tepelná vodivost

Aby bylo možné vytvořit výpočetní model pro zjištění skutečného c_p a λ , je nejprve nutné sestavit teplotní pole. Teplotní pole bylo sestaveno pro válcové vzorky v průběhu fáze ochlazování při tepelném zpracování. Příklad tepelného pole pro válcový vzorek je uveden na obrázku 5.2, kde je znázorněn průřez válcového vzorku pro ocel 25CrMo4, ochlazovaný v solné lázni 356,2 °C. Na obrázku jsou zobrazeny 2 různé doby ponoření vzorku do solné lázně. Pro grafické zobrazení teplotního pole byl použit program ParaView [73].

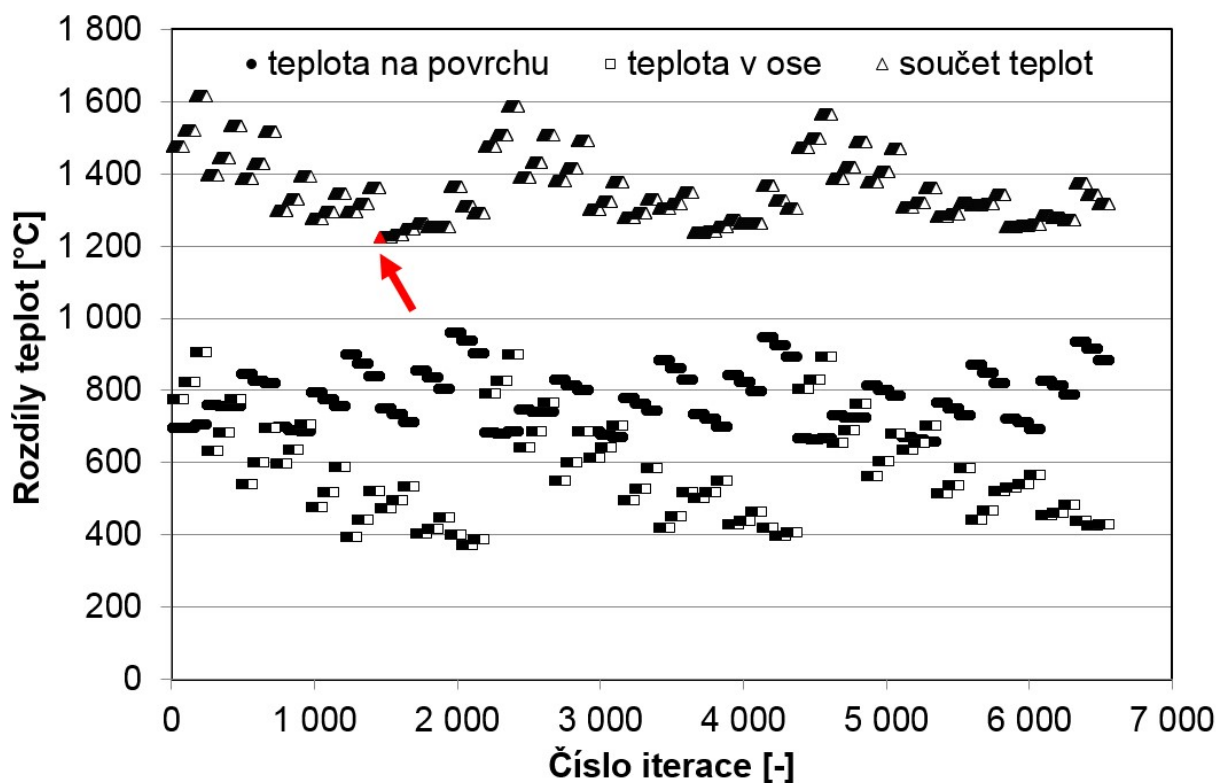


Obrázek 5.2: Teplotní pole válcového vzorku pro ocel 25CrMo4 - vlevo pro dobu ochlazování 5 sekund v soli 400 °C, vpravo pro 10 sekund v soli 400 °C

Zjištění skutečného průběhu měrné tepelné kapacity a tepelné vodivosti během tepelného zpracování bylo založeno na srovnání nejmenšího rozdílu součtu teplot během ochlazování po dobu 30-ti sekund. Nejmenší rozdíl součtu teplot byl počítán z experimentu pro měření tepelného toku a vypočtených teplot z MKP modelu. Byly počítány dvě teploty – jedna v ose vzorku a druhá na povrchu vzorku. Vzdálenost počítaných teplot je shodná jako u experimentálního měření tepelného toku.

V místě nalezeného nejmenšího rozdílu součtu teplot byly přiřazeny iterace, které obsahují hodnoty měrné tepelné kapacity a tepelné vodivosti včetně posunu, ve kterém se hodnoty nachází. Postup zjišťování je popsán v článku [83].

Na obrázku 5.3 je ukázán graf, ve kterém jsou zaneseny rozdíly teplot pro všechny iterace. Současně je zde ukázán součet nejmenšího rozdílu teplot (označen červenou barvou) v ose a na povrchu vzorku.



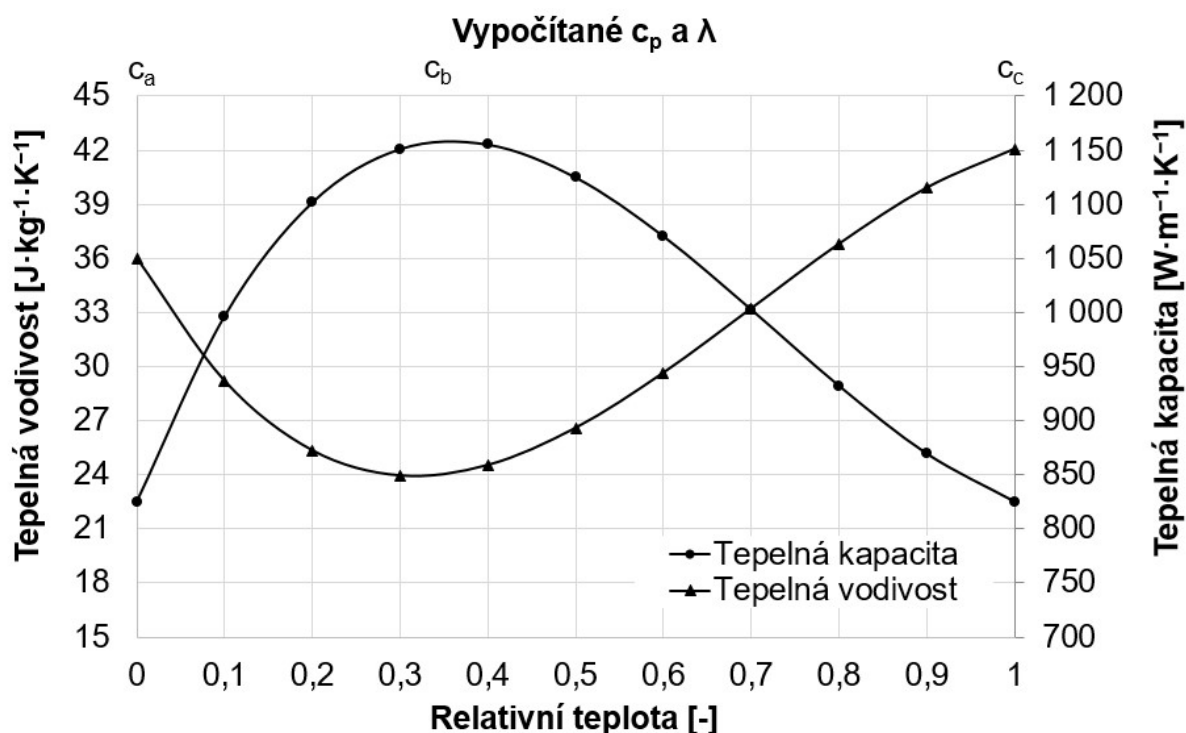
Obrázek 5.3: Hledání nejmenšího rozdílu teplot při ochlazování během tepelného zpracování pro ocel 25CrMo4, červeným trojúhelníkem je označen nejmenší rozdíl mezi teplotou v ose vzorku a jádra vzorku

Výše uvedeným postupem byly vyhledány iterace pro všechny oceli. Přehled výsledků iterací je uveden v tabulce 5.1.

Tabulka 5.1: Přehled výsledků iterací pro všechny oceli s nejmenším rozdílem mezi naměřenou a vypočítanou teplotou

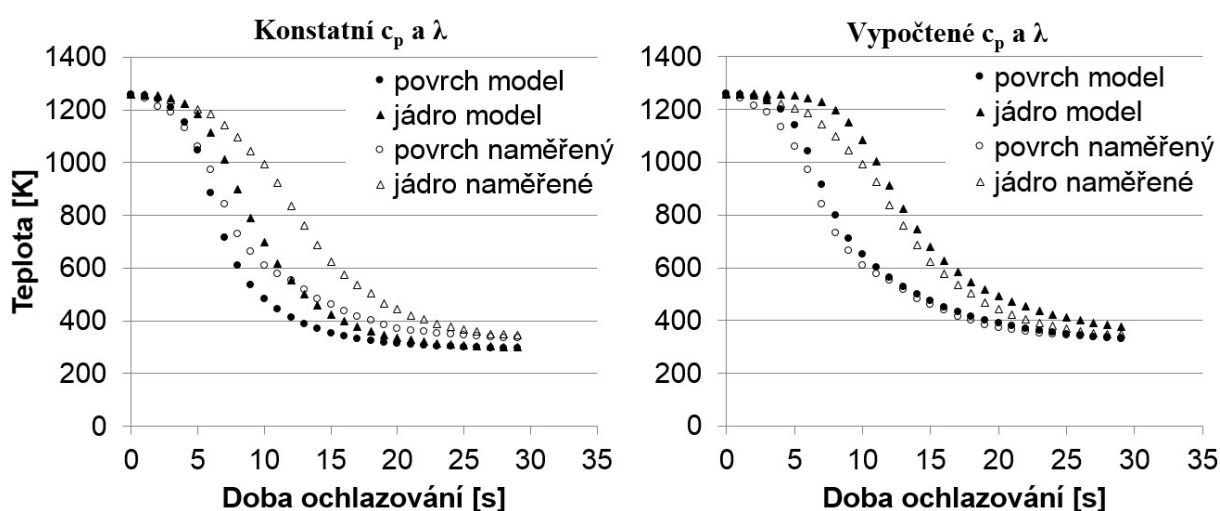
Ocel	tepelná vodivost λ				tepelná kapacita c_p			
	bod posunu [-]	c_a [-]	c_b [-]	c_c [-]	bod posunu [-]	c_a [-]	c_b [-]	c_c [-]
25CrMo4	0,40	22,5	42,5	22,5	0,30	1050	850	1150
51CrV4	0,30	25,0	50,0	30,0	0,50	800	1000	1000
C15	0,40	30,0	50,0	30,0	0,50	800	800	800
C55	0,35	20,0	37,5	20,0	0,40	1250	850	1050

Obrázek 5.4 ukazuje průběh vypočtených hodnot c_p a λ pro ocel 25CrMo4. Bod c_a leží v nule relativní teploty a bod b_c leží v místě 1 relativní teploty. Na průběhu tepelné vodivosti a tepelné kapacity lze pozorovat bod posunu. V bodě posunu se nachází vypočtená hodnota c_b . Bod posunu na relativní teplotě umožňuje zpřesnit průběh tepelné kapacity a tepelné vodivosti – hodnota c_b je vždy posunuta tak, aby hodnota v ní uvedená byla co nejbližší reálnému průběhu c_p a λ .



Obrázek 5.4: Průběh c_p a λ v závislosti na relativní teplotě pro ocel 25CrMo4

Rozdíl teplotních průběhů ochlazování pro konstantní (odečtené z materiálových listů) hodnoty a vypočítané hodnoty (proměnné v závislosti na ochlazování) tepelné kapacity a tepelné vodivosti je ukázán na obrázku 5.5. Z obrázku je patrné, že průběh teplot ochlazování do 30-ti sekund je pro vypočtené hodnoty tepelné kapacity a tepelné vodivosti mnohem blíže měřeným hodnotám ochlazovací křivky. Oproti tomu průběh teplot pro tabulkové hodnoty tepelné kapacity a tepelné vodivosti je dále od křivek ochlazování.



Obrázek 5.5: Závislost mezi teplotami vytvořenými MKP modelem a experimentálně naměřenými hodnotami – vlevo pro výpočet s konstantními hodnotami c_p a λ , vpravo pro vypočtené $c_p(T)$ a $\lambda(T)$

Postup získání těchto dat je poměrně náročné na hardware. Celkový čas pro výpočty všech iterací byl 336 hodin. Doba výpočtu by mohla být snížena lepším výběrem maticových iterací. Iterace by mohly být upraveny pomocí adaptivního testovacího algoritmu. Program by byl sestaven s hodnotou přesné chyby. Algoritmus by v tom případě nepočítal všechny kroky, ale pouze kroky s nejmenší chybou až do nastavených podmínek. Počet kroků není s takto nastavenou iterací znám [83].

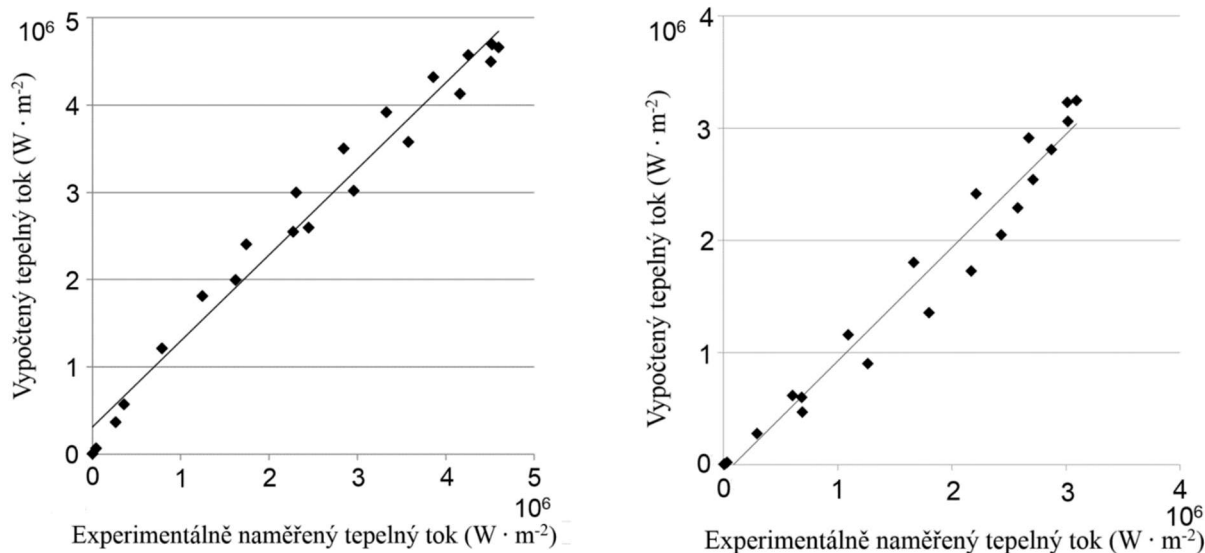
Velké rozdíly mezi skutečnými daty a vypočítanými daty mohou být korigovány pomocí úpravy kroků. Pro tento postup je zapotřebí delší čas pro výpočet a RAM [83].

Teixera [84] ukazuje tepelnou kapacitu a tepelnou vodivost v závislosti na teplotě. Průběh tepelné vodivosti a tepelné kapacity se vyznačuje nejméně pěti body. V této práci jsem pracoval se třemi body. Další body zvyšují nároky na hardware, tedy výpočetní čas. Výpočetní čas by mohl být zmenšen zvětšením časového kroku. Zvětšení časového kroku však zvyšuje chybu výpočtu.

5.1.3 Porovnání naměřeného tepelného toku a vypočteného tepelného toku

Vzhledem k velkému množství naměřených a vypočtených dat tepelného toku byla doba ochlazování převedena na relativní hodnoty 0 – 1. Pro porovnání hodnot tepelného toku byl zvolen krok doby ochlazování 0,05 s. Tím bylo porovnáváno 21 hodnot experimentálně naměřeného a vypočteného tepelného toku po celou dobu ochlazování. Tepelné toky byly porovnávány zvlášť pro teploty ohřevu (800 °C, 900 °C a 1000 °C), zvlášť pro ochlazovací prostředí s pohybem a bez pohybu a zvlášť pro typy ocelí (C15E, C55, 25CrMo4, 51CrV4).

Tepelné toky byly porovnávány statistickou metodou korelace. Korelace ukazuje, jak moc se hodnoty tepelného toku vzdálily od střední křivky ve vybraných časech. Příklad korelace je uveden na obrázku 5.6.



Obrázek 5.6: Porovnání experimentálně naměřeného a vypočteného tepelného toku, vlevo – ocel 25CrMo4, teplota ohřevu 800 °C, ochlazování do vířivé vody, vpravo – ocel C15E, teplota ohřevu 900 °C, ochlazování do klidné vody

V tabulce 5.2 jsou korelace pro porovnání všech experimentálně naměřených a vypočtených tepelných toků. Čím více je hodnota korelace bližší jedné, tím více jsou podobné průběhy experimentálně naměřeného a vypočteného tepelného toku.

Tabulka 5.2: Hodnoty korelace pro porovnání experimentálně naměřeného a vypočteného tepelného toku

	Korelace					
	Klidná voda			Vířivá voda		
	800 °C	900 °C	1 000 °C	800 °C	900 °C	1 000 °C
C15E	0,9895	0,9817	0,9808	0,9861	0,9882	0,9865
C55	0,9856	0,9856	0,9838	0,9825	0,9810	0,9838
25CrMo4	0,9853	0,9852	0,9795	0,9874	0,9832	0,9854
51CrV4	0,9792	0,9764	0,9780	0,9736	0,9780	0,9771

Z tabulky 5.2 je patrné, že rozdíly mezi experimentálně naměřeným a vypočteným tepelným tokem jsou velmi malé. Tím se potvrzuje důležitost znalosti měrné tepelné kapacity a tepelné vodivosti během fáze ochlazování při tepelném zpracování.

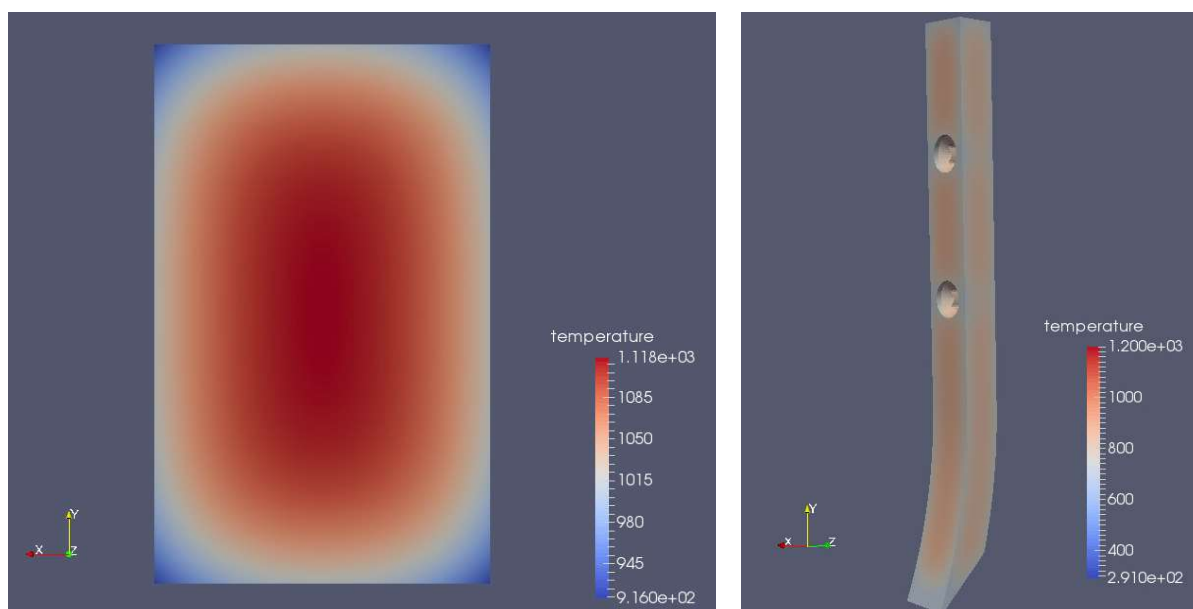
5.2 Teplotní pole při tepelném zpracování

Model teplotních polí slouží pro další výpočet objemu fází a tvrdosti. Byly vytvořeny teplotní modely pro vzorky pro experimentální měření tepelného toku, vzorky pro zkoušky abrazivního opotřebení a reálný model dláta.

Modely teplotních polí byly vytvořeny pro všechny návrhy tepelného zpracování všech vzorků. Zahrnuto bylo ochlazování ve vodě, v solných lázních a na vzduchu. Různá

ochlazovací prostředí poskytla větší rozsah podmínek a možnost dosáhnout více přesných korekcí modelu na základě experimentálně naměřených výsledků.

Příklad teplotního pole graficky zobrazeného je uveden na obrázku 5.7. Pro grafické zobrazení byl použit program ParaView [73].



Obrázek 5.7: Vlevo - teplotní pole vzorku pro zkoušky na abrazivní odolnost proti opotřebení po době ochlazování 15-ti sekund ve vodě, teplota ohřevu vzorku byla 800 °C po dobu 35 minut, vpravo – rozložení teploty dláta po době ochlazování 15-ti sekund ve vodě o teplotě 20 °C, ohřev dláta byl 850 °C

S tepelnými poli se počítalo dále při výpočtu objemu fází pro válcové vzorky, vzorky na abrazi a dláto.

Správnost výsledků teplotního pole v této práci je ověřována až při porovnání shodnosti výsledků vypočtené a experimentálně zjištěné mikrostruktury a tvrdosti dle metodiky 4.4.1 Určení koeficientu z IRA diagramů do fázového modelu

5.3 Výpočet mikrostruktury a tvrdosti

Pro výpočet jednotlivých objemů fází byly vytvořeny matematické rovnice konstant N a K podle IRA diagramu pro vznik jednotlivých fází.

Pro ocel 51CrV4 byly použity rovnice 5.1 až 5.6.

Ferit

$$n_F(T_N) = -2,52055 \times 10^{-4} \times (T_N - 273,15)^2 + 0,313087 \times (T_N - 273,15) - 93,2929 \quad (5.1)$$

$$K_F(TN) = -8,09325 \times 10^{-16} \times (T_N - 273,15)^4 + 1,95664 \times 10^{-12} \times (T_N - 273,15)^3 - 1,75841 \times 10^{-9} \times (T_N - 273,15)^2 + 6,96754 \times 10^{-7} \times (T_N - 273,15) - 1,02756 \times 10^{-4} \quad (5.2)$$

Perlit

$$n_P(TN) = -1,57117 \times 10^{-10} \times (T_N - 273,15)^4 - 1,01338 \times 10^{-6} \times (T_N - 273,15)^3 + 1,97311 \times 10^{-3} \times (T_N - 273,15)^2 - 1,12564 \times (T_N - 273,15) + 207,372 \quad (5.3)$$

$$K_P(TN) = 3,76246 \times 10^{-15} \times (T_N - 273,15)^4 - 8,77036 \times 10^{-12} \times (T_N - 273,15)^3 + 7,66498 \times 10^{-9} \times (T_N - 273,15)^2 - 2,97714 \times 10^{-6} \times (T_N - 273,15) + 4,33688 \times 10^{-4} \quad (5.4)$$

Bainit

$$n_B(TN) = -7,5164 \times 10^{-5} \times (T_N - 273,15)^2 + 5,27765 \times 10^{-2} \times (T_N - 273,15) - 7,19373 \quad (5.5)$$

$$K_B(TN) = 4,49973 \times 10^{-12} \times (T_N - 273,15)^4 - 6,49097 \times 10^{-9} \times (T_N - 273,15)^3 + 3,51266 \times 10^{-6} \times (T_N - 273,15)^2 - 8,44695 \times 10^{-4} \times (T_N - 273,15) + 7,61458 \times 10^{-2} \quad (5.6)$$

Pro ocel 25CrMo4 byly použity rovnice 5.7 až 5.12:

Ferit

$$n_F(TN) = -1,46083 \times 10^{-11} \times (T_N - 273,15)^5 + 4,2413 \times 10^{-8} \times (T_N - 273,15)^4 - 4,95558 \times 10^{-5} \times (T_N - 273,15)^3 + 2,91495 \times 10^{-2} \times (T_N - 273,15)^2 - 8,62821 \times (T_N - 273,15) + 1028,76 \quad (5.7)$$

$$K_F(TN) = -2,32171 \times 10^{-13} \times (T_N - 273,15)^5 + 7,53365 \times 10^{-10} \times (T_N - 273,15)^4 - 9,73224 \times 10^{-7} \times (T_N - 273,15)^3 + 6,25681 \times 10^{-4} \times (T_N - 273,15)^2 - 0,200228 \times (T_N - 273,15) + 25,5312 \quad (5.8)$$

Perlit

$$n_P(TN) = 6,32381 \times 10^{-11} \times (T_N - 273,15)^5 - 1,95874 \times 10^{-7} \times (T_N - 273,15)^4 + 2,41078 \times 10^{-4} \times (T_N - 273,15)^3 - 0,147446 \times (T_N - 273,15)^2 + 44,8399 \times (T_N - 273,15) - 5426,37 \quad (5.9)$$

$$K_P(TN) = 2,01922 \times 10^{-16} \times (T_N - 273,15)^5 - 6,14557 \times 10^{-13} \times (T_N - 273,15)^4 + 7,47416 \times 10^{-10} \times (T_N - 273,15)^3 - 4,54003 \times 10^{-7} \times (T_N - 273,15)^2 + 1,37724 \times 10^{-4} \times (T_N - 273,15) - 1,66899 \times 10^{-2} \quad (5.10)$$

Bainit

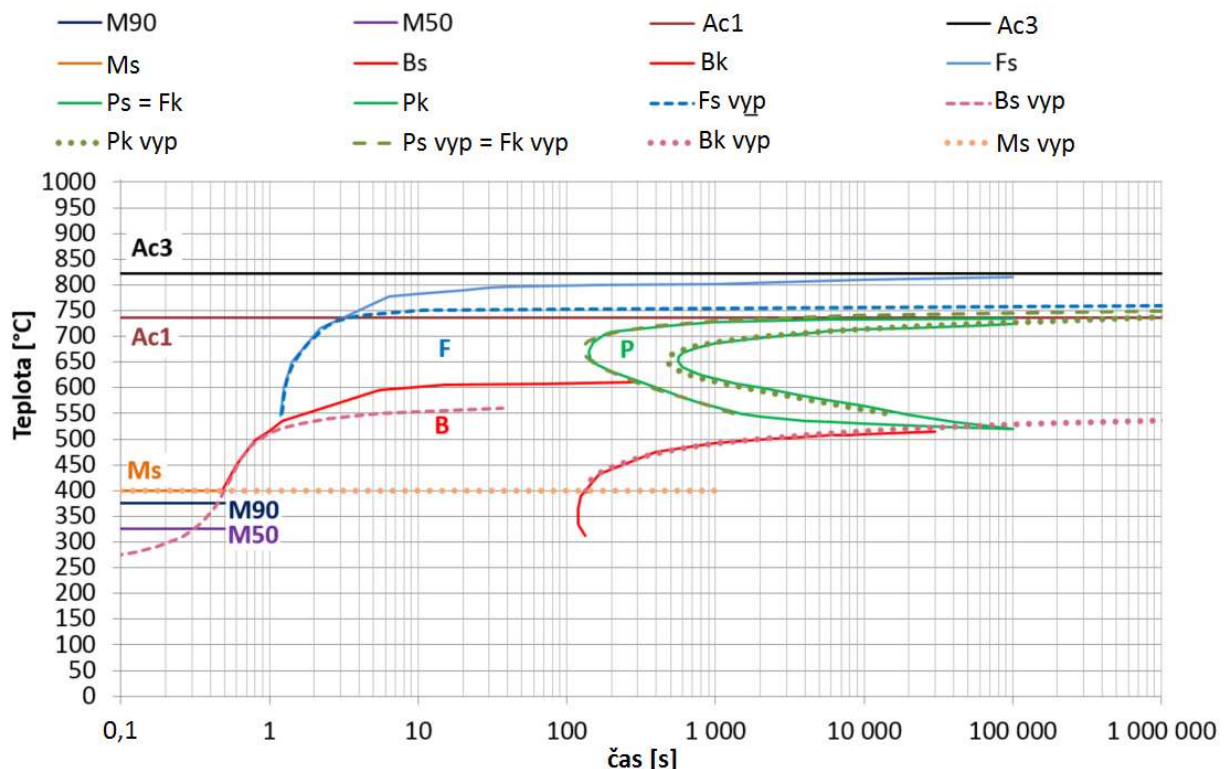
$$n_B(T_N) = -9,83145 \times 10^{-5} \times (T_N - 273,15)^2 + 7,84641 \times 10^{-2} \times (T_N - 273,15) - 12,7755 \quad (5.11)$$

$$K_B(T_N) = 2,7102 \times 10^{-6} \times (T_N - 273,15)^2 - 3,04803 \times 10^{-3} \times (T_N - 273,15) + 0,860003 \quad (5.12)$$

Kde: N_F, N_P, N_B je Avramiho exponent závislý na teplotě pro ferit, perlit a bainit

K_F, K_P, K_B je konstanta závislá na teplotě pro ferit, perlit a bainit

Obrázek 5.8 zobrazuje IRA diagram pro ocel 25CrMo4. V IRA diagramu jsou zaneseny původní křivky vzniku a konců jednotlivých fází během ochlazování. Plnými čarami jsou označeny původní hranice vzniku a konce jednotlivých fází, které byly převzaty z původního IRA diagramu. Z výše uvedených rovnic v této kapitole pro ocel 25CrMo4 byly vypočteny křivky pro diagram pro začátek a konec přeměny austenitu na ferit, perlit a bainit. Vznik martenzitu je definován teplotou, proto jej nebylo nutné definovat výpočtem. Vypočtené křivky jsou označeny přerušovanou čarou.

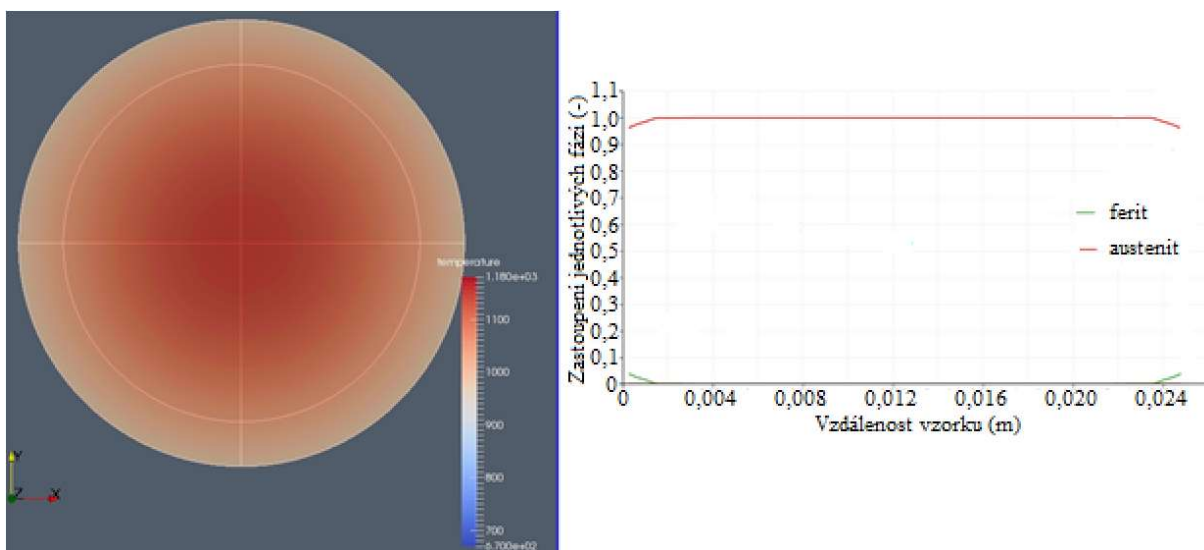


Obrázek 5.8: IRA diagram pro ocel 25CrMo4 s původními a modelovými křivkami pro vznik a konce fází během ochlazování

Výslednou mikrostrukturu a mikrostrukturu v určité době ochlazování lze zobrazit z modelu. Hodnoty tvrdosti nebyly v průběhu modelování počítány. Důvodem je, že tvrdost je

počítána z mikrostruktury, důležité je tedy získat výslednou mikrostrukturu, ze které bude vypočítána tvrdost. V průběhu ochlazování, kde nebylo dosaženo výsledné mikrostruktury, je uvedeno pouze teplotní pole s vypočítanou mikrostrukturou pro danou dobu. Výsledná mikrostruktura je závislá na teplotním poli, z tohoto důvodu je na obrázku 5.13 a 5.14 vlevo zobrazeno teplotní pole válcového vzorku (stupnice teploty je udávána v Kelvinech). Vpravo nahoře jsou grafy závislosti mikrostruktury na vzdálenosti. Vpravo dole jsou závislosti tvrdosti HV 30 na vzdálenosti. Vzdálenost je na obrázku naznačena bílou čarou u válcového vzorku se jedná o průměr vzorku (0 m až 0,025 m).

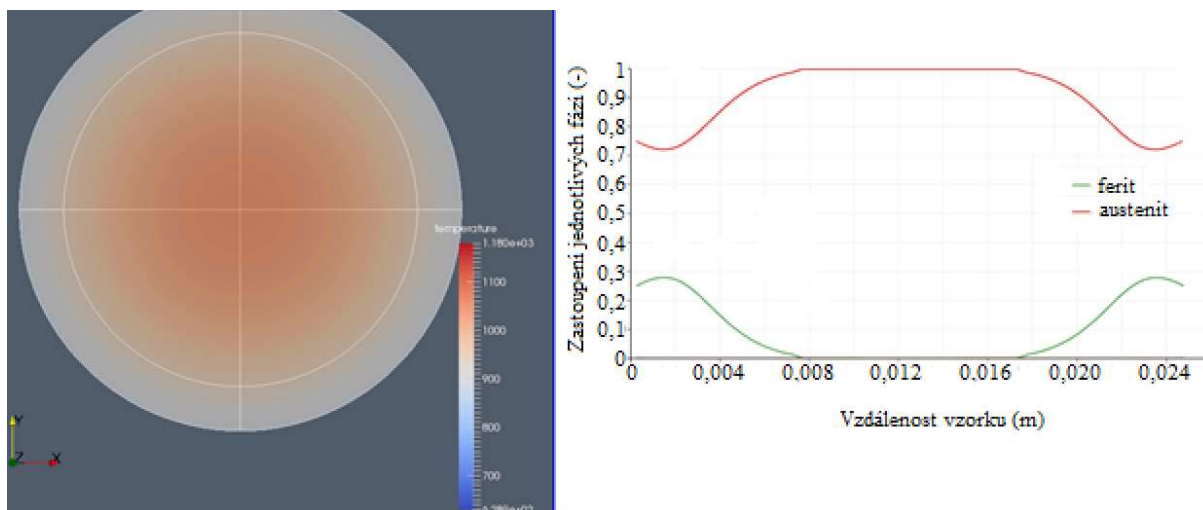
Vliv teploty ochlazovacího média je patrný z obrázků 5.9 až 5.14. Ochlazovací doba všech vzorků je 5 sekund v solné lázni (ochlazování v solné lázni probíhalo dále, zde je pro názornost vlivu ochlazovacího média zvolena doba 5 sekund). Solná lázeň měla u každého vzorku různou hodnotu teploty. Při ponoření vzorku do solné lázně v době 5-ti sekund je patrný značný rozdíl v teplotních polích. Rozdíl v teplotních polích je viditelný zejména směrem k jádru vzorku. Tím je ovlivněna doba a velikost vzniku mikrostruktury. Vzorek C20 má po 5-ti sekundách téměř celou austenitickou mikrostrukturu, pouze na okrajích vzorku (2 mm od okraje) dochází k přeměně austenitu na perlit.



Obrázek 5.9: Ochlazování vzorku C20 v době 5 sekund v solné lázni při teplotě 356 °C

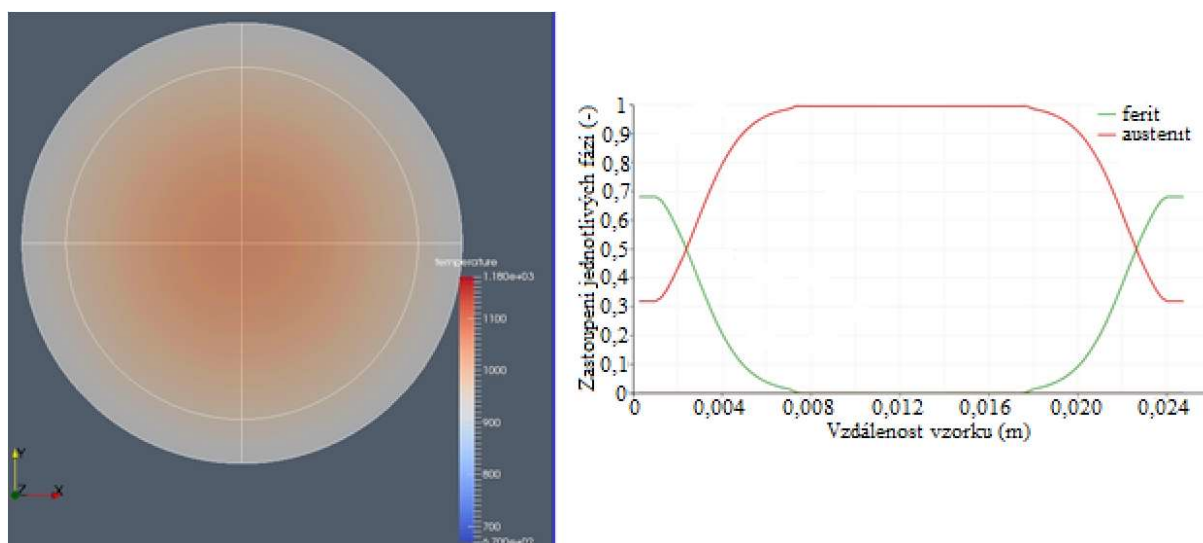
Vzorek C23 byl ochlazován v solné lázni, která měla nižší teplotu (297 °C) než předchozí výše popsany vzorek (356 °C).

Jádro válcového vzorku zůstalo plně austenitické, ale směrem k povrchu vniká výrazně větší podíl fáze feritu.



Obrázek 5.10: Ochlazování vzorku C23 v době 5 sekund v solné lázni při teplotě 297 °C

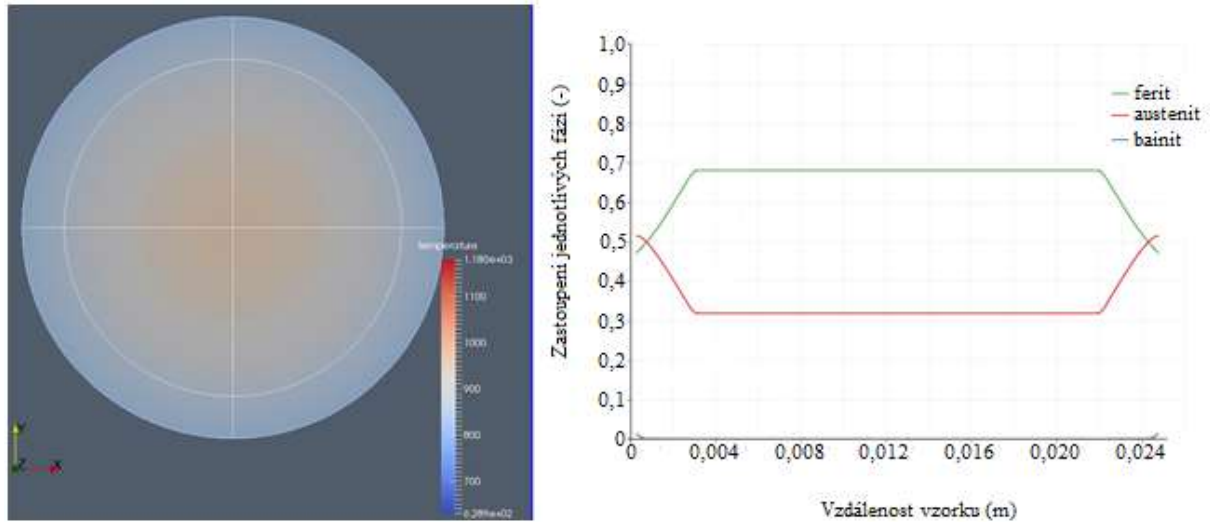
Přeměna austenitu na ferit v době 5-ti sekund je znatelná až 8 mm od povrchu. Při snížení teploty ochlazovacího média o 59 °C (vzorek C23) vzniká rozdíl vzdálenosti přeměny austenitu na ferit o 6 mm oproti vzorku C20, jenž má fázovou přeměnu ve vzdálenosti 2 mm od povrchu.



Obrázek 5.11: Ochlazování vzorku C20 v době 10 sekund v solné lázni při teplotě 356 °C

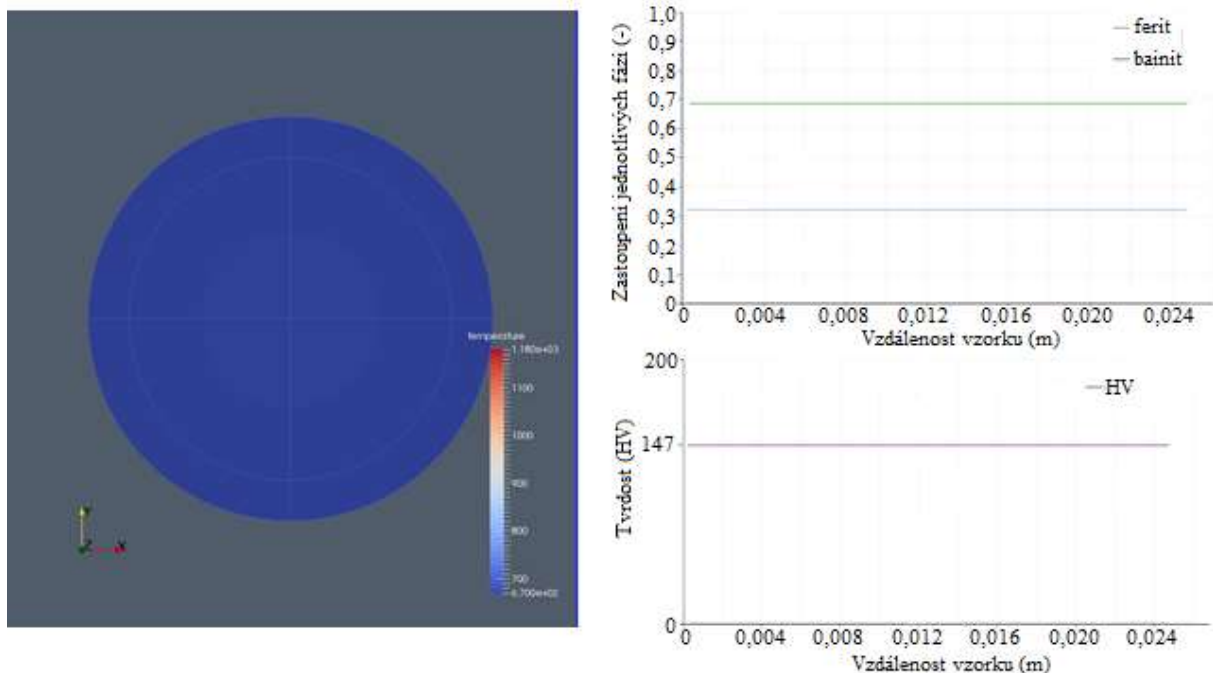
V době 10 sekund vzorku C23 v solné lázni v jádru vzorku je stále plně austenitická struktura. K fázové přeměně austenitu na ferit dochází přibližně až 8 mm od povrchu směrem k povrchu vzorku. Tato vzdálenost odpovídá ochlazování vzorku C23 po 5-ti sekundách v solné lázni. Velikost podílu feritu směrem k povrchu vzorku je mnohem vyšší – na povrchu o 40 %.

U vzorku C23 ochlazovaného v solné lázni po dobu 10-ti sekund je už patrná změna austenitu na perlit v průřezu celého vzorku. Na povrchu vzorku je patrná tvorba fázové přeměny austenitu na bainit.



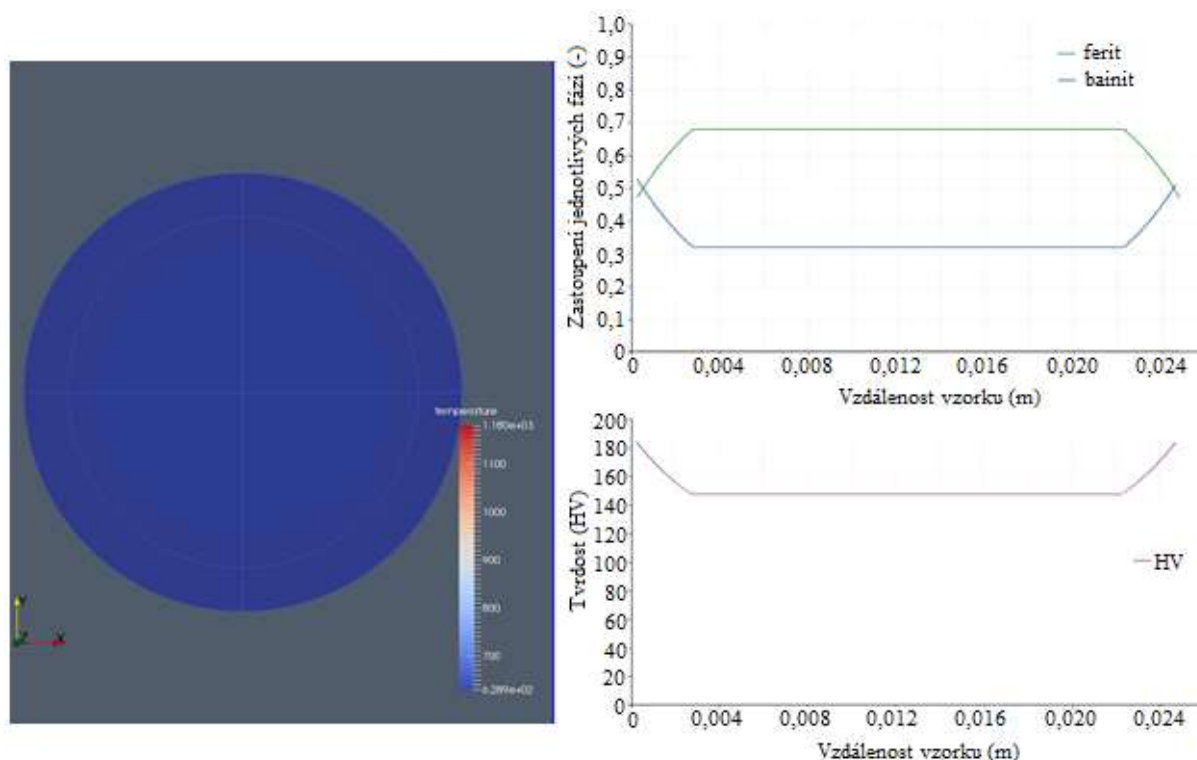
Obrázek 5.12: Ochlazování vzorku C23 v době 10 sekund v solné lázni při teplotě 297 °C

Rovnoměrné rozložení výsledné mikrostruktury je způsobeno ponořením do solné lázně o teplotě 327 °C po dobu 1 800 sekund. Teplota solné lázně způsobuje plynulejší ochlazování v průřezu vzorku. Podíl výsledné mikrostruktury vzorku C20 je 32 % bainitu a 68 % feritu. Tvrdost vzorku je 147 HV v celém průřezu.



Obrázek 5.13: Vlevo – teplotní pole vzorku C20 po tepelném zpracování, vpravo nahoře – výsledná mikrostruktura, vpravo dole výsledná tvrdost HV 30

Zatímco u vzorku C20 byla výsledná mikrostruktura rovnoměrně rozložena, u vzorku C23 je patrná změna podílu mezi bainitem a feritem.



Obrázek 5.14: Vlevo – teplotní pole vzorku C23 po tepelném zpracování, vpravo nahoře – výsledná mikrostruktura, vpravo dole výsledná tvrdost HV 30

Mnoho autorů jako například Bhakat a kol. [36], Vite-Torres a kol. [10] a Sabet a kol. [85] uvádí, že největší vliv na abrazivní opotřebení má tvrdost. Naproti tomu přibližně stejné množství autorů jako například Jankauskas a Skirkus [86] uvádí, že nejdůležitějším faktorem proti abrazivnímu opotřebení je objemové zastoupení jednotlivých fází mikrostruktury. Dle výsledků této práce je zřejmé, že faktorem, který nejvíce ovlivňuje velikost abrazivního opotřebení u zemědělských nástrojů je objemové zastoupení jednotlivých fází mikrostruktury oceli.

5.4 Obrazová analýza mikrostruktury

Obrazová analýza byla provedena pro vzorky pro abrazivní odolnost proti opotřebení a dláta. Dále byla provedena obrazová analýza ploch na vzorcích pro abrazivní odolnost proti opotřebení, kde byly zkoumány mechanismy opotřebení vzorků.

5.4.1 Mikrostruktura vzorků na abrazivní odolnost proti opotřebení

Obrazová analýza vzorků pro abrazivní odolnost proti opotřebení byla provedena na plochách, kde byl přitlačován pryžový kotouč. Snímky byly pořízeny na elektronovém

mikroskopu. Různé zvětšení bylo použito pro přesné určení mechanismů abrazivního opotřebení.

Vzorky C44P, C45P, C46P, C47P, V44P, V45P, V46P a V47P byly po prvním tepelném zpracování zkoušeny na abrazivní odolnost proti opotřebení, byla u nich naměřena tvrdost a analyzována plocha opotřebení ploch. Mikrostruktura vzorků byla hodnocena až po popouštění těchto vzorků.

Snímky vzorku byly pořizovány z jádra vzorku, na povrchu vzorku a uprostřed mezi jádrem a povrchem vzorku.

Tabulka 5.3 ukazuje zastoupení mikrostruktury v jednotlivých bodech a zároveň porovnává rozdíl mezi obsahovým podílem získaným z mikroskopu a obsahovým podílem získaným z experimentu.

Největší rozdíly mezi modelem a experimentem jsou výpočtu feritu. Tento je fakt je zřejmý např. u vzorků C40 a C41. Chyba se pak přenáší i na velikost objemové fáze bainitu mezi experimentem a modelem. K chybám mohlo docházet z několika důvodů. Tyto důvody jsou dále rozebrány v diskuzi této práce.

Tabulka 5.3: Zastoupení objemové fáze mikrostruktury po tepelném zpracování vzorků pro zkoušky odolnosti proti abrazivnímu opotřebení

struktury	MODEL			EXPERIMENT			
	fáze	jádro	střed	okraj	jádro	střed	okraj
C40	ferit	60,35	57,18	48,10	75,41	30,29	12,62
	bainit	39,65	42,82	51,90	24,59	69,71	87,38
	martenzit	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00
C41	ferit	60,34	56,68	48,58	76,53	34,78	30,29
	bainit	37,85	41,51	49,61	23,47	65,22	69,71
	martenzit	1,81	1,81	1,81	0,00	0,00	0,00
C44P	ferit	60,35	56,96	48,58	54,34	51,16	48,83
	bainit	27,42	27,47	37,74	33,81	34,60	35,80
	martenzit	12,23	15,57	13,68	11,85	14,24	15,37
C45P	ferit	60,35	56,68	48,58	58,79	53,17	40,03
	bainit	37,70	41,40	32,62	38,60	38,51	44,63
	martenzit	1,95	1,92	18,8	2,61	8,32	15,34
C46P	ferit	60,36	56,34	48,1	85,49	81,42	80,92
	bainit	39,64	43,66	51,9	14,51	18,58	19,08
	martenzit	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00
C47P	ferit	5,53	2,99	0,00	20,87	13,92	6,51
	bainit	9,87	16,26	6,43	6,50	10,53	20,87
	martenzit	84,60	80,75	93,57	72,63	75,55	72,62
V40	ferit	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00
	bainit	99,00	99,00	99,00	98,96	99,15	99,48
	martenzit	1,00	1,00	1,00	1,04	0,85	0,52
V41	ferit	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00
	bainit	5,00	5,00	4,30	33,58	31,70	36,07
	martenzit	95,00	95,00	95,70	66,42	68,30	63,93
V42	ferit	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00
	bainit	99,00	99,00	99,00	98,59	98,52	96,91
	martenzit	1,00	1,00	1,00	1,41	1,48	3,09
V43	ferit	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00
	bainit	3,10	4,00	4,00	20,69	26,72	33,30
	martenzit	96,90	96,00	96,00	79,31	73,28	66,70
V44P	ferit	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00
	bainit	0,64	0,63	0,63	0,85	0,81	0,33
	martenzit	99,36	99,37	99,37	99,15	99,19	99,67
V45P	ferit	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00
	bainit	0,63	0,63	1,33	1,33	0,44	0,11
	martenzit	99,37	99,37	99,37	98,67	99,56	99,89
V46P	ferit	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00
	bainit	2,80	2,90	2,50	1,16	0,78	0,68
	martenzit	97,20	97,10	97,5	98,84	99,22	99,32
V47P	ferit	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00
	bainit	1,00	1,00	1,00	0,00	0,00	0,00
	martenzit	99,00	99,00	99,00	100,00	100,00	100,00

Vliv podílu bainitu na abrazivní opotřebení byl statisticky ověřen v programu Statistica 12 [88]. V tabulce 5.4 je vliv jednotlivých podílových fází mikrostruktur na velikost hmotnostních úbytků během zkoušek pro abrazivní odolnost proti opotřebení dle metody ASTM G65. Jsou zde zaneseny výsledky efektu (včetně směrodatné odchylky *Sm. o.*), studentova rozdělení *t*(5) a hustoty *P* pro bainit lineár B(L), bainit kvadrát B(K), martenzit lineár M(L), martenzit kvadrát M(K) a ferit kvadrát F(K).

Tabulka 5.4: Statistické výsledky pro velikost hmotnostních úbytků v závislosti na podílových objemech mikrostruktur bainitu, martenzitu a feritu

	Efekt	Sm. o.	t(5)	p
pr	0,009507	0,000707	13,457059	0,000041
B (L)	0,008854	0,001403	6,309940	0,001472
B (K)	-0,014935	0,003370	-4,431936	0,006816
M (L)	0,005081	0,001560	3,257795	0,022501
M (K)	0,011892	0,002994	3,972255	0,010612
F (K)	0,005195	0,001668	3,113724	0,026439

Ze statistického vyhodnocení výsledků v této kapitole je patrné, že nejvhodnější je kombinace použití 80 % až 100 % bainitu, který vznikl izotermickým kalením a martenzitu. Další použití je možné se zastoupením jednotlivých fází 0 % až 35 % podílu bainitu a zbytku podílu tvořeného martenzitem. V této kombinaci musí být martenzit popouštěný. Při výrobě nástrojů je nutné snižovat náklady a z tohoto důvodu je snahou vynechat další kroky jako je popouštění. Zároveň je snaha o výrobu nástroje, který je na povrchu tvrdý a směrem k jádru houževnatý. Z těchto důvodů bylo tepelné zpracování dlát navrženo tak, aby povrch obsahoval více podílové fáze martenzitu než je tomu u jádra dláta.

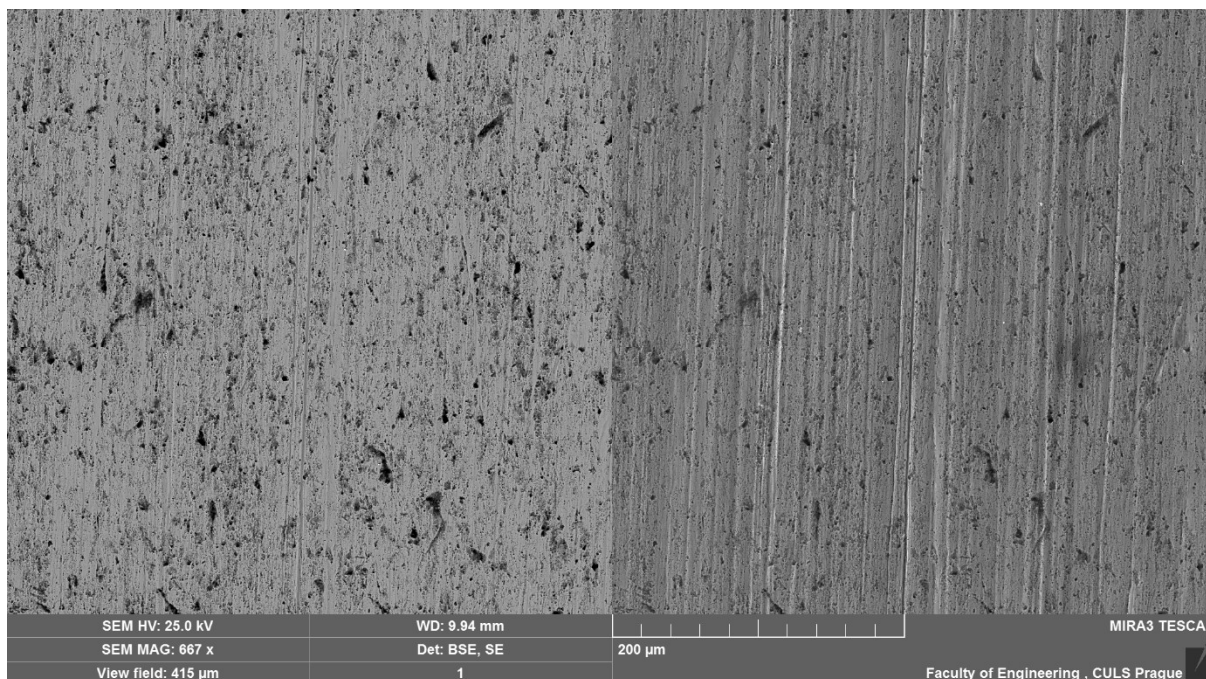
Výše uvedené rozložení platí pro oceli 25CrMo4 a 51CrV4. Velikost podílů fází se může měnit pro jednotlivé oceli s odlišným chemickým složením. Ve strukturách ocelí 25CrMo4 a 51CrV4 vznikal během izotermického kalení ferit. Oceli s takovou mikrostrukturou nejsou vhodné pro výrobu zemědělských nástrojů.

5.4.2 **Obrazová analýza ploch vzorků pro odolnost proti abrazivnímu opotřebení**

Snímky byly z ploch pořizovány v různých zvětšeních. Parametry snímků jsou definovány měřicí vzdáleností (na snímcích označeno WD), urychlovacím napětím (na všech snímcích použito 25 kV), zvětšením (na snímcích označeno jako SEM MAG). Parametry jsou vždy uvedeny dole na snímku. Snímky mají dvě části. Vlevo je měřeno metodou BSE

(metoda zpětně odražených elektronů) a vpravo je měřeno metodou SE (metoda sekundárních elektronů). Metoda BSE slouží pro rozpoznání prvků. U metody BSE se těžké prvky zobrazují jako světlá místa a lehké prvky se zobrazují jako tmavá místa. Metoda SE slouží pro rozpoznání topografie povrchu vzorku (na základě úhlu odrazu od ploch vzorku).

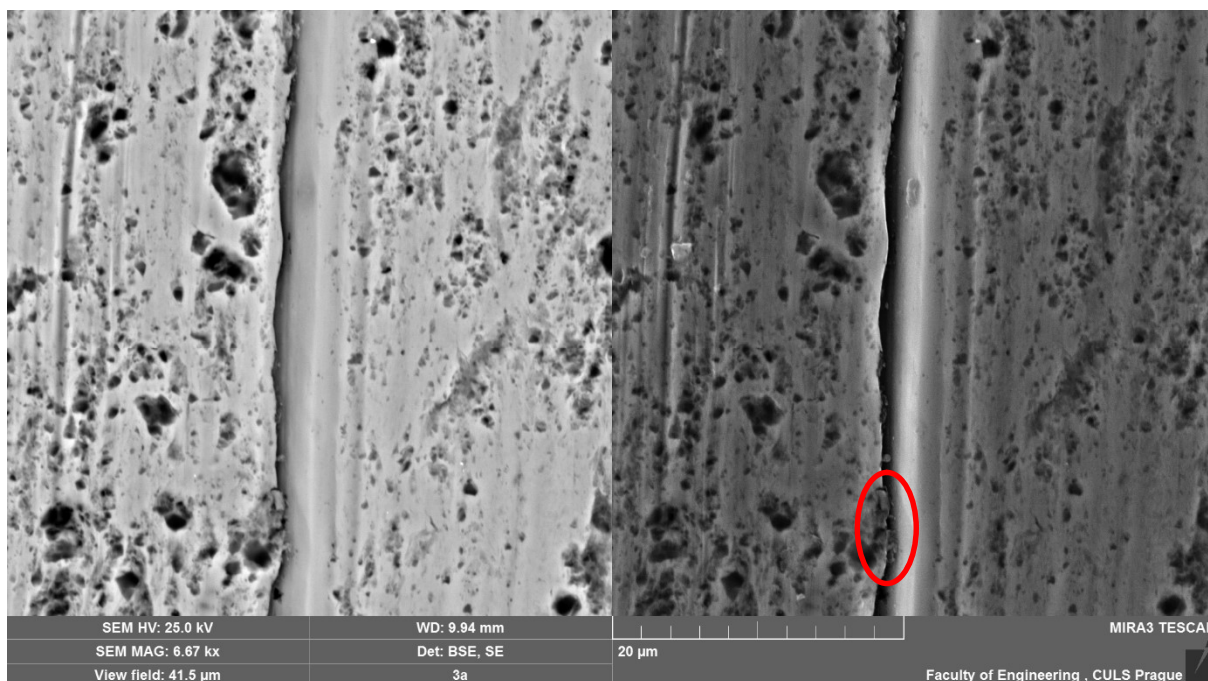
Na obrázku 5.15 je ukázán snímek pro vzorek C44, kde měřicí vzdálenost byla 9,94 mm, zvětšení 667x. Snímek má při těchto parametrech rozměry 415 μm x 415 μm .



Obrázek 5.15: Snímek plochy, na kterou byl přitlačován kotouč během zkoušek abrazivního opotřebení podle metody ASTM G65 pro vzorek C44

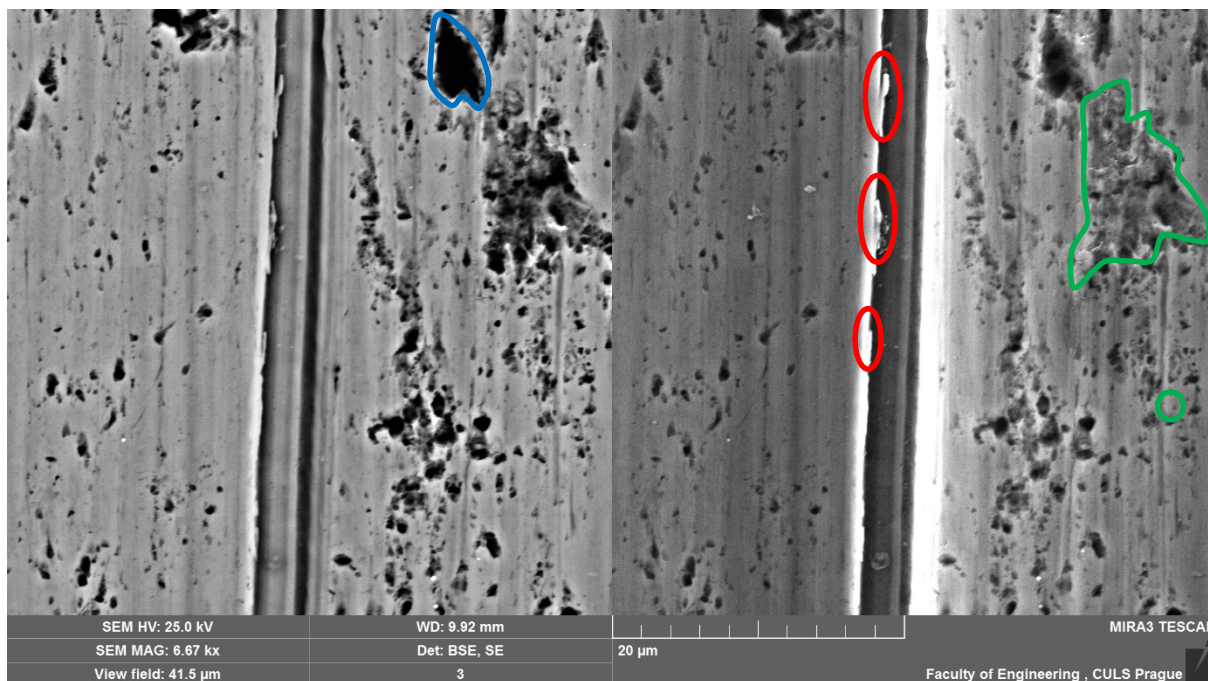
Z výše uvedených snímků byly určeny mechanismy opotřebení plochy, kde byl přitlačován kotouč během zkoušek pro odolnost proti abrazivnímu opotřebení.

Mikro-únava byla nalezena v ploše vzorku C45. Mikro-drážkování je ukázáno na obrázku 5.16.



Obrázek 5.16: Oblast mikro-drážkování označené červeně na ploše pro vzorek C45

Mikro-drážkování a mikro-únava byla stanovena na obrázku 5.17 pro vzorek V47. Zároveň zde byly stanoveny plochy, kde byl zatlačen písek, který byl použit jako abrazivní materiál během zkoušek na abrazivní odolnost proti opotřebení.



Obrázek 5.17: Mikro-drážkování (označena červenou barvou), mikro-únava (označeno zelenou barvou) a SiO₂ (označen modrou barvou) na ploše pro vzorek V47

V příloze E jsou snímky vzorku V46. Na snímcích je ukázána analýza místa abrazivního opotřebení. Na snímku bylo vždy vybráno konkrétní místo, které bylo dále zvětšováno pro přesné stanovení abrazivního mechanismu.

Rozdíly v rozložení jednotlivých fází mikrostruktur od jádra vzorku k jeho okraji může být způsoben velikostí vzorku. Simsir a kol. [39] ve své práci uvádí statistickou shodu mezi v jednotlivých místech vzorku mezi experimentálními zkouškami a matematickým modelem. Jejich vzorek měl \varnothing 60 mm, což je v porovnání s touto prací dvojnásobný rozměr. Právě velikost vzorku mohla být jedním z důvodů jejich vzájemné shody jejich zkoušek a matematického modelu.

Chotěborský a Linda [89] se ve své práci zabývali predikcí mikrostruktury pro zemědělský nástroj - dláto z oceli Boron 27. Výsledky v jejich práci ukazují rozdíly ve velikosti jednotlivých fází mikrostruktury mezi praktickými zkouškami a matematickým modelem. Jako možné příčiny uvádějí možnost odlišných hodnot měrné tepelné kapacity, tepelného toku nebo IRA digramu. Odchyšky výsledků rovněž mohou být způsobeny skutečným chemickým složením oceli. V této práci byli tepelný tok a měrná tepelná kapacita zjištěny pro jednotlivé oceli. IRA diagram a chemické složení bylo převzato z materiálových listů dodanými s ocelmi. Případný rozdíl mezi IRA diagramem a chemickým složením může být významným důvodem pro rozdíl výsledků mezi matematickým modelem a naměřenou mikrostrukturou.

5.5 Návrh tepelného zpracování dláta

Průběh tepelného zpracování dláta byl navržen pro průřez dláta. Rozměry odpovídaly navrženému dlátu, které má rozměry v průřezu 25 mm x 40 mm. Návrh byl navržen pro různé doby ochlazování ve vodě s následným dochlazením na vzduchu.

Vzhledem k dostupnosti polotovaru byla zvolena ocel 42CrMo4. V této práci jsou uvedeny výpočty pro tepelný tok, c_p a λ pro ocel 25CrMo4. Tyto parametry byly vzaty pro výpočet mikrostruktury pro ocel 42CrMo4. Parametry lze použít pro tuto ocel vzhledem k jejímu podobnému chemickému složení. Změna v chemickém složení odpovídá pouze prvkům, které nemají velký vliv na tepelný tok, c_p a λ .

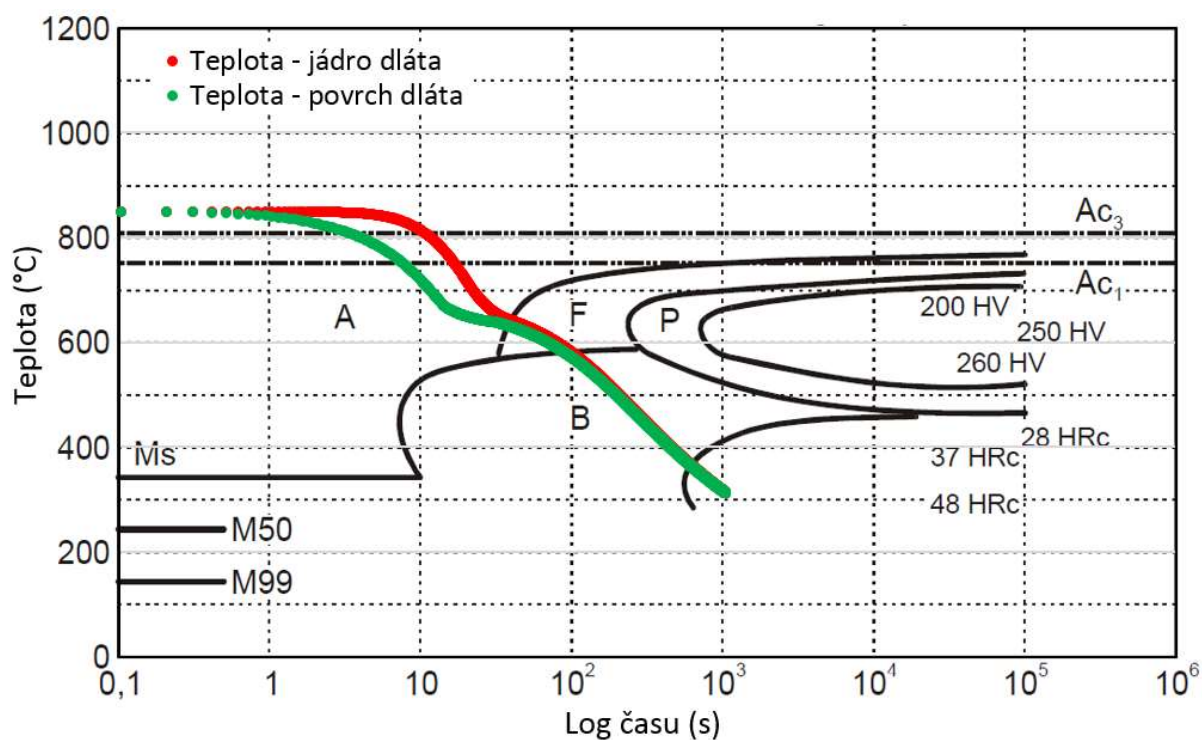
Doby ochlazování ve vodě byly nejprve zvoleny 5 sekund, 10 sekund, 15 sekund a 20 sekund. Pro tyto doby byly zpracovány teplotní průběhy pro jádro a okraj průřezu dláta. Znalost teplotního pole umožňuje výpočet mikrostruktury a tvrdosti v celém průřezu dláta. Teplotní průběhy byly vyneseny do IRA diagramů pro ocel 42CrMo4.

Z důvodu velké náročnosti na hardware počítače a dlouhé doby výpočtu nebyla zvolena doba ochlazování do 20 °C. Doba ukončení ochlazování byla zvolena v místě IRA diagramu, kde již dále nedocházelo k dalším fázovým přeměnám.

Z modelu byly uloženy výsledky konečné mikrostruktury a mikrostruktury v době, kdy bylo dláto vyjmuta z vody.

Na obrázku 5.18 je ukázáno ochlazování dláta ve vodě po dobu 5-ti sekund a následného dochlazení na vzduchu. Za dobu 5-ti sekund ve vodě se povrch dláta ochladí přibližně na 840 °C. Jádru dláta se za tuto dobu ochladí minimálně. Po vyjmutí dláta na vzduch o teplotě 20 °C je patrné drobné zpomalení rychlosti ochlazování. Výše popsany děj je v oblasti austenitu a ještě nedochází k fázovým přeměnám. Mikrostruktura jádra i povrchu dláta je plně austenitická.

Rychlé vyndání dláta z vody způsobuje zpomalení rychlosti ochlazování. Zpomalení rychlosti ochlazování způsobí, že austenit se rozkládá do fáze feritu při teplotě 650 °C. Při teplotě 580 °C v celkové době ochlazování 100 sekund se austenit začíná přeměna z austenitu na bainit. Výsledná struktura je tak feriticko-bainitická. Dle výpočetního modelu je výsledný podíl feritu 68 % a podíl bainitu 32 %.

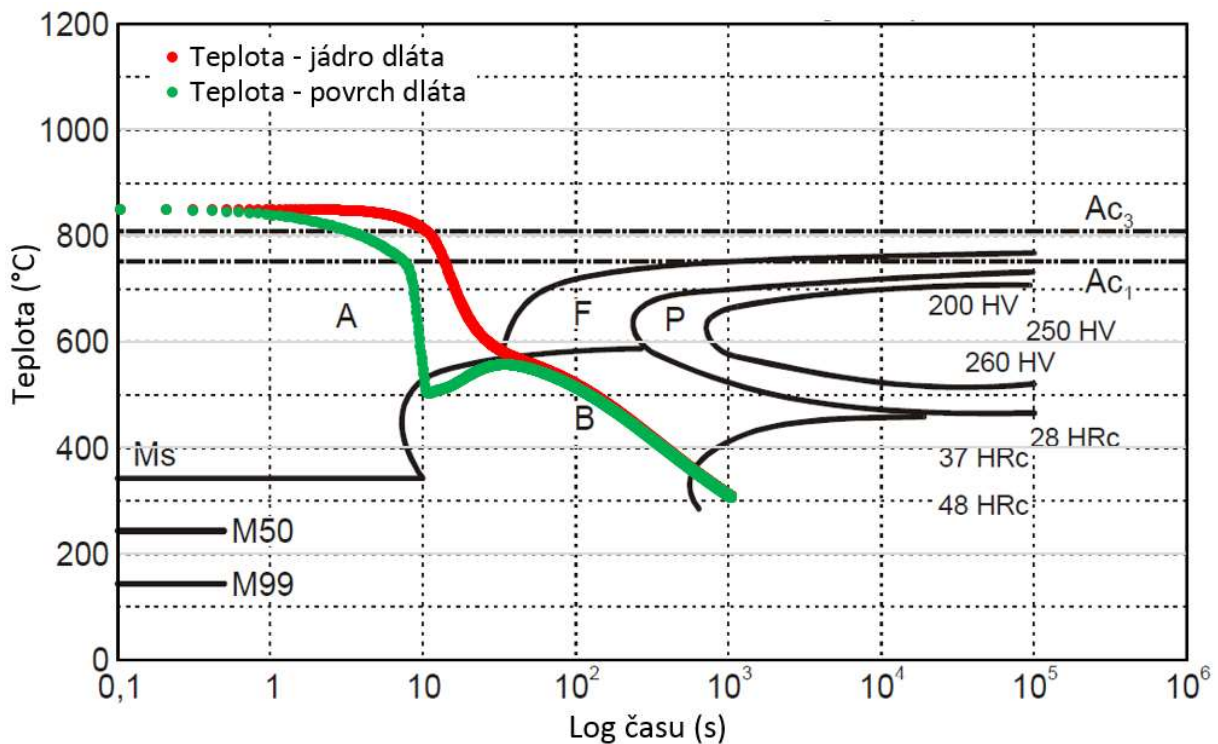


Obrázek 5.18: IRA diagram pro ocel 42CrMo4 s vyznačeným průběhem ochlazování ve vodě pod dobu 5-ti sekund a následném dochlazení na vzduchu

Na obrázku 5.19 je ukázána predikce vývoje teplot během ochlazování při ponoření dláta do vody po dobu 10-ti sekund. Mikrostruktura jádra byla po vytažení dláta z vody plně austenitická na rozdíl od mikrostruktury povrchu, kde už docházelo ke vzniku bainitu v době ponoření dláta ve vodě. Podíl fáze bainitu v době vytažení dláta z vody byl 2 % bainitu a 98 % austenitu. Byl zjištěn větší rozdíl mezi teplotami jádra a povrchu. Dláto na povrchu se při vyjmutí z vody ochladí na teplotu 500 °C, ve stejném čase se jádro dláta ochladí na teplotu 800 °C. U teploty povrchu došlo k přeměně z fáze austenitu do bainitu při 520 °C. U teploty jádra došlo k přeměně z fáze austenitu na bainit při teplotě 580 °C a o 60 sekund déle než u teploty jádra.

V době po vytažení dláta z vody dochází k ohřevu povrchu dláta. Ohřev povrchu dláta je způsoben teplem, které zůstalo v jádru dláta během ponoření dláta do vody. Teploty povrchu a jádra dláta se vyrovnají přibližně v době 70-ti sekund od počátku fáze ochlazování dláta. Ochlazování teplot jádra a povrchu mají od této doby stejně vysokou hodnotu teploty v dané době ochlazování.

Výsledná struktura dle modelu je bainitická (99,4 %) s velmi malým podílem martenzitu (0,6 %).

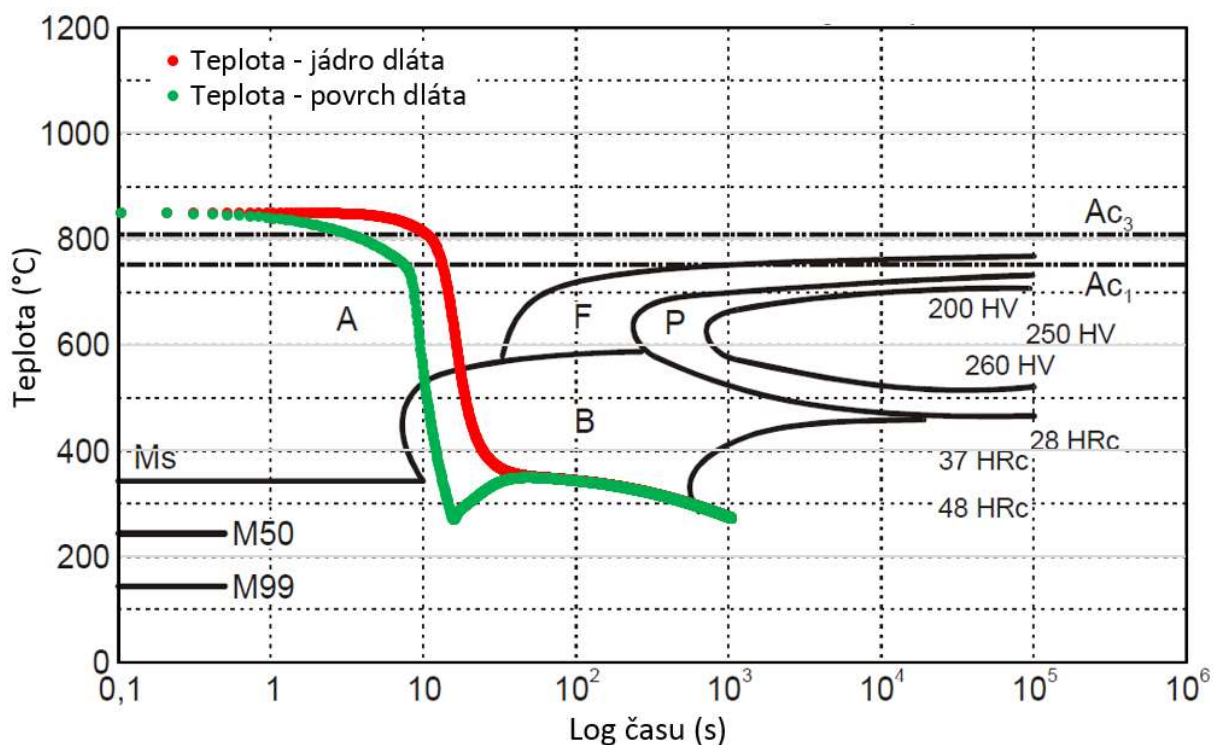


Obrázek 5.19: IRA diagram pro ocel 42CrMo4 s vyznačeným průběhem ochlazování ve vodě pod dobu 10-ti sekund a následném dochlazení na vzduchu

Predikce vývoje teplot jádra a povrchu po dobu ponoření dláta ve vodě 15 sekund je ukázána na obrázku 5.20. Ochlazovací křivka povrchu prochází nejprve přeměnou z fáze austenitu na bainit a to při teplotě 520 °C v 10-té sekundě. Následně probíhá ve vodě do 15-té sekundy, kdy teplota povrchu klesne na 270 °C. V době, kdy je dláto ponořeno do vody 12 sekund, dochází k přeměně na martenzit. Následně se povrch dláta znovu ohřeje vlivem tepla, které zůstalo ve jádru dláta. Křivky ochlazování jádra a povrchu mají společný průběh od 60-té sekundy. Po 700 sekundách ochlazování dochází k přeměně na martenzit v jádru i na povrchu dláta.

Po vytažení dláta na vzduch je povrch dláta ohříván až na teplotu, kdy opět dochází k přeměně z austenitu na bainit. Jádro dláta má plně austenitickou strukturu v době ponoření dláta do vody 15 sekund. Povrch dláta má po 15-ti sekundách ve vodě podíl fází ve složení 44 % bainitu, 8 % martenzitu a 48 % austenitu.

Výsledky modelu ukazují výslednou mikrostrukturu bainitu a martenzitu. Jádro dláta je složeno z 36 % martenzitu a 64 % bainitu. Povrch dláta je složen ze 49 % martenzitu a z 51 % bainitu.

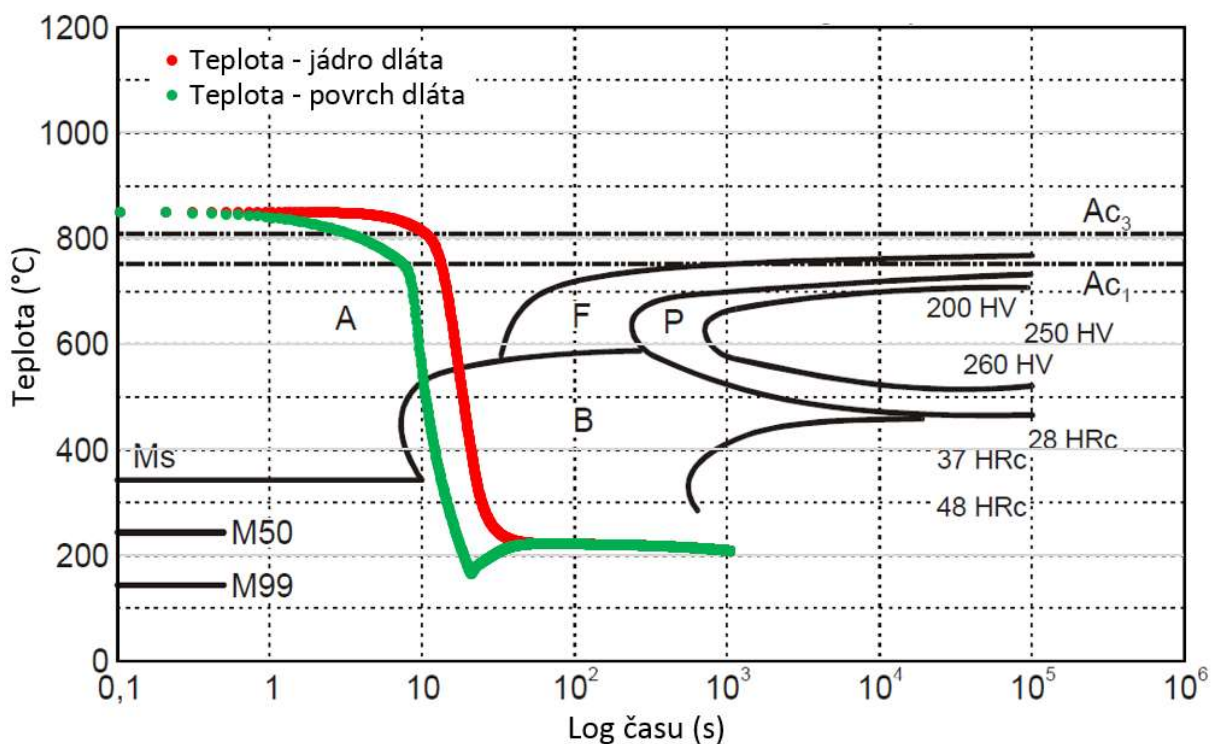


Obrázek 5.20: IRA diagram pro ocel 42CrMo4 s vyznačeným průběhem ochlazování ve vodě pod dobu 15-ti sekund a následném dochlazení na vzduchu

U teplot jádra a povrchu při ponoření dláta do vody po dobu 20-ti sekund dochází k takovému ochlazení, kdy už se teplota povrchu nedohřeje nad teplotu Ms. Po vyndání dláta

z vody už tedy dochází pouze k martenzické přeměně. Za dobu ponoření dláta do vody se teploty jádra i povrchu dláta ochladí tolik, že po vyndání dláta z vody již teploty jádra ani povrchu dláta nedosáhnou teploty, při níž dochází k přeměně austenitu na bainit. Ukázka průběhu ochlazování je na obrázku 5.21.

V době vytažení dláta z vody po 20-ti sekundách bylo poměrové objemové zastoupení fází mikrostruktury dláta v poměru 52 % bainitu a 48 % martenzitu pro jádro dláta. Pro povrch dláta bylo zastoupení 47 % bainitu a 53 % martenzitu. Konečná mikrostruktura pro ponoření dláta do vody po dobu 20-ti sekund je dle modelu stejná jako v době vytažení dláta z vody.



Obrázek 5.21: IRA diagram pro ocel 42CrMo4 s vyznačeným průběhem ochlazování ve vodě pod dobu 20-ti sekund a následném dochlazení na vzduchu

Vzhledem k výše uvedeným výsledkům a rešerši je nejvíce vhodné ponořit dláto do vody na dobu mezi 10-ti a 15-ti sekundami. Hlavním důvodem je vhodnost vzniku bainitické struktury. Při ponoření dláta do vody po dobu 10-ti sekund je teplota jádra blízko u přeměny z austenitu na perlit. Navíc při delší době ponoření dláta do vody se sníží teploty povrchu i jádra dláta před vyndáním dláta na vzduch. Výše uvedenému by tedy odpovídalo prodloužení doby ponoření dláta do vody.

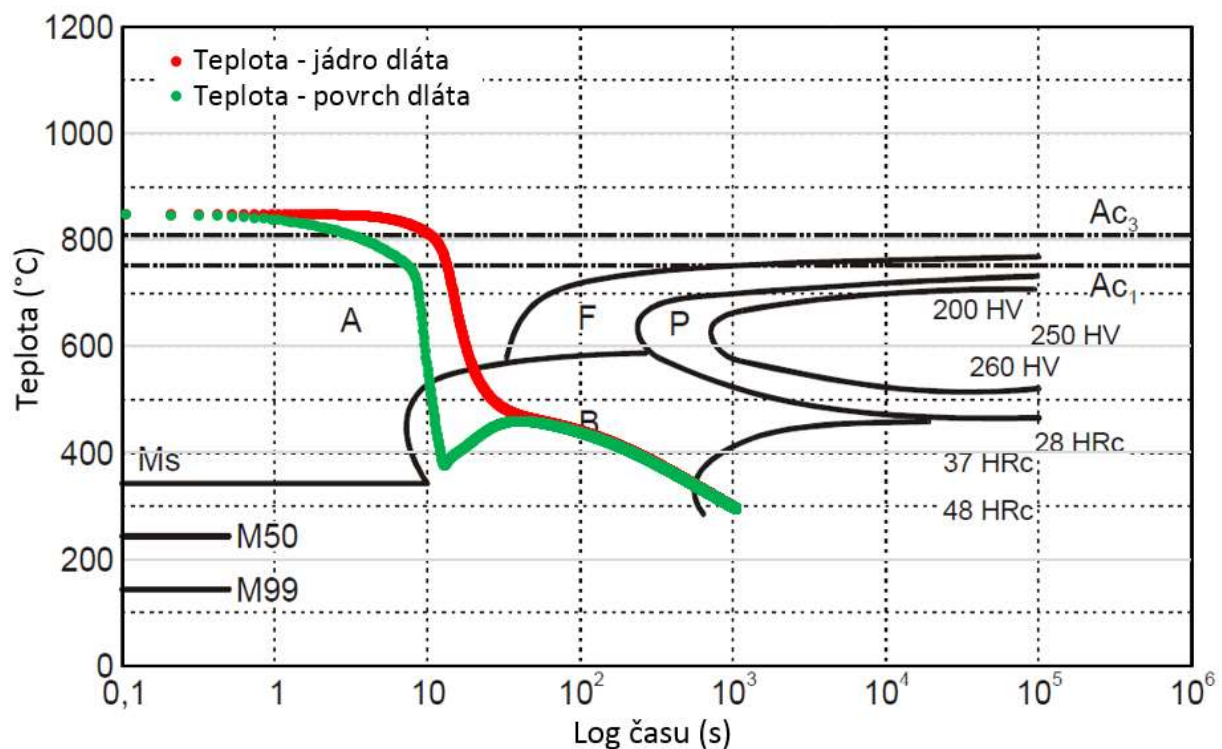
Při ponoření dláta na dobu 15-ti sekund do vody už je teplota povrchu tak nízká, že dochází ke vzniku martenzitu. Z tohoto důvodu bylo navrženo další ochlazení dláta a to mezi

10-ti a 15-ti sekundami. Byla zvolena varianta ochlazení dláta 12 sekund ve vodě a následně vytažení na vzduch o teplotě 20 °C. Ochlazovací křivky jsou byly opět zaneseny do IRA diagramu - viz obrázek 5.22.

Teplota povrchu dláta je při ponoření do vody po dobu 12-ti sekund nad hodnotou M_s . Po vytažení dláta z vody se na vzduchu teplota povrchu dláta a teplota jádra dláta vyrovnají přibližně při teplotě 450 °C v 60-té sekundě od začátku ochlazování. Tento děj probíhá v přeměně austenitu na bainit.

V době ponoření dláta do vody na 12 sekund je podílové rozložení mikrostruktury pro povrch dláta ve složení 39 % bainit a 61 % austenit a jádro dláta tvoří 100 % austenitu.

Výsledná mikrostruktura je tvořena pro povrch i jádro dláta v podílovém zastoupení 99 % bainit a 1 % martenzit. Jak je uvedeno v kapitole "2.3.2 Mikrostruktura oceli" je tato struktura vhodná pro výrobu zemědělských nástrojů [46, 47].



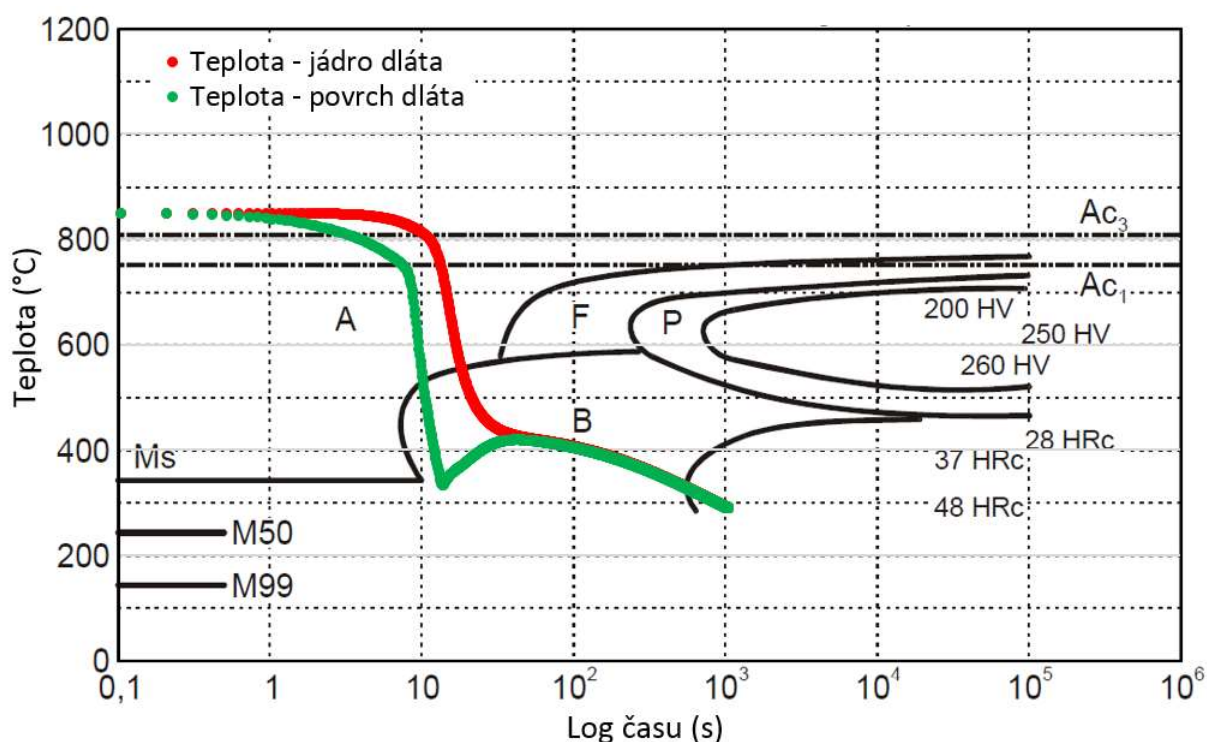
Obrázek 5.22: IRA diagram pro ocel 42CrMo4 s vyznačeným průběhem ochlazování ve vodě pod dobu 12-ti sekund a následném dochlazení na vzduchu

Výroba dlát pro tuto práci je dělána kusovou výrobou, tedy nebyly použité žádné automatizované linky. Z tohoto důvodu je předpoklad, že může dojít k nedodržení přesného času ponoření dláta do vody po dobu 12-ti sekund. Jak je uvedeno výše i malý rozdíl doby ponoření dláta do vody (2 sekundy - obrázek 5.19 a obrázek 5.22) způsobuje velký rozdíl

v průběhu a konečné mikrostruktury dláta. Z tohoto důvodu byl navržen průběh tepelného zpracování pro ponoření dláta do vody po dobu 13-ti sekund. Tento návrh má ověřit, zda bude mít lidský faktor (rozdíl jedné sekundy ponoření dláta ve vodě) zásadní vliv na výslednou mikrostrukturu dláta nebo zda může být dláto tímto způsobem vyrobeno.

Ponoření dláta do vody po dobu 13-ti sekund je ukázáno na obrázku 5.23. Teplota povrchu dosahuje hranice M_s , tedy hranice kde už dochází k martenzitické přeměně. Martenzitická struktura je ovšem vhodnější než perlitická, jejíž hranice se dotýká ochlazovací křivka jádra dláta při ponoření dláta po dobu 10-ti sekund ve vodě. Výsledky modelu pro zastoupení fází pro ponoření dláta do vody po dobu 13-ti sekund byl 44 % bainit, 55 % austenit a 1 % martenzit pro povrch dláta. Jádro dláta mělo strukturu plně austenitickou.

Výsledný podíl mikrostruktury je pro povrch dláta 98 % bainit a 2 % martenzit. Pro jádro dláta je to 99 % bainit a 1 % martenzit.



Obrázek 5.23: IRA diagram pro ocel 42CrMo4 s vyznačeným průběhem ochlazování ve vodě pod dobu 13-ti sekund a následném dochlazení na vzduchu

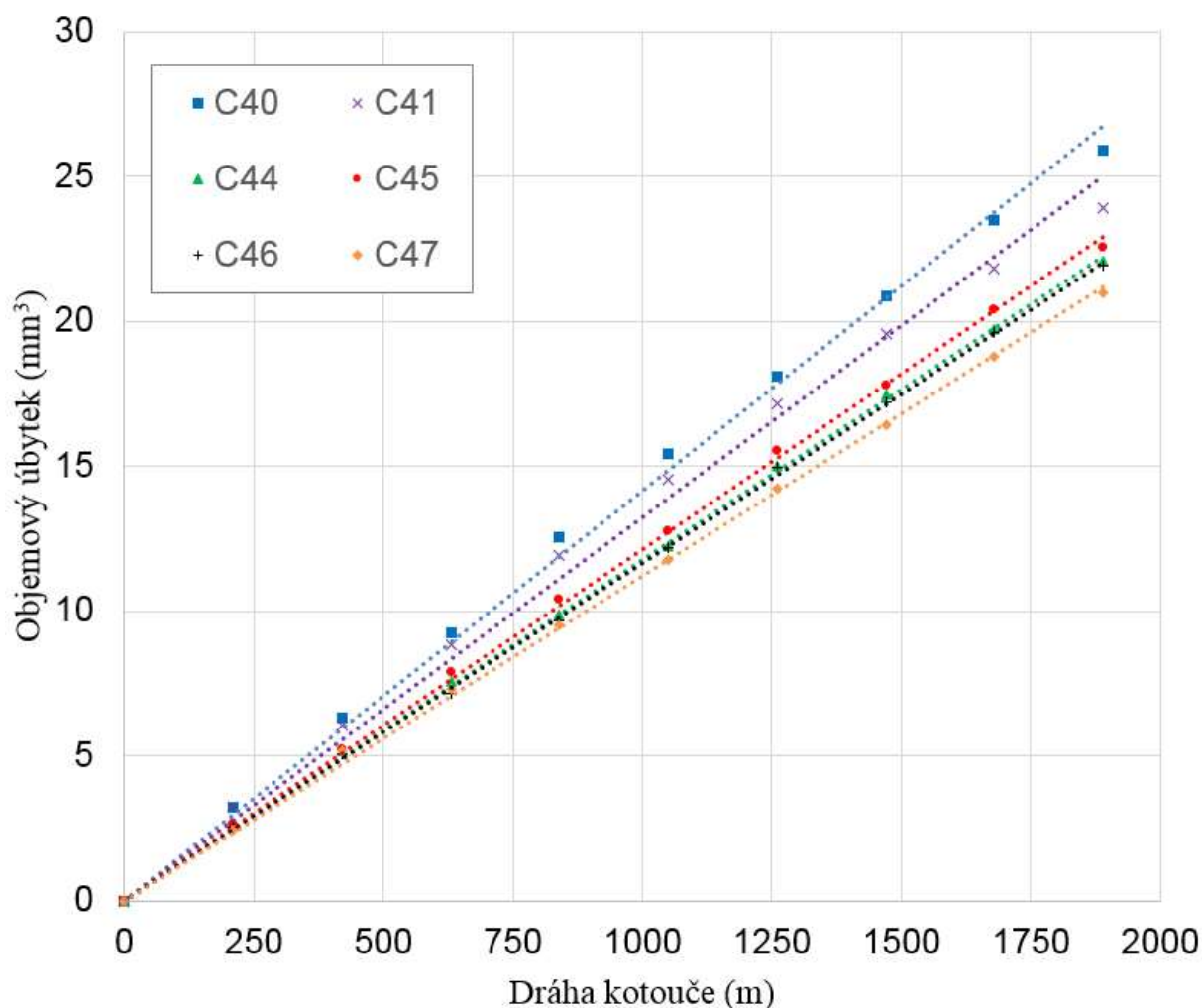
Z výše uvedených výsledků je zřejmé, že požadovaná bainitická mikrostruktura je dosažena ponořením dláta do vody po dobu 12-ti sekund a následném vytažením na vzduch, která měl teplotu 20 °C. Do úvahy byl vzat i lidský faktor při výrobě dláta, který ovlivňuje dobu ponoření dláta ve vodě.

Mezi mikrostrukturou získanou z modelu a strukturou získanou tepelným zpracováním dlát mohou být rozdíly. Ty mohou být způsobeny odlišnými dobami a teplotami startu a ukončení vzniku jednotlivých fází mikrostruktury. Rozdílné doby a teploty mohou být způsobeny chemickým složením oceli a velikostí zrna. Chemické složení bylo v této práci začleněno do matematických modelů, velikost zrna vzhledem k větší náročnosti na výpočetní čas matematických modelů nebyla začleněna. Mi a kol. [90] ve své práci velikost zrn do svých modelů začlenil. Rozdíl mezi mikrostrukturou získanou z matematického modelu a mikrostrukturou získanou experimentálně se zmenšil, ale chyba zcela odstraněna nebyla.

5.6 Odolnost proti abrazivnímu opotřebení

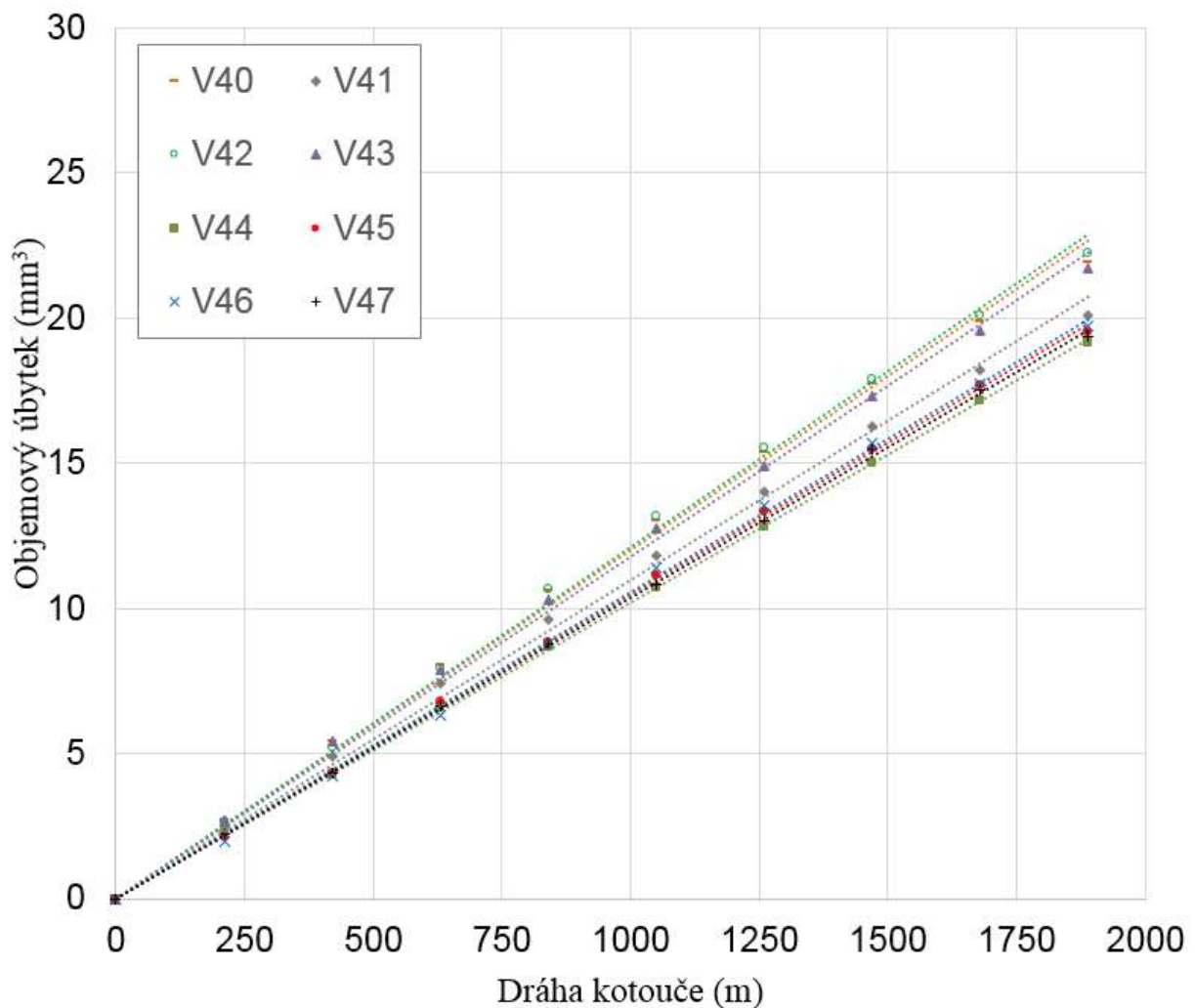
Naměřené hmotnostní úbytky byly přepočteny do rozměrových úbytků pro jednotlivá dláta. Byly sestaveny závislosti rozměrových úbytků na abrazivní dráze. Závislosti byly proloženy lineárním trendem. Vzhledem k přehlednosti byly grafy rozděleny podle druhů ocelí a podle tepelného zpracování (popouštění vzorků).

Závislost rozměrového úbytku dláta na abrazivní vzdálenosti pro ocel 25CrMo4 je ukázána obrázkem 5.24.



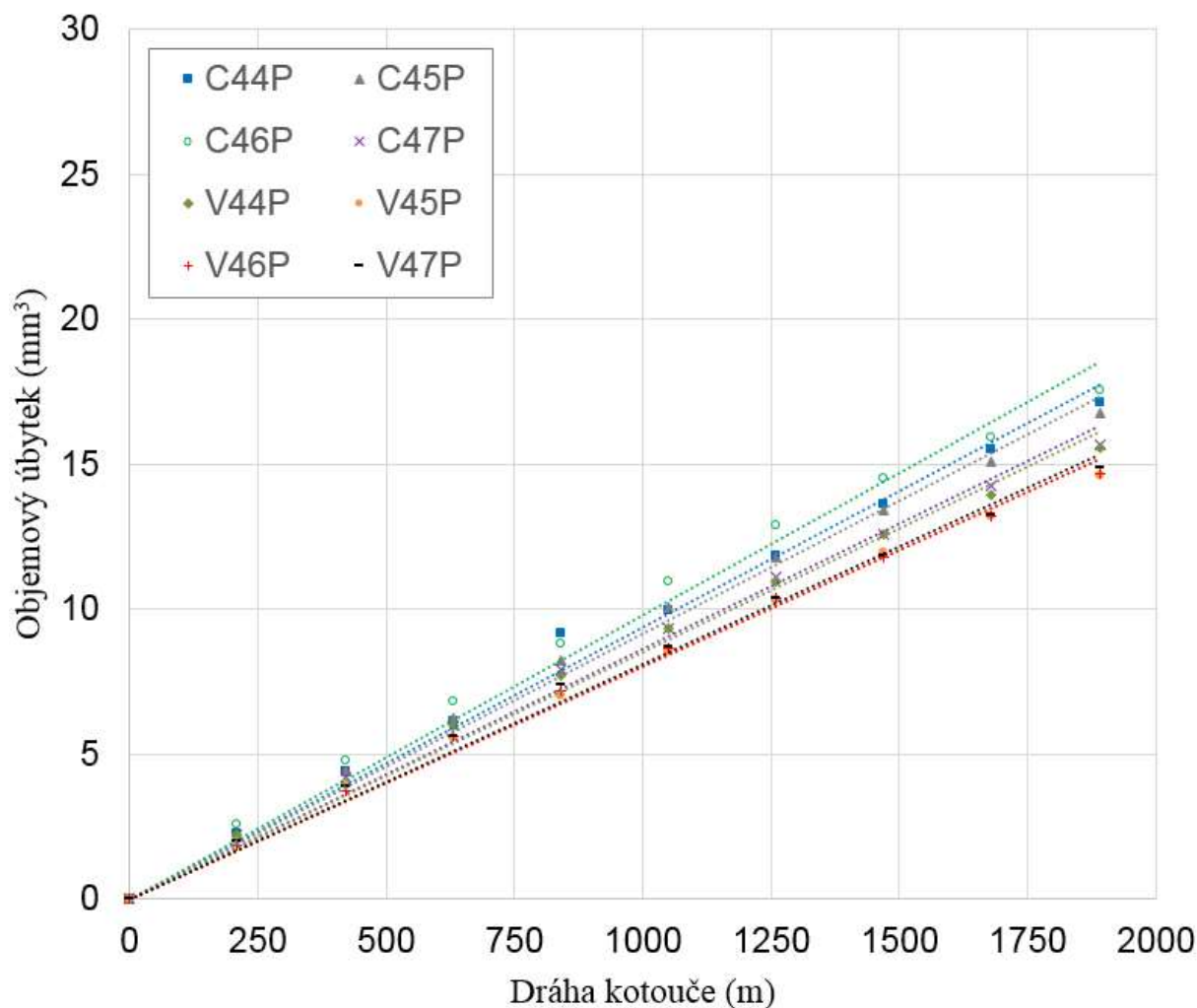
Obrázek 5.24: Závislost objemového úbytku na abrazivní dráze pro ocel 25CrMo4

Největší odolnost proti abrazivnímu opotřebení, resp. nejmenší objemový úbytek pro ocel 25CrMo4 měl vzorek C47. Vzorek C47 byl kalen do vody 20 °C až do úplného ochlazení. Tento způsob tepelného zpracování je možný pro výrobek malých rozměrů. Dláto má však větší rozměry a na základě zkušeností z praxe dochází k lomu dláta během práce stroje. Tepelné zpracování vzorků C45 (ochlazován v solné lázni 400 °C po dobu 20 sekund), C 46 (ochlazován v solné lázni 400 °C po dobu 30 sekund) a C47 (ochlazován v solné lázni po dobu 500 sekund) se lišilo pouze v uvedených dobách ponoření do solné lázně. Tyto vzorky mají jen o něco nižší odolnost proti abrazivnímu opotřebení než vzorek C47. Vzorek C41 (ochlazován v solné lázni 400 °C po dobu 37 sekund) měl i přes podobné tepelné zpracování jako vzorky C44 a C45 druhou nejhorší odolnost proti abrazivnímu opotřebení. Nejhorší odolnost proti abrazivnímu opotřebení měl vzorek C40, který po zpracování v solné lázni 400 °C pod dobu 37 sekund dále ochlazován na vzduchu 163 °C po dobu 163 sekund.



Obrázek 5.25: Závislost objemového úbytku na abrazivní dráze pro ocel 51CrV4

Vzorek V47 byl tepelně zpracován stejným způsobem jako vzorek C47. Na rozdíl od vzorku C47 však nevykazuje největší odolnost proti abrazivnímu opotřebení. Abrazivní odolnost proti opotřebení je podobná jako u vzorků V41, V44, V45 a V46, které byly ochlazovány v soli po různě dlouhou dobu a dochlazeny ve vodě. Lze tedy říci, že ochlazování v solné lázni nemělo výrazný vliv na výslednou odolnost proti abrazivnímu opotřebení oproti ochlazování pouze ve vodě. Vzorky V40 a V42 po zpracování v solné lázni byly dále ochlazovány na ohřátém vzduchu (V40 na vzduchu 300 °C po dobu 1000 sekund a V42 na vzduchu 400 °C po dobu 1200 sekund). Vzorky V40 a V42 mají nejnižší odolnost proti abrazivnímu opotřebení ze zkoušených vzorků. Společně se vzorky V40 a V42 má velmi nízkou odolnost proti abrazivnímu opotřebení vzorek V43, který byl tepelně zpracován podobně jako skupina vzorků V41, V44, V45 a V46.



Obrázek 5.26: Závislost objemového úbytku na abrazivní dráze pro ocel pro popouštěné vzorky

Všechny vzorky oceli 51CrV4 dosahují lepší odolnosti proti abrazivnímu opotřebení než vzorky oceli 25CrMo4. Tento trend je dosažen i u popouštěných vzorků. Popouštění vzorků zvyšuje odolnost proti abrazivnímu opotřebení. V případě vzorku C47 se odolnost proti abrazivnímu opotřebení vyrovnala s ostatními vzorky oceli 25CrMo4. Maximální objemový úbytek dláta oceli 25CrMo4 se po procesu popouštění snížil u vzorku C44 o 4,484 mm³/m, vzorku C45 o 5,299 mm³/m, vzorku C46 o 4,383 mm³/m a vzorku C47 o 5,096 mm³/m. Maximální objemový úbytek oceli 51CrV4 se snížil u vzorku V44 o 3,580 mm³/m, vzorku V45 o 4,764 mm³/m, vzorku V46 o 4,955 mm³/m a vzorku V47 o 4,268 mm³/m.

Odolnost proti abrazivnímu opotřebení musí být posouzena nejen vzhledem k tepelnému zpracování popsanému výše, ale i vzhledem ke struktuře a tvrdosti – viz kapitoly níže.

Všechny vzorky abrazivní odolnosti proti opotřebení byly vzájemně otestovány statistickou metodou F-test s hladinou významnosti $\alpha=0,05$. Vzhledem k přehlednosti musel

být přehled výsledků uveden ve dvou tabulkách 5.5. Červeně označené vzorky nemají mezi sebou statisticky významný rozdíl. U černě označených vzorků byl zjištěn statisticky významný rozdíl.

Tabulka 5.5: Vzájemné porovnání vzorků odolnosti proti abrazivnímu opotřebení statistickou metodou F-test na hladině významnosti $\alpha=0,05$

	C40	C41	C44	C45	C46	C47	V40	V41	V42	V43
C41	2,577	X	X	X	X	X	X	X	X	X
C44	42,113	9,595	X	X	X	X	X	X	X	X
C45	28,501	5,293	3,765	X	X	X	X	X	X	X
C46	46,359	11,140	0,588	6,524	X	X	X	X	X	X
C47	61,305	17,926	10,390	20,697	6,858	X	X	X	X	X
V40	20,509	4,852	0,526	0,173	1,087	5,297	X	X	X	X
V41	51,772	18,122	7,662	14,130	5,748	0,664	6,087	X	X	X
V42	20,941	4,323	1,494	0,019	2,579	9,213	0,101	9,217	X	X
V43	28,586	7,409	0,123	1,307	0,307	3,773	0,316	4,678	0,848	X
V44	124,351	43,157	161,810	147,904	144,995	44,535	30,602	7,621	48,366	32,653
V45	101,451	34,294	74,959	84,286	64,193	17,557	20,341	2,753	32,195	20,133
V46	88,404	30,623	41,552	54,133	34,881	9,885	16,496	1,781	25,345	15,494
V47	108,586	37,347	92,470	99,138	80,486	24,246	23,695	4,247	37,211	24,070
C44P	82,444	40,936	34,676	43,021	31,660	19,400	26,915	11,191	33,312	25,556
C45P	115,738	54,690	65,177	76,753	60,062	37,220	41,175	19,483	52,831	41,286
C46P	58,306	28,598	18,273	24,214	16,331	9,021	15,934	5,012	19,678	14,333
C47P	132,872	66,927	83,039	94,838	77,659	52,583	54,271	30,317	67,803	55,180
V44P	149,094	73,952	103,538	116,022	97,124	65,798	62,764	36,488	79,416	65,015
V45P	194,275	96,850	168,891	180,867	160,133	111,900	91,259	60,035	116,636	97,968
V46P	195,537	97,130	171,781	183,624	162,867	113,483	91,777	60,382	117,573	98,704
V47P	179,779	90,581	144,331	156,897	136,565	95,702	82,769	1,181	104,773	87,685

Pokračování tabulky 5.5: Vzájemné porovnání vzorků odolnosti proti abrazivnímu opotřebení statistickou metodou F-test na hladině významnosti $\alpha=0,05$

	V44	V45	V46	V47	C44P	C45P	C46P	C47P	V44P	V45P	V46P
V45	6,112	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X
V46	5,139	0,433	X	X	X	X	X	X	X	X	X
V47	2,410	0,725	1,137	X	X	X	X	X	X	X	X
C44P	4,413	7,639	8,050	6,174	X	X	X	X	X	X	X
C45P	11,122	3819,190	16,812	14,259	0,186	X	X	X	X	X	X
C46P	0,940	2,372	2,717	1,694	0,663	1,536	X	X	X	X	X
C47P	22,445	29,572	28,739	26,197	2,175	1,593	4,529	X	X	X	X
V44P	30,109	38,533	36,647	34,411	2,980	2,402	5,647	0,191	X	X	X
V45P	63,462	74,614	68,107	68,484	8,120	8,202	11,725	2,138	1,673	X	X
V46P	64,407	75,673	68,871	69,437	8,040	8,113	11,655	2,048	1,579	0,031	X
V47P	51,913	62,187	57,760	56,819	6,872	6,688	10,300	1,545	1,145	0,160	0,150

U všech zkoušených vzorků na abrazivní odolnost proti opotřebení byla měřena tvrdost HV 30. Vzhledem k možnostem měření nebylo možné všechny vzorky měřit v HRC, z tohoto důvodu byla tvrdost HRC přepočtena na HV. Tato tvrdost byla porovnána s předpovídanou tvrdostí dle modelu. Výsledky porovnání tvrdostí jsou uvedeny v tabulce 5.6.

Tabulka 5.6: Porovnání předpovídané tvrdosti a tvrdosti vzorků pro abrazivní opotřebení

	EXPERIMENT [HV]			MODEL [HV]			ROZDÍL [HV]		
	jádro	prostředek	okraj	jádro	prostředek	okraj	jádro	prostředek	okraj
C40	294±0,13	302±0,86	306±0,32	154	160	172	140	142	134
C41	327±0,49	331±0,26	340±0,94	162	167	180	165	164	160
C44	340±0,92	346±0,52	364±0,45	184	199	203	156	147	161
C45	321±0,63	322±0,75	328±0,25	162	168	180	159	154	148
C46	266±0,42	273±0,77	277±0,25	162	168	179	104	105	98
C47	441±0,25	442±0,12	440±0,38	464	463	510	-23	-21	-70
V40	447±0,85	447±0,95	453±0,40	281	282	283	166	165	170
V41	576±0,27	612±0,09	642±0,38	664	664	664	-88	-52	-22
V42	344±0,23	353±0,54	363±0,95	274	274	273	70	79	90
V43	408±0,49	358±0,98	365±0,65	668	667	667	-260	-309	-302
V44	759±0,14	769±0,08	776±0,52	683	722	720	76	47	56
V45	735±0,61	743±0,69	763±0,88	681	681	682	54	62	81
V46	723±0,64	749±0,48	753±0,50	673	673	673	50	76	80
V47	751±0,16	769±0,76	778±0,59	750	734	736	1	35	42

Ve většině porovnání byla tvrdost větší u experimentu než u modelu. Pouze v případě vzorku V43 byla tvrdost větší u modelu. Zároveň byl u vzorku V43 naměřen největší rozdíl mezi experimentálními vzorky a modelem. Menší tvrdosti u experimentu byly naměřeny ještě u vzorků C47 a V41. Větší chyba mezi tvrdostí u modelu a experimentu byla zjištěna pro ocel 25CrMo4 (vzorky označené písmenem C). Rozdíl tvrdosti se pohyboval mezi 100 HV až 165 HV. U oceli 51CrV4 (vzorky označené písmenem V) byly rozdíly tvrdosti od 50 HV do 90 HV. Výjimku tvoří již zmíněný vzorek V43 a vzorek V40, u kterého jsou rozdíly v tvrdosti podobné jako u oceli 25CrMo4.

U vzorku V47P, kde je rozdíl malý rozdíl mezi vypočtenou a naměřenou mikrostrukturou je malý rozdíl i mezi naměřenou a vypočtenou tvrdostí. To platí i pro vzorky V45P a V46P, kde jsou rozdíly mezi vypočtenou a naměřenou mikrostrukturou o vyšší, než u vzorku V47P což se ihned projevilo zvýšeným rozdílem u tvrdosti pro vzorky V45P a V46P. Výrazný rozdíl mezi vypočtenou a naměřenou mikrostrukturou je u vzorku V43, kde se tento fakt projevil v rozdílu mezi tvrdostí vypočtenou a naměřenou.

Rozdíl mezi naměřenou a vypočítanou tvrdostí je způsoben rozdíly mezi experimentálně zjištěnou a vypočítanou mikrostrukturou. Rovněž vliv velikosti zrn jednotlivých mikrostruktur nebyly vzhledem k rozsahu této práce zkoumány.

Mikro-tvrdość HV0,2 byla měřena na experimentálních vzorcích a převáděna na HV30. V převodu této tvrdosti mohla být způsobena chyba u mikrostruktury feritu.

Příčina rozdílů tvrdosti u vzorku V43 a ostatními vzorky může způsobena rozdíly mezi strukturami - viz tab. 5.3.

Kombinace fází bainitu a martenzitu je popsána v literaturách Trevisiol a kol., Hernandez a kol., Narayanaswamy a kol. [91–93] jako vhodná pro nástroje vystavené abrazivnímu opotřebení. V této práci byla použita pro výrobu dlát experimentálně zjištěná a matematickým modelem ověřená kombinace fází bainitu a martenzitu. Z hlediska abrazivního opotřebení tedy byla potvrzena vhodnost použití kombinace fází bainitu a martenzitu.

5.7 Polní zkoušky

V polních zkouškách byly porovnávány současně používaná dláta s dláty experimentálně zpracovanými. Tvar i rozměry experimentálních a současných dlát byly shodné. Vzhledem k zachování jednotnosti podmínek během měření polních zkoušek (odpor, složení, vlhkost půdy, hloubka zpracování, pojezdová rychlost tažného prostředku) byl stroj osazen současně experimentálními i současně používanými dláty. U všech dlát byla změřena tvrdost – viz tab. 5.7. Zbylá dláta byla určena k experimentům pro měření tvrdosti a mikrostruktury.

Tabulka 5.7: Přehled použitých dlát pro polní zkoušky dle tvrdosti

označení dlát	průměrná tvrdost [HRC]	směrodatná odchylka [HRC]
E1	46	± 0,41
E2	46	± 0,56
E3	46	± 0,41
E4	45	± 0,94
E5	46	± 0,65
S1	49	± 0,79
S2	49	± 0,00
S3	49	± 0,35
S4	49	± 0,61

Během měření došlo k lomu a ztrátě spodní poloviny dlát E2 po 12-ti hektarech a E3 po 25-ti hektarech. Vzhledem k faktu, že dláta již nemohla být dále měřena, nahradila se novými, na kterých už nebyla prováděna měření. Dláta, která byla nasazena na stroj místo zlomených dlát, byla ze statistiky této práce vynechána. Důvodem vynechání z této statistiky bylo, že už

by nemohla být porovnáována s dláty, které již byly osazeny na stroji a které byly již opotřebované.

Dláta byla statisticky zpracována ve dvou skupinách. První skupinu tvoří dláta z první řady E1, S1 a S2. Z této skupiny byla vyřazena zlomená dláta E2 a E3. Druhou skupinu tvoří dláta S3, E4, S4 a E5. Obě skupiny dlát byly statisticky porovnávány zvláště vzhledem k vlivu sil působící na dláta během práce. Vzhledem k faktu, že šířka a výška dláta byly ve výšce 390 mm po 28 hektarech neměřitelné a ve výšce 290 mm byly menší naměřené rozdíly úbytku dlát, bylo zvoleno statistické zpracování pro výšku 340 mm.

Statistická metoda F-test se zvolenou hladinou významnosti $\alpha=0,05$ byla použita pro statistické porovnání jednotlivých dlát pro přední a zadní řadu. V tabulce 5.8 je uvedeno vlevo porovnání pro šířku přední řady dlát a vpravo pro tloušťku dlát. U vzájemného porovnání dlát E1, S1 a S2 nebylo statisticky prokázáno, že existuje rozdíl ve velikosti opotřebování dláta pro tloušťku ani pro šířku.

Obrázek 5.30 ukazuje hmotností úbytky dlát po 60 hektarech. Rozdíly v hmotnostech pro dláta E1, S1 a S2 ukazují, že největší úbytek hmotnosti byl zjištěn u dláta S1. Nejmenší hmotnostní úbytek byl zjištěn pro dláto E1. Při porovnání hmotnostního úbytku na 1 hektar z tabulky 5.8 odpovídá tento trend úbytkům šířky dláta. Jak je však zmíněno výše, dle tabulky nelze tyto vlivy statisticky prokázat.

Tabulka 5.8: Vzájemné porovnání dlát z přední řady stroje hmotnostního úbytku po 60 hektarech metodou F-test na hladině statistické významnosti $\alpha=0,05$

Šířka dláta			Tloušťka dláta		
	E1	S1		E1	S1
S1	0,76973	X	S1	0,61053	X
S2	2,88818	0,26018	S2	0,44465	0,12971

Stejným způsobem jako byla statisticky porovnána přední řada, bylo provedeno porovnání zadní řady dlát S3, E4, S5 a E5. Rozměry šířky a tloušťky jsou pomocí statistické metody F-test se zvolenou hladinou významnosti $\alpha=0,05$ jsou uvedeny v tabulce 5.9. Statisticky významný rozdíl pro šířku byl zjištěn u dlát E4 a S4. Tento rozdíl je zaznamenán i úbytek rozměrů na 1 hektar, kde dle tabulky šířka dláta se výrazně snižuje. U tloušťky dláta se rozměrový úbytek na 1 hektar rovněž snižuje, čemuž odpovídá i hmotnostní úbytek z obrázku 5.30. Tento fakt ale nelze pro tloušťku dláta dle tabulky 5.8 statisticky potvrdit.

Pro tloušťku dláta lze statisticky potvrdit rozdíl mezi rozměry tloušťky pro dláta S3 a E4. Rozměrový úbytek na 1 hektar je v porovnání s dlátem E4 větší pro dláto S3 pro tloušťku i pro šířku dláta. Hmotnostní úbytek rovněž potvrzuje větší opotřebení dláta S4 v porovnání s dlátem S3.

U ostatních dlát ze zadní řady nebyl zjištěn statisticky významný rozdíl pro šířku dláta. Dle hmotnostního úbytku na 1 hektar pro šířku dláta platí, že experimentální dláto má vždy menší úbytek než dláto současně používané. Pouze při porovnání dlát S3 a E5 byl zjištěn větší úbytek šířky dláta na hektar pro experimentální dláto E5. Tento rozdíl je však velmi malý.

Pro tloušťky dláta u zadní řady platí, že experimentální dláto má menší opotřebení než současně používaná dláta. Jediná výjimka je u porovnání dlát S4 a E5, kde je větší úbytek tloušťky na jeden hektar pro experimentální dláto E5. Rozdíl je však velmi malý.

Tabulka 5.9: Vzájemné porovnání dlát ze zadní řady stroje hmotnostního úbytku po 60 hektarech metodou F-test na hladině statistické významnosti $\alpha=0,05$

Šířka dláta				Tloušťka dláta			
	S3	E4	S4		S3	E4	S4
E4	1,336771	X	X	E4	5,357783	X	X
S4	1,018131	16,41056	X	S4	0,673643	1,995041	X
E5	0,11316	2,078902	0,453253	E5	0,811911	3,376499	0,145954

Při srovnání současně používaných dlát pro zadní řadu S3 a S4 je pro úbytek rozměru na 1 hektar je zřejmé, že dláto S3 má nižší opotřebení než S4 pro šířku dláta. Pro tloušťku dláta je však dláto S4 opotřebováno více než dláto S3. Při pohledu na obrázek 5.30 je zřejmé, že hmotnostní úbytky po 60-ti hektarech jsou větší u dláta S4. Dláto S3 bylo zatěžováno během polních zkoušek v traktorové stopě. Teoreticky by tedy mělo mít větší opotřebení.

Při porovnání experimentálních dlát E4 a E5 je zřejmé, že šířka i tloušťka je více opotřebována u dláta E5. Dláto E5 bylo oproti dlátu E4 v traktorové stopě. Je zde tedy opačný jev, než u současně používaných dlát.

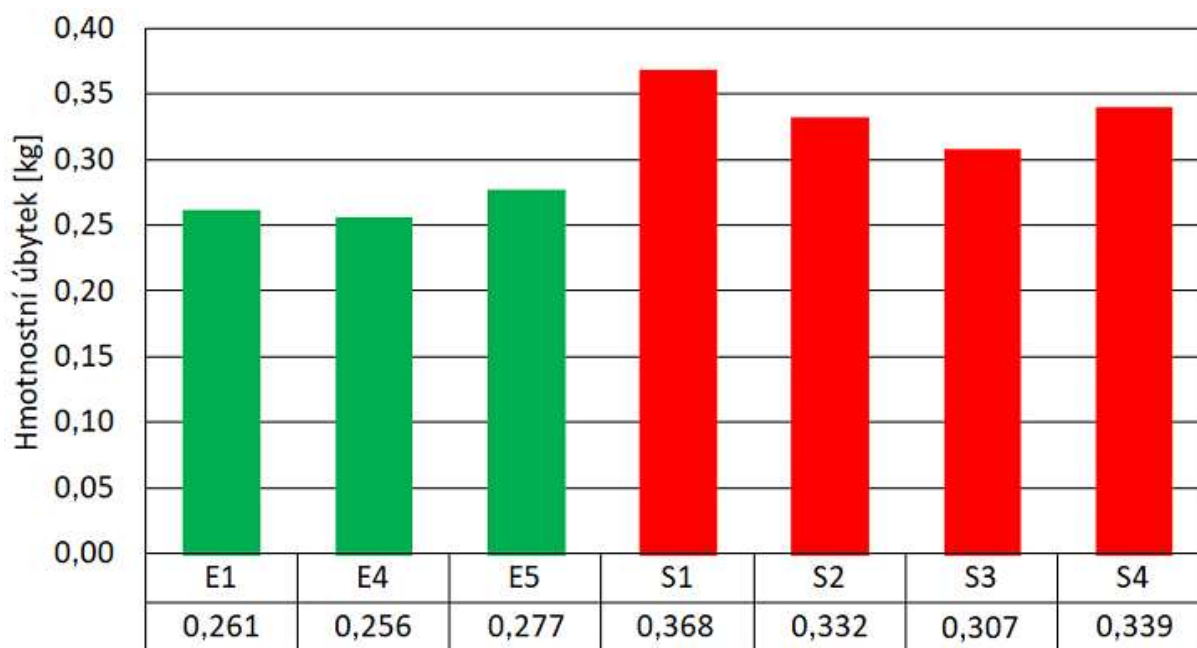
Tabulka 5.10: Vzájemné porovnání dlát pomocí směrnice regresní přímky

	Rozměrový úbytek [$\text{mm} \cdot 10^6/\text{m}$]			
	Šířka dláta		Tloušťka dláta	
E1xS1	10,077506	13,102207	9,5918323	6,7493688
E1xS2	10,077506	12,166868	9,5918323	7,2135251
S1xS2	13,102207	12,166868	6,7493688	7,2135251
S3xE4	10,589527	7,6662641	11,677681	4,1826765
S3xS4	10,589527	12,772862	11,677681	8,3390054
S3xE5	10,589527	11,195082	11,677681	8,4189263
E4xS4	7,6662641	12,772862	4,1826765	8,3390054
E4xE5	7,6662641	11,195082	4,1826765	8,4189263
S4xE5	12,772862	11,195082	8,3390054	8,4189263

Při srovnání hmotnostních úbytků dlát po 60-ti hektarech (obrázek 5.30) je zřejmé, že žádné z experimentálních dlát nemá větší opotřebení než současně používaná dláta. Jak je však uvedeno výše, nelze to statisticky prokázat. Z tohoto důvodu bylo přikročeno ke statistickému testu směrnic regresních přímek závislostí rozměrového úbytku na ujeté dráze v půdě. Kde původní vzdálenost reprezentovaná plošnou jednotkou hektar byla přepočtena na jednotku dráhy metr, a to podělením plošné míry pracovní šířkou stroje 4 m.

V tabulce 5.10 jsou uvedeny hodnoty F-testu vzájemného porovnání směrnic regresních přímek naměřených hodnot šířky a tloušťky dláta pro úbytek na 1 m. Při porovnání experimentálního dláta E1 se současně používanými dlátými S1 a S2 bylo zjištěno, že dláto E1 má menší úbytky v šířce dláta. Pro tloušťku dláta je však úbytek menší u dlát S1 a S2. Dláto S1 má větší úbytek pro šířku dláta než dláto S2 ale pro tloušťku dláta platí opačný stav. Tímto statistickým testem byla prokázána nezávislost rozměrových úbytků dláta a prokázáno snížení rozměrových úbytků experimentálních dlát. Na základě toho lze říci, že navrhované řešení technologického postupu výroby, tepelného zpracování, vede ke zvýšení ořezuvzdornosti dlát.

U experimentálních dlát E2 a E3 došlo k lomu. Trhlina lomu se šířila od otvoru pro šroub, který slouží pro uchycení dláta. Příčina vzniku trhliny je kombinace dvou faktorů. Prvním faktorem je chyba v technologii výroby. Otvory pro šrouby v dlátu mají čtvercový průřez. Pro dosažení čtvercového průřezu je třeba díru vyrazit pomocí razníku s čtvercovým průřezem. Vzhledem k nedávnému navýšení tloušťky z původních 20 mm na současných 25 mm dláta, byla změněna technologie ražení u velkosériové výroby u zahraničních dodavatelů.



Obrázek 5.30: Hmotnostní úbytky dlát po 60 hektarech

Podnik, kde byly dláta zpracovávány, se zabývá kusovou výrobou a tyto dláta již nevyrabí. Z tohoto důvodu nebyl podnik připraven na tuto tloušťku a vyvrtaný otvor musel být o něco větší, tak aby byla čtvercová díra vyražena ve stejné hloubce, jako když byla používána dláta o tloušťce 20 mm. Tento fakt zeslabil průřez dláta okolo otvoru. Druhým faktorem je velký utahovací moment, který byl použit pro připevnění dlát ke slupicím. Velký utahovací moment způsobil inicializaci napětí v dlátu, které v kombinaci s oslabeným průřezem dlátem způsobil vznik trhliny, až došlo během práce k lomu dlát v přední řadě. Dláta v přední řadě jsou vzhledem k utužení půdy více namáhána než dláta v zadní řadě. Z tohoto důvodu vzniklo ke ztrátě dvou experimentálních dlát v první řadě. Výsledky by podle zkoušek ASTM G65 měly vycházet stejně jako u plně bainitické oceli. Tento fakt ovšem nebyl ověřen experimentálními testy. Je možné, že kombinace bainitu s martenzitem by měla lepší mechanické vlastnosti a nedošlo by k lomu dlát.

V této práci nebyl řešen tvar dláta. Mikrostruktura v průřezu dláta v této práci je navržena tak, aby se složení objemových fází martenzitu a bainitu lišilo směrem od okraje k jádru dláta. V případě změny tvaru a velikosti průřezu dláta se změní velikost objemových podílů bainitu a mikrostruktury.

Postup výroby experimentálně navržených dlát v této práci lze použít pro sériovou výrobu. Pouze však pro dané rozměry a tvar dláta. Pro odlišný tvar a rozměry je nutné v matematických programech upravit rozměry dláta a tím se změní doba ponoření dláta ve vodě v prvním kroku.

6 Závěr

Získané výsledky této práce popisují návrh tepelného zpracování zemědělského nástroje pro zpracování půdy. Hlavním cílem byl návrh tepelného zpracování zemědělského nástroje, které při co nejnižších nákladech na výrobu budou mít vyšší odolnost proti abrazivnímu opotřebení než současné zemědělské nástroje. Návrh tepelného zpracování vznikl z dílčích výsledků uvedených v této práci. Pro získání těchto výsledků byly využity moderní metody návrhu tepelného zpracování používaných v jiných průmyslových odvětvích.

Práce začala zjištěním hodnot tepelného toku v oceli, který bude dále využit pro stavbu MKP modelů. Tepelný tok byl zjišťován při různých teplotách ohřevu (800 °C, 900 °C a 1 000 °C) pro oceli odlišného chemického složení. Dále byly použita různá ochlazovací média (voda, solná lázeň, vzduch) při různých teplotách. Tento průběh umožnil zpřesňování hodnot tepelného toku pro jednotlivé oceli. Tyto experimenty byly rozsáhlé, ale vedly k přesnějším výsledkům tepelného toku. Velikost tepelného toku je závislá na měrné tepelné kapacitě a tepelné vodivosti.

Na zjišťování tepelného toku navazují další dílčí výsledky hodnot měrné tepelné kapacity a tepelné vodivosti během tepelného zpracování. Pro co nejpřesnější výsledky byly porovnávány teploty ze středu a okraje vzorku. Měrná tepelná kapacita a tepelná vodivost nemají během tepelného zpracování konstantní hodnoty. Měrná tepelná kapacita a tepelná vodivost zjištěné během fáze ochlazování byly zcela odlišné než tabulkové hodnoty. Hodnoty nebyly během fáze ochlazování konstantní, jejich velikost se měnila s teplotou. Přesnost matematických modelů je tedy výrazně ovlivněna při použití zjištěných hodnot měrné tepelné kapacity a tepelné vodivosti oproti hodnotám tabulkovým.

Výpočetní čas měrné tepelné kapacity a tepelné vodivosti trval 336 hodin. Tento čas lze zkrátit prodloužením kroku, mezi kterými se počítaly měrná tepelná kapacita a tepelná vodivost. Dále je výpočet poměrně náročný na hardwarovou vybavenost. Nicméně pro získání co nejpřesnějších výsledků je v dnešní době nutné mít k dispozici dostatečné hardwarové vybavení.

Pro výpočet objemu fází u všech ocelí pro jednotlivé podmínky tepelného zpracování bylo sestaveno tepelné pole. Dále bylo nutné sestavit matematické rovnice, které popisují časy začátku a konce vzniku jednotlivých fází. Tímto způsobem byly sestaveny digitalizované IRA diagramy, které byly součástí matematického modelu pro výpočet objemu fází jednotlivých

mikrostruktur. Na základě výsledků rozložení mikrostruktury byla vypočtena tvrdost pro jednotlivé vzorky.

Podle výše popsaných metod byl sestaven návrh tepelného zpracování pro vzorky určené pro zkoušky abrazivní odolnosti proti opotřebení. Z výsledků těchto zkoušek bylo zjišťováno co nejvíce vhodné zastoupení objemu fází jednotlivých mikrostruktur, které mají co nejvyšší odolnost proti abrazivnímu opotřebení. Na základě normalizovaných zkoušek na odolnost proti abrazivnímu opotřebení bylo zjištěno, že nejvhodnější je použití 80 % až 100 % bainitu a 20 % až 0 % martenzitu. Dále je rovněž vhodné použít kombinaci mikrostruktury 0 % až 35 % podílu bainitu a 100 % až 65 % martenzitu, který je popouštěný. U těchto kombinací mikrostruktur byly zjištěny mechanismy abrazivního opotřebení mikro-drážkování a mikro-únava. Jedná se o častý výskyt těchto druhů abrazivního opotřebení u zemědělských nástrojů.

Na základě zjištěné vhodnosti výsledné mikrostruktury pro nejvyšší možnou odolnost proti abrazivnímu opotřebení bylo navrženo tepelné zpracování experimentálních zemědělských nástrojů. Tvar a rozměry experimentálních zemědělských nástrojů byly shodné se současně používanými nástroji. Ocel 51CrV4 sice dosahovala lepších výsledků na odolnost proti abrazivnímu opotřebení, ale její tepelné zpracování je podstatně náročnější a delší než u oceli 25CrMo4. Náklady na tepelné zpracování jsou jedním z důležitých faktů pro výrobu zemědělských nástrojů. Z tohoto důvodu byla pro výrobu dlát zvolena ocel 25CrMo4. Byl zvolen postup, kdy zemědělské nástroje byly ohřáty na teplotu 850 °C a následně ochlazovány ve vodě při teplotě 20 °C. Doba ponoření byla stanovena simulací na 13 sekund. Byly ověřeny ještě doby pro 12 sekund a 15 sekund pro eliminaci lidské chyby, která může vzniknout vlivem delší nebo kratší doby ponoření dláta. V rozmezí 12 sekund až 15 sekund dochází k ochlazení povrchu dláta až na teplotu 338 °C. Při této teplotě ještě nedochází ke vzniku martenzitu a ochlazovací křivka je stále v oblasti vzniku mikrostruktury bainitu. Jádro vzorku je po 13-ti sekundách stále na teplotě 730 °C. Po vyjmutí vzorku z pece dochází k zahřívání povrchu vzorku vlivem tepla z jádra vzorku. Tímto postupem je během ochlazování jádro zemědělského nástroje ochlazováno plynule, zatímco směrem k povrchu zemědělského nástroje dochází k postupnému popouštění nástroje. Celý průřez dláta má bainitickou mikrostrukturu. Zemědělský nástroj má tedy houževnaté jádro a tvrdý povrch což jsou požadované vlastnosti pro práci stroje.

Takto vyrobené zemědělské nástroje měly oproti současně používaným menší rozměrové úbytky. Tento fakt potvrdila jedna ze statistických analýz. Nicméně i podobné výsledky rozměrových úbytků u současně používaných a vyrobených zemědělských nástrojů ukazují na

poměrně dobré výsledky mezi predikcí matematických modelů a skutečně vyrobenými zemědělskými nástroji. Velký problém v této práci představuje lom zemědělských nástrojů během polních testů. Tento fakt mohl nastat odlišným způsobem výroby oproti sériové výrobě. Stejně tak ovšem mohl lom zemědělských nástrojů vzniknout nedostatečnými mechanickými vlastnostmi. Problém mohl rovněž nastat při samotné výrobě, kdy nástroje nebyly vyráběny stejným způsobem jako nástroje v sériové výrobě. Dalším faktorem hovořícím pro současně používané zemědělské nástroje je jejich velká produkce a tedy snaha o neustálé vylepšování na základě zkušeností výrobců, ale i zpětné vazby zemědělců, kteří se zemědělskými nástroji pracují.

Pro výrobu experimentálních dlát byla použita varianta pouze bainitické oceli. Druhá výše popsána varianta v kombinaci mikrostruktury 0 % až 35 % podílu bainitu a 100 % až 65 % martenzitu nebyla použita. V této práci bylo zjišťováno zastoupení jednotlivých fází mikrostruktury, tvrdost a odolnost proti abrazivnímu opotřebení jednotlivých vzorků ocelí. Ostatní mechanické vlastnosti jako je pevnost, houževnatost či zkouška rázem zjišťovány nebyli. Pro celistvost výsledků by bylo vhodné zjišťovat výše uvedené mechanické vlastnosti a porovnat je současně používanými dláty.

Ocel použitá na výrobu dlát může mít při shodném zastoupení mikrostruktury rozdílné mechanické vlastnosti. Právě tyto vlastnosti mohou být rozhodující při lomu nástroje, ke kterému došlo u polních testů. Z tohoto hlediska se sice může snížit odolnost proti abrazivnímu opotřebení, ale mohou se zlepšit mechanické vlastnosti oceli a zabránit tak ztrátám zemědělského nástroje během práce stroje.

Vzhledem k tomu, že zemědělské nástroje jsou produkovány v milionech kusů, bylo zvoleno nejdostupnější ochlazovací médium – voda. Solné lázně jsou velmi obtížné na údržbu a technologie s nimi spojené. Po tepelném zpracování v solných lázních je nutné očistit zemědělské nástroje od reziduí ochlazovacího média. Oleje jsou rovněž nevhodné pro takto velkou sériovou produkci. Dochází k zahřívání olejů a je zde nutné s nimi opatrně manipulovat, jelikož hrozí nebezpečí vznícení. Z tohoto pohledu je nejvíce výhodné použít vodu jako ochlazovací médium.

Tvar ani rozměry zemědělského nástroje nebyly v této práci řešeny. Tvar a rozměry byly převzaty ze současného stavu a jsou považovány za vhodné i vzhledem ke konstrukci stroje a na základě zkušeností zemědělců. Dlata jako zemědělské nástroje mají tloušťku i šířku dlata minimálně 30 mm a se změnami rozměrů lze na ně aplikovat pracovní postup uvedený v této

práci. Radličky jsou vyráběny z výpalků plechu a jejich tloušťka je podstatně menší. V tomto ohledu by bylo vhodné změnit postup při návrhu tepelného zpracování.

Postup tepelného zpracování byl navržen pro ruční zpracování. Lidský faktor musel být zahrnut pro ruční zpracování. Zejména pak doba od vyjmutí z pece a ponoření do chladícího prostředí. Tento postup by byl odlišný u sériové výroby, kde by lidský faktor byl odstraněn pomocí linkové výroby.

Experimenty pro ověřování tepelného toku byly časově náročné. Při návrhu mohou být vynechány některé oceli s odlišným chemickým složením, konkrétně např. nerezové oceli. Nerezové oceli byly v této práci zjišťovány kvůli vlivu chrómu na měrnou tepelnou kapacitu a tepelnou vodivost. S rostoucím podílem chrómu se měrná tepelná kapacita oceli zvyšuje a tepelná vodivost snižuje. Odlišné hodnoty tepelné kapacity a tepelné vodivosti pro nerezové oceli zvyšují přesnost výsledků. Zpřesnění mezi skutečnými a modelovými výsledky pro tepelný tok a tepelnou kapacitu je možné porovnáním více hodnot pro odlišné průběhy během fáze ochlazování pro tepelné zpracování.

Rozdíly mezi vypočítanou a naměřenou tvrdostí jsou způsobeny rozdíly v mikrostrukturách, ze které je tvrdost vypočítávána. Rozdíly mezi vypočítanou a experimentálně zjištěnou mikrostrukturou může být ve skutečném chemickém složení oceli. Chemické složení ocelí bylo v této práci převzato z materiálových listů. I malé rozdíly legujících prvků jako mangan, křemík, chróm nebo nikl mohou způsobit posun tzv. C křivek v IRA diagramech, které byly přebrány a následně digitalizovány z materiálových listů. Na základě tohoto faktu lze doporučit pro získání více přesných výsledků zjištění přesného chemického složení a sestavit přesné IRA diagramy.

Velikost zrn jednotlivých mikrostruktur nebyla v této práci zahrnuta. Velikost zrn může výrazně ovlivnit odolnost ocelí proti abrazivnímu opotřebení. Pokud dojde k úbytku velikých zrn z povrchu zemědělského nástroje, je úbytek materiálu výrazně větší než u zrn menších. Mechanismy abrazivního opotřebení mohou být rovněž odlišné u větších a menších zrn. Dalším důležitým faktorem je orientace a rovnoměrnost rozložení zrn. Vzhledem k rozsahu této práce byly vlivy zrn mikrostruktury zanedbány. Pro správnost výsledků by ovšem měly být zahrnuty při návrhu tepelného zpracování zemědělského nástroje.

Zemědělský nástroj během práce stroje v půdě je vlivem tření zahříván. To znamená, že nástroj je namáhán při zvýšených teplotách. Tento fakt byl eliminován v této práci polními testy, které plně reprezentují skutečné pracovní podmínky. Polní testy ovšem probíhaly

v prosinci, kdy se teplota pohybovala okolo 0 °C. Tím byl zemědělský nástroj ochlazován. Zemědělské stroje však mohou pracovat v období léta, kde v některých zemích teplota dosahuje až 50 °C nebo naopak v zimním období, kdy se teplota pohybuje až -10°C. Z hlediska výsledků polních testů by bylo zajímavé zjistit práci při různých teplotách během polních testů.

Rovněž typy půd mohou ovlivnit velikost abrazivního opotřebení u zemědělských nástrojů. V této práci byly testovány zemědělské nástroje v polních podmínkách celkem na pěti pozemcích, které jsou však blízko sebe a typy půd se v nich neliší. Vztah typu půdy vzhledem k velikosti abrazivního opotřebení nebyl v této práci zjišťován. Typ půdy může měnit poměr velikosti abrazivního opotřebení mezi současně používanými a experimentálními zemědělskými nástroji.

Rozložení zemědělských nástrojů na stroji má rovněž významný vliv na abrazivní opotřebení nástrojů. Z tohoto důvodu byly zemědělské nástroje porovnávány mezi sebou tak, aby měly stejné podmínky. Nástroje v traktorové stopě by měly mít větší abrazivní opotřebení z důvodu utužení půdy od kol tažného prostředku. Statistické porovnání bylo provedeno pro dláta mezi traktorovou stopou a neutuženou částí pozemku. Bylo zjištěno, že u experimentálně vyrobených zemědělských nástrojů bylo zjištěno větší opotřebení nástroje mimo traktorovou stopu.

V této práci bylo provedeno poměrně hodně experimentů, které ověřovali správnost matematických modelů. Přesto bez matematických modelů by muselo být provedeno mnohem více experimentů, než by byl sestaven návrh tepelného zpracování zemědělských nástrojů. S přihlédnutím na časovou a finanční náročnost polních experimentů lze dokázat, že matematické modely výrazně snižují čas návrhu tepelného zpracování i přes náročné výpočetní časy a zjišťování okrajových podmínek a materiálových konstant. Dalšími náklady mohou být ceny licencí pro programy potřebné k výpočtům.

Při návrzích tepelného zpracování zemědělských strojů je neustále implementovat nové poznatky a zároveň je přizpůsobovat potřebám výrobcům zemědělských nástrojů a v neposlední řadě hlavně samotným zemědělcům, kteří mají s potřebami a z toho vznikajícími požadavky mnoho zkušeností s opotřebením nástrojů na svých strojích. Neustálý rozvoj a sledování trendů v jiných průmyslových oborech je nezbytnou součástí při návrhu tepelného zpracování zemědělských nástrojů.

7 Použitá literatura

- [1] KUMHÁLA, František. *Zemědělská technika; stroje a technologie pro rostlinnou výrobu*. B.m.: Česká zemědělská univerzita, 2008. ISBN 978-80-213-1701-7.
- [2] BÜCHI, Lucie, Marina WENDLING, Camille AMOSSÉ, Bernard JEANGROS, Sokrat SINAJ a Raphaël CHARLES. Long and short term changes in crop yield and soil properties induced by the reduction of soil tillage in a long term experiment in Switzerland. *Soil and Tillage Research* [online]. 2017, **174**, 120–129. ISSN 01671987. Dostupné z: doi:10.1016/j.still.2017.07.002
- [3] RATTALINO EDREIRA, Juan I., Spyridon MOURTZINIS, Shawn P. CONLEY, Adam C. ROTH, Ignacio A. CIAMPITTI, Mark A. LICHT, Hans KANDEL, Peter M. KYVERYGA, Laura E. LINDSEY, Daren S. MUELLER, Seth L. NAEVE, Emerson NAFZIGER, James E. SPECHT, Jordan STANLEY, Michael J. STATON a Patricio GRASSINI. Assessing causes of yield gaps in agricultural areas with diversity in climate and soils. *Agricultural and Forest Meteorology* [online]. 2017, **247**, 170–180. ISSN 01681923. Dostupné z: doi:10.1016/j.agrformet.2017.07.010
- [4] BEDNÁŘ, Radek, Jiří VOTAVA, Jan ČERVINKA a Martin FAJMAN. Suitability of technical materials for machinery subsoilers for soil tillage. *Acta Universitatis Agriculturae et Silviculturae Mendelianae Brunensis* [online]. 2013, **61**(1), 9–16. ISSN 1211-8516. Dostupné z: doi:10.11118/actaun201361010009
- [5] NALBANT, M. a A. TUFAN PALALI. Effects of different material coatings on the wearing of plowshares in soil tillage | Farkli kaplama malzemeleri kullaniminin pulluk uç demirinde aşınma üzerine etkisi. *Turkish Journal of Agriculture and Forestry* [online]. 2011, **35**(3). Dostupné z: doi:10.3906/tar-0904-30
- [6] YAZICI, A. a U. ÇAVDAR. A Study of Soil Tillage Tools from Boronized Sintered Iron. *Metal Science and Heat Treatment* [online]. 2017. ISSN 0026-0673. Dostupné z: doi:10.1007/s11041-017-0091-3

- [7] THAKARE, M.R., J.A. WHARTON, R.J.K. WOOD a C. MENGER. Effect of abrasive particle size and the influence of microstructure on the wear mechanisms in wear-resistant materials. *Wear* [online]. 2012, **276–277**, 16–28 [vid. 2014-10-29]. ISSN 00431648. Dostupné z: doi:10.1016/j.wear.2011.11.008
- [8] CHACON-NAVA, J.G., A. MARTINEZ-VILLAFANE, F. ALMERAYA-CALDERON, J.A. CABRAL-MIRAMONTES a M.M. STACK. Some remarks on particle size effects on the abrasion of a range of Fe based alloys. *Tribology International* [online]. 2010, **43(8)**, 1307–1317 [vid. 2014-11-11]. ISSN 0301679X. Dostupné z: doi:10.1016/j.triboint.2009.12.012
- [9] OLADIJO, O.P., N. SACKS, L.A. CORNISH a A.M. VENTER. Effect of substrate on the 3 body abrasion wear of HVOF WC-17wt.% Co coatings. *International Journal of Refractory Metals and Hard Materials* [online]. 2012, **35**, 288–294 [vid. 2014-11-07]. ISSN 02634368. Dostupné z: doi:10.1016/j.ijrmhm.2012.06.011
- [10] VITE-TORRES, M., J. VITE, J.R. LAGUNA-CAMACHO, M. CASTILLO a A. MARQUINA-CHÁVEZ. Abrasive wear on ceramic materials obtained from solid residuals coming from mines. *Wear* [online]. 2011, **271(9–10)**, 1231–1236 [vid. 2014-11-11]. ISSN 00431648. Dostupné z: doi:10.1016/j.wear.2010.12.021
- [11] BANSAL, Amit, Sunny ZAFAR a Apurbba Kumar SHARMA. Microstructure and Abrasive Wear Performance of Ni-Wc Composite Microwave Clad. *Journal of Materials Engineering and Performance* [online]. 2015, **24(10)**, 3708–3716. ISSN 1059-9495. Dostupné z: doi:10.1007/s11665-015-1657-0
- [12] RYABOV, V. V., G. D. MOTOVILINA, E. I. KHLUSOVA, S. A. SIDOROV a V. K. KHOROSHENKOV. Study of the Structure of New Wear-Resistant Steels for Agricultural Machinery Components After Operational Tests. *Metallurgist* [online]. 2016, **60(7–8)**, 839–844. ISSN 0026-0894. Dostupné z: doi:10.1007/s11015-016-0374-8
- [13] RATIA, Vilma, Kati VALTONEN, Anu KEMPPAINEN a Veli-Tapani KUOKKALA. The Role of Edge-Concentrated Wear in Impact-Abrasion Testing. *Tribology Online* [online]. 2016, **11(2)**, 410–416. ISSN 1881-2198. Dostupné z: doi:10.2474/trol.11.410

- [14] SHOW, Bijay Kumar, Dipak Kumar MONDAL a Joydeep MAITY. Dry Sliding Wear Behavior of 6351 Al-(4 vol.% SiC + 4 vol.% Al₂O₃) Hybrid Composite. *Journal of Materials Engineering and Performance* [online]. 2014, **23**(12), 4278–4288. ISSN 1059-9495. Dostupné z: doi:10.1007/s11665-014-1219-x
- [15] BABURAJ, Abin, K. B. Shishupal Singh CHAUDHARY, Rajesh K. KHATIRKAR a Sanjay G. SAPATE. Abrasive Wear Behaviour of Heat Treated En31 Steel. *ISIJ International* [online]. 2013, **53**(8), 1471–1478 [vid. 2014-11-07]. ISSN 0915-1559. Dostupné z: doi:10.2355/isijinternational.53.1471
- [16] KAMDI, Z., P.H. SHIPWAY, K.T. VOISEY a A.J. STURGEON. Abrasive wear behaviour of conventional and large-particle tungsten carbide-based cermet coatings as a function of abrasive size and type. *Wear* [online]. 2011, **271**(9–10), 1264–1272 [vid. 2014-11-07]. ISSN 00431648. Dostupné z: doi:10.1016/j.wear.2010.12.060
- [17] CHOTĚBORSKÝ, R. a M. LINDA. Determination of chemical content of soil particle for abrasive wear test. *Agronomy Research*. 2016, **14**.
- [18] WOLDMAN, M., E. VAN DER HEIDE, D.J. SCHIPPER, T. TINGA a M.A. MASEN. Investigating the influence of sand particle properties on abrasive wear behaviour. *Wear* [online]. 2012, **294–295**, 419–426. ISSN 00431648. Dostupné z: doi:10.1016/j.wear.2012.07.017
- [19] SHERONY, Marcia. True grit: effective removal through management. *Filtration + Separation* [online]. 2014, **51**(2), 38–40. ISSN 00151882. Dostupné z: doi:10.1016/S0015-1882(14)70072-2
- [20] RADHIKA, N. Mechanical Properties and Abrasive Wear Behaviour of Functionally Graded Al-Si₁₂Cu/Al₂O₃ Metal Matrix Composite. *Transactions of the Indian Institute of Metals* [online]. 2017, **70**(1), 145–157. ISSN 0972-2815. Dostupné z: doi:10.1007/s12666-016-0870-3
- [21] YU, H.-J. a S.D. BHOLE. Development of a prototype abrasive wear tester for tillage tool materials. *Tribology International* [online]. 1990, **23**(5), 309–316. ISSN 0301679X. Dostupné z: doi:10.1016/0301-679X(90)90004-9

- [22] GOK, M. S., O. GENCEL, V. KOC, Y. KUCUK a V. V. CAY. Erratum To the article “Effect of Abrasive Particle Sizes on Abrasive Wear of Ceramic Coatings Sprayed by Plasma Process,” by M. S. Gok, O. Gencel, V. Koc, Y. Kuchuk, and V. V. Cay, Vol. 50, Nos. 5–6, pp. 322–330, September, 2011. *Powder Metallurgy and Metal Ceramics* [online]. 2011, **50**(7–8), 572–572. ISSN 1068-1302. Dostupné z: doi:10.1007/s11106-011-9361-6
- [23] MANUWA, S.I. Performance evaluation of tillage tines operating under different depths in a sandy clay loam soil. *Soil and Tillage Research* [online]. 2009, **103**(2), 399–405. ISSN 01671987. Dostupné z: doi:10.1016/j.still.2008.12.004
- [24] ARVIDSSON, Johan a Elisabeth BÖLENIUS. Effects of soil water content during primary tillage – laser measurements of soil surface changes. *Soil and Tillage Research* [online]. 2006, **90**(1–2), 222–229. ISSN 01671987. Dostupné z: doi:10.1016/j.still.2005.09.005
- [25] KICHLER, C.M., J.P. FULTON, R.L. RAPER, T.P. MCDONALD a W.C. ZECH. Effects of transmission gear selection on tractor performance and fuel costs during deep tillage operations. *Soil and Tillage Research* [online]. 2011, **113**(2), 105–111. ISSN 01671987. Dostupné z: doi:10.1016/j.still.2011.03.002
- [26] N. B. MCLAUGHLIN, C. F. DRURY, W. D. REYNOLDS, X. M. YANG, Y. X. LI, T. W. WELACKY a G. STEWART. Energy Inputs for Conservation and Conventional Primary Tillage Implements in a Clay Loam Soil. *Transactions of the ASABE* [online]. 2008, **51**(4), 1153–1163. ISSN 2151-0040. Dostupné z: doi:10.13031/2013.25231
- [27] BARTKOWSKI, Dariusz a Aneta BARTKOWSKA. Wear resistance in the soil of Stellite-6/WC coatings produced using laser cladding method. *International Journal of Refractory Metals and Hard Materials* [online]. 2017, **64**, 20–26. ISSN 02634368. Dostupné z: doi:10.1016/j.ijrmhm.2016.12.013
- [28] DAVE, V., G. P. RAO, G. S. TIWARI, A. SANGER, A. KUMAR a R. CHANDRA. Nanostructured wear resistant coating for reversible cultivator shovels: An experimental investigation. In: [online]. 2016, s. 020129. Dostupné z: doi:10.1063/1.4945249

- [29] MÜLLER, M., R. CHOTĚBORSKÝ, P. VALÁŠEK a S. HLOCH. Unusual possibility of wear resistance increase research in the sphere of soil cultivation | Posebna mogućnost istraživanja povećanja otpornosti na trošenje u području obrade tla. *Tehnicki Vjesnik*. 2013, **20**(4).
- [30] SÁNCHEZ-GIRÓN, V., A. SERRANO, M. SUÁREZ, J.L. HERNANZ a L. NAVARRETE. Economics of reduced tillage for cereal and legume production on rainfed farm enterprises of different sizes in semiarid conditions. *Soil and Tillage Research* [online]. 2007, **95**(1–2), 149–160. ISSN 01671987. Dostupné z: doi:10.1016/j.still.2006.12.007
- [31] ARCHER, D.W. a D.C. REICOSKY. Economic performance of alternative tillage systems in the northern corn belt. *Agronomy Journal* [online]. 2009, **101**(2). Dostupné z: doi:10.2134/agronj2008.0090x
- [32] CHOTĚBORSKÝ, R., P. HRABĚ, M. MÜLLER, J. SAVKOVÁ, M. JIRKA a M. NAVRÁTILOVÁ. Effect of abrasive particle size on abrasive wear of hardfacing alloys. *Research in Agricultural Engineering*. 2009, **55**(3).
- [33] JANKAUSKAS, Vytenis, Maksim ANTONOV, Valentinas VARNAUSKAS, Remigijus SKIRKUS a Dmitri GOLJANDIN. Effect of WC grain size and content on low stress abrasive wear of manual arc welded hardfacings with low-carbon or stainless steel matrix. *Wear* [online]. 2015, **328–329**, 378–390. ISSN 00431648. Dostupné z: doi:10.1016/j.wear.2015.02.063
- [34] VOTAVA, Jiri. Usage of abrasion-resistant materials in agriculture. *Journal of Central European Agriculture* [online]. 2014, **15**(2), 119–128 [vid. 2016-02-18]. ISSN 1332-9049. Dostupné z: doi:10.5513/JCEA01/15.2.1462
- [35] ZHOU, H., Z.-W. WU a H. FU. A study of self-hardening bainitic cast steel. *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik* [online]. 2013, **44**(9), 753–759 [vid. 2014-11-11]. ISSN 09335137. Dostupné z: doi:10.1002/mawe.201300127
- [36] BHAKAT, A.K., A.K. MISHRA a N.S. MISHRA. Characterization of wear and metallurgical properties for development of agricultural grade steel suitable in specific soil conditions. *Wear* [online]. 2007, **263**(1–6), 228–233 [vid. 2014-11-07]. ISSN 00431648. Dostupné z: doi:10.1016/j.wear.2006.12.006

- [37] BHAKAT, A.K, A.K MISHRA, N.S MISHRA a S JHA. Metallurgical life cycle assessment through prediction of wear for agricultural grade steel. *Wear* [online]. 2004, **257**(3–4), 338–346. ISSN 00431648. Dostępne z: doi:10.1016/j.wear.2004.01.003
- [38] MIKOŁAJCZAK, P. a J. NAPIÓRKOWSKI. Analysing the reliability of working parts operating in abrasive soil pulp taking into consideration confounding factors | Analiza niezawodności elementów roboczych funkcjonujących w glebowej masie ściernej z uwzględnieniem czynników zakłócających. *Eksploatacja i Niezawodność* [online]. 2016, **18**(4). Dostępne z: doi:10.17531/ein.2016.4.9
- [39] ŞİMŞİR, Caner a Cemil Hakan GÜR. A FEM based framework for simulation of thermal treatments: Application to steel quenching. *Computational Materials Science* [online]. 2008, **44**(2), 588–600 [vid. 2014-11-11]. ISSN 09270256. Dostępne z: doi:10.1016/j.commatsci.2008.04.021
- [40] SINHA, V.K., R.S. PRASAD, A. MANDAL a J. MAITY. A Mathematical Model to Predict Microstructure of Heat-Treated Steel. *Journal of Materials Engineering and Performance* [online]. 2007, **16**(4), 461–469 [vid. 2014-11-11]. ISSN 1059-9495. Dostępne z: doi:10.1007/s11665-007-9041-3
- [41] CAMPOS, M., J. SICRE-ARTALEJO, J.J. MUÑOZ a J.M. TORRALBA. Effect of Austempering Conditions on the Microstructure and Tensile Properties of Low Alloyed Sintered Steel. *Metallurgical and Materials Transactions A* [online]. 2010, **41**(7), 1847–1854. ISSN 1073-5623. Dostępne z: doi:10.1007/s11661-010-0212-8
- [42] FERNANDES, Peter a K. Narayan PRABHU. Comparative study of heat transfer and wetting behaviour of conventional and bioquenchant for industrial heat treatment. *International Journal of Heat and Mass Transfer* [online]. 2008, **51**(3–4), 526–538 [vid. 2014-11-11]. ISSN 00179310. Dostępne z: doi:10.1016/j.ijheatmasstransfer.2007.05.018
- [43] MAISURADZE, M. V., M. A. RYZHKOV a Yu. V. YUDIN. Rapid Evaluation of the Cooling Capacity of Quenching Media. *Metal Science and Heat Treatment* [online]. 2015, **57**(7–8), 515–518. ISSN 0026-0673. Dostępne z: doi:10.1007/s11041-015-9914-2

- [44] KOUDIL, Z., R. IKKENE a M. MOUZALI. Cooling Capacity Optimization: Calculation of Hardening Power of Aqueous Solution Based on Poly(N-Vinyl-2-Pyrrolidone). *Journal of Materials Engineering and Performance* [online]. 2014, **23**(2), 551–559. ISSN 1059-9495. Dostupné z: doi:10.1007/s11665-013-0775-9
- [45] KOUDIL, Z., R. IKKENE a M. MOUZALI. Cooling Capacity Optimization: Calculation of Hardening Power of Aqueous Solution Based on Poly(N-Vinyl-2-Pyrrolidone). *Journal of Materials Engineering and Performance* [online]. 2014, **23**(2), 551–559. ISSN 1059-9495. Dostupné z: doi:10.1007/s11665-013-0775-9
- [46] GOLLA, A.M., M. GHADAMGAHI a S.W. OOI. Microstructure evolution of carbide-free bainitic steels under abrasive wear conditions. *Wear* [online]. 2017, **376–377**, 975–982. ISSN 00431648. Dostupné z: doi:10.1016/j.wear.2016.12.038
- [47] DAS BAKSHI, S., P.H. SHIPWAY a H.K.D.H. BHADESHIA. Three-body abrasive wear of fine pearlite, nanostructured bainite and martensite. *Wear* [online]. 2013, **308**(1–2), 46–53. ISSN 00431648. Dostupné z: doi:10.1016/j.wear.2013.09.008
- [48] GAO, Guhui, Han ZHANG, Xiaolu GUI, Zhunli TAN, Bingzhe BAI a Yuqing WENG. Enhanced strain hardening capacity in a lean alloy steel treated by a “disturbed” bainitic austempering process. *Acta Materialia* [online]. 2015, **101**, 31–39. ISSN 13596454. Dostupné z: doi:10.1016/j.actamat.2015.08.071
- [49] BABU, K. a T. S. PRASANNA KUMAR. Comparison of Austenite Decomposition Models During Finite Element Simulation of Water Quenching and Air Cooling of AISI 4140 Steel. *Metallurgical and Materials Transactions B* [online]. 2014, **45**(4), 1530–1544 [vid. 2015-09-14]. ISSN 1073-5615. Dostupné z: doi:10.1007/s11663-014-0069-0
- [50] SERAJZADEH, Siamak. A mathematical model for prediction of austenite phase transformation. *Materials Letters* [online]. 2004, **58**(10), 1597–1601 [vid. 2014-11-11]. ISSN 0167577X. Dostupné z: doi:10.1016/j.matlet.2003.10.033
- [51] MARTIN, David. Application of Kolmogorov–Johnson–Mehl–Avrami equations to non-isothermal conditions. *Computational Materials Science* [online]. 2010, **47**(3), 796–800 [vid. 2014-11-11]. ISSN 09270256. Dostupné z: doi:10.1016/j.commatsci.2009.11.005

- [52] LIU, C.C., X.J. XU a Z. LIU. A FEM modeling of quenching and tempering and its application in industrial engineering. *Finite Elements in Analysis and Design* [online]. 2003, **39**(11), 1053–1070 [vid. 2014-11-11]. ISSN 0168874X. Dostupné z: doi:10.1016/S0168-874X(02)00156-7
- [53] ZHOU, Zhi-fang, Jian-feng GU, Xiao-yan WANG a Jian-sheng PAN. Sensitivity analysis of thermal properties on numerical simulation results of quenching process. *Journal of Shanghai Jiaotong University (Science)* [online]. 2011, **16**(6), 759–762. ISSN 1007-1172. Dostupné z: doi:10.1007/s12204-011-1221-5
- [54] SERAJZADEH, Siamak a Ali Karimi TAHERI. An investigation into the effect of carbon on the kinetics of dynamic restoration and flow behavior of carbon steels. *Mechanics of Materials* [online]. 2003, **35**(7), 653–660 [vid. 2014-10-14]. ISSN 01676636. Dostupné z: doi:10.1016/S0167-6636(02)00291-0
- [55] RAMESH, G. a K. NARAYAN PRABHU. Assessment of axial and radial heat transfer during immersion quenching of Inconel 600 probe. *Experimental Thermal and Fluid Science* [online]. 2014, **54**, 158–170 [vid. 2014-11-07]. ISSN 08941777. Dostupné z: doi:10.1016/j.expthermflusci.2014.01.016
- [56] LI, D. I. a M. A. WELLS. Effect of subsurface thermocouple installation on the discrepancy of the measured thermal history and predicted surface heat flux during a quench operation. *Metallurgical and Materials Transactions B* [online]. 2005, **36**(3), 343–354 [vid. 2015-07-06]. ISSN 1073-5615. Dostupné z: doi:10.1007/s11663-005-0064-6
- [57] KESSLER, O. a M. REICH. Similarities and differences in heat treatment simulation of aluminium alloys and steels. *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik* [online]. 2009, **40**(5–6), 473–478. ISSN 09335137. Dostupné z: doi:10.1002/mawe.200900479
- [58] KUEPFERLE, Jakob, Jens WILZER, Sebastian WEBER a Werner THEISEN. Thermo-physical properties of heat-treatable steels in the temperature range relevant for hot-stamping applications. *Journal of Materials Science* [online]. 2015, **50**(6), 2594–2604 [vid. 2015-05-14]. ISSN 0022-2461. Dostupné z: doi:10.1007/s10853-015-8829-z

- [59] RABIN, B.H., W.D. SWANK a R.N. WRIGHT. Thermophysical properties of Alloy 617 from 25°C to 1000°C. *Nuclear Engineering and Design* [online]. 2013, **262**, 72–80. ISSN 00295493. Dostupné z: doi:10.1016/j.nucengdes.2013.03.048
- [60] MUSTAK, O., E. EVCIL a C. SIMSIR. Simulation of through-hardening of SAE 52100 steel bearings - Part I: Determination of material properties. *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik* [online]. 2016, **47**(8), 735–745. ISSN 09335137. Dostupné z: doi:10.1002/mawe.201600607
- [61] ZULHISHAMUDDIN, A.R. a S.N. AQIDA. An overview of high thermal conductive hot press forming die material development. *Journal of Mechanical Engineering and Sciences* [online]. 2015, **9**, 1686–1694. ISSN 22894659. Dostupné z: doi:10.15282/jmes.9.2015.14.0162
- [62] KESNER, Adam. Stanovení tepelného toku pro MKP modely. In: . B.m.: Medzinárodná vedecká konferencia mladých 2015, 2015, s. 67–75. ISBN 978-80-228-2781-2.
- [63] SCILAB ENTERPRISES. *Scilab-5.5.1* [online]. 2014. Dostupné z: <http://www.scilab.org/>
- [64] YU, Z Z a J S LIU. Thermal Performance Simulation of MWNT/NR composites Based on Levenberg-Marquard Algorithm. *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering* [online]. 2017, **170**, 012012. ISSN 1757-8981. Dostupné z: doi:10.1088/1757-899X/170/1/012012
- [65] PARAMETRIC TECHNOLOGY CORPORATION. *Mathcad 14.0*. 2004
- [66] KEŠNER, A., R. CHOTĚBORSKÝ a M. LINDA. Determination of the heat flux of steel for the heat treatment model of agricultural tools. *Agronomy Research*. 2016, **14**.
- [67] KEŠNER, A., R. CHOTĚBORSKÝ a M. LINDA. A numerical simulation of steel quenching. In: *PROCEEDING OF 6TH INTERNATIONAL CONFERENCE ON TRENDS IN AGRICULTURAL ENGINEERING 2016*. Prague: CZECH UNIVERSITY LIFE SCIENCES PRAGUE, DEPT SYSTEMS ENG, KAMYCKA 129, PRAGUE 6 165 21, CZECH REPUBLIC, 2016, s. 300–305.

- [68] DOMAŃSKI, T. a A. BOKOTA. Numerical Models of Hardening Phenomena of Tools Steel Base on the TTT and CCT Diagrams. *Archives of Metallurgy and Materials* [online]. 2011, **56**(2) [vid. 2014-11-11]. ISSN 1733-3490. Dostupné z: doi:10.2478/v10172-011-0036-6
- [69] PIEKARSKA, W., M. KUBIAK a A. BOKOTA. Numerical Simulation of Thermal Phenomena and Phase Transformations in Laser-Arc Hybrid Welded Joints. *Archives of Metallurgy and Materials* [online]. 2011, **56**(2) [vid. 2014-11-11]. ISSN 1733-3490. Dostupné z: doi:10.2478/v10172-011-0044-6
- [70] GEUZAINÉ, Christophe a Jean Francois REMACLE. *Gmsh 2.12.0* [online]. 2016. Dostupné z: <http://gmsh.info/>
- [71] (CSC), CSC - IT Center for Science. *Elmer finite element software* [online]. Dostupné z: <http://www.csc.fi/english/pages/elmer>
- [72] LYLÝ, Mikko, Juha RUOKOLAINEN, Peter RÅBACK a Sampo SILLANPÄÄ. *ElmerGUI* [online]. 2014. Dostupné z: <https://www.csc.fi/elmer/>
- [73] SANDIA CORPORATION, Kitware Inc. *ParaView 4.3.1* [online]. New Mexico PO Box 5800 Albuquerque, NM 87185: Sandia Corporation, Kitware Inc. 2015. Dostupné z: www.paraview.org
- [74] MICROSOFT. *Visual Basic . NET*. 2010
- [75] KONYASHIN, I. a B. RIES. Wear damage of cemented carbides with different combinations of WC mean grain size and Co content. Part I: ASTM wear tests. *International Journal of Refractory Metals and Hard Materials* [online]. 2014, **46**, 12–19 [vid. 2014-11-11]. ISSN 02634368. Dostupné z: doi:10.1016/j.ijrmhm.2014.04.021
- [76] HYTTEL, M.W., D.D. OLSSON, G. REISEL a J. BØTTIGER. Comparison of a newly developed compression-twist abrasive wear test with the ASTM G65 test method. *Wear* [online]. 2013, **307**(1–2), 134–141 [vid. 2014-11-07]. ISSN 00431648. Dostupné z: doi:10.1016/j.wear.2013.08.023

- [77] DOERING, A., D. DANKS, S. MAHMOUD a J. SCOTT. Evaluation of ASTM G65 abrasive —Spanning 13 years of sand. *Wear* [online]. 2011, **271**(9–10), 1252–1257 [vid. 2014-11-07]. ISSN 00431648. Dostupné z: doi:10.1016/j.wear.2011.01.051
- [78] ABISHEK, S., R. NARAYANASWAMY a V. NARAYANAN. Effect of heater size and Reynolds number on the partitioning of surface heat flux in subcooled jet impingement boiling. *International Journal of Heat and Mass Transfer* [online]. 2013, **59**, 247–261 [vid. 2015-09-14]. ISSN 00179310. Dostupné z: doi:10.1016/j.ijheatmasstransfer.2012.12.021
- [79] PRABHU, K. Narayan a Amlan PRASAD. Metal/Quenchant Interfacial Heat Flux Transients During Quenching in Conventional Quench Media and Vegetable Oils. *Journal of Materials Engineering and Performance* [online]. 2003, **12**(1), 48–55 [vid. 2015-09-14]. ISSN 00000000. Dostupné z: doi:10.1361/105994903770343475
- [80] BABU, K. a T.S. PRASANNA KUMAR. Mathematical Modeling of Surface Heat Flux During Quenching. *Metallurgical and Materials Transactions B* [online]. 2009, **41**(1), 214–224 [vid. 2014-11-11]. ISSN 1073-5615. Dostupné z: doi:10.1007/s11663-009-9319-y
- [81] PRABHU, K. Narayan a Peter FERNANDES. Effect of surface roughness on metal/quenchant interfacial heat transfer and evolution of microstructure. *Materials & Design* [online]. 2007, **28**(2), 544–550 [vid. 2014-11-11]. ISSN 02613069. Dostupné z: doi:10.1016/j.matdes.2005.08.005
- [82] CHOTĚBORSKÝ, R. a M. LINDA. Prediction Of Mechanical Properties Of Quench Hardening Steel*. *Scientia Agriculturae Bohemica* [online]. 2015, **46**(1). ISSN 1211-3174. Dostupné z: doi:10.1515/sab-2015-0013
- [83] KEŠNER, A., R. CHOTĚBORSKÝ a M. LINDA. Determining the specific heat capacity and thermal conductivity for adjusting boundary conditions of FEM model. *Agronomy Research*. 2017, **15**(Special Is).
- [84] TEIXEIRA, M.G., M.A. RINCON a I.-S. LIU. Numerical analysis of quenching – Heat conduction in metallic materials. *Applied Mathematical Modelling* [online]. 2009, **33**(5), 2464–2473. ISSN 0307904X. Dostupné z: doi:10.1016/j.apm.2008.07.015

- [85] SABET, H., Sh. KHIERANDISH, Sh. MIRDAMADI a M. GOODARZI. The Microstructure and Abrasive Wear Resistance of Fe–Cr–C Hardfacing Alloys with the Composition of Hypoeutectic, Eutectic, and Hypereutectic at $\frac{\text{Cr}}{\text{C}} = 6$. *Tribology Letters* [online]. 2011, **44**(2), 237–245 [vid. 2014-11-11]. ISSN 1023-8883. Dostupné z: doi:10.1007/s11249-011-9842-2
- [86] JANKAUSKAS, V. a R. SKIRKUS. STEEL ABRASIVE WEAR FORECASTING BY WEARING SURFACES MICROGEOMETRIC PARAMETERS. *Mechanika* [online]. 2013, **19**(4) [vid. 2015-10-06]. ISSN 2029-6983. Dostupné z: doi:10.5755/j01.mech.19.4.5049
- [87] KEŠNER, A., R. CHOTĚBORSKÝ, M. LINDA a M. HROMASOVÁ. Utilization of FEM model for steel microstructure determination. In: *IOP Conference Series: Earth and Environmental Science* [online]. 2018. Dostupné z: doi:10.1088/1755-1315/122/1/012098
- [88] STATSOFT. *Statistica* [online]. 2014. Dostupné z: <http://www.statsoft.com/>
- [89] CHOTĚBORSKÝ, R. a M. LINDA. FEM based numerical simulation for heat treatment of the agricultural tools. *Agronomy Research* [online]. 2015, **13**(3), 629–638. ISSN 1406894X. Dostupné z: <http://www.scopus.com/inward/record.url?eid=2-s2.0-84937129965&partnerID=tZOtx3y1>
- [90] MI, Gaoyang, Yanhong WEI, Xiaohong ZHAN, Cheng GU a Fengyi YU. A coupled thermal and metallurgical model for welding simulation of Ti–6Al–4V alloy. *Journal of Materials Processing Technology* [online]. 2014, **214**(11), 2434–2443 [vid. 2014-11-11]. ISSN 09240136. Dostupné z: doi:10.1016/j.jmatprotec.2014.05.011
- [91] HERNANDEZ, Sinuhe, Alejandro LEIRO, Manel Rodríguez RIPOLL, Esa VUORINEN, Karl-Gustaf SUNDIN a Braham PRAKASH. High temperature three-body abrasive wear of 0.25C 1.42Si steel with carbide free bainitic (CFB) and martensitic microstructures. *Wear* [online]. 2016, **360–361**, 21–28. ISSN 00431648. Dostupné z: doi:10.1016/j.wear.2016.04.012

- [92] NARAYANASWAMY, Balaji, Peter HODGSON a Hossein BELADI. Comparisons of the two-body abrasive wear behaviour of four different ferrous microstructures with similar hardness levels. *Wear* [online]. 2016, **350–351**, 155–165. ISSN 00431648. Dostupné z: doi:10.1016/j.wear.2016.01.013
- [93] TREVISIOL, Céline, Abdeljalil JOURANI a Salima BOUVIER. Effect of hardness, microstructure, normal load and abrasive size on friction and on wear behaviour of 35NCD16 steel. *Wear* [online]. 2017, **388–389**, 101–111. ISSN 00431648. Dostupné z: doi:10.1016/j.wear.2017.05.008

8 Přílohy

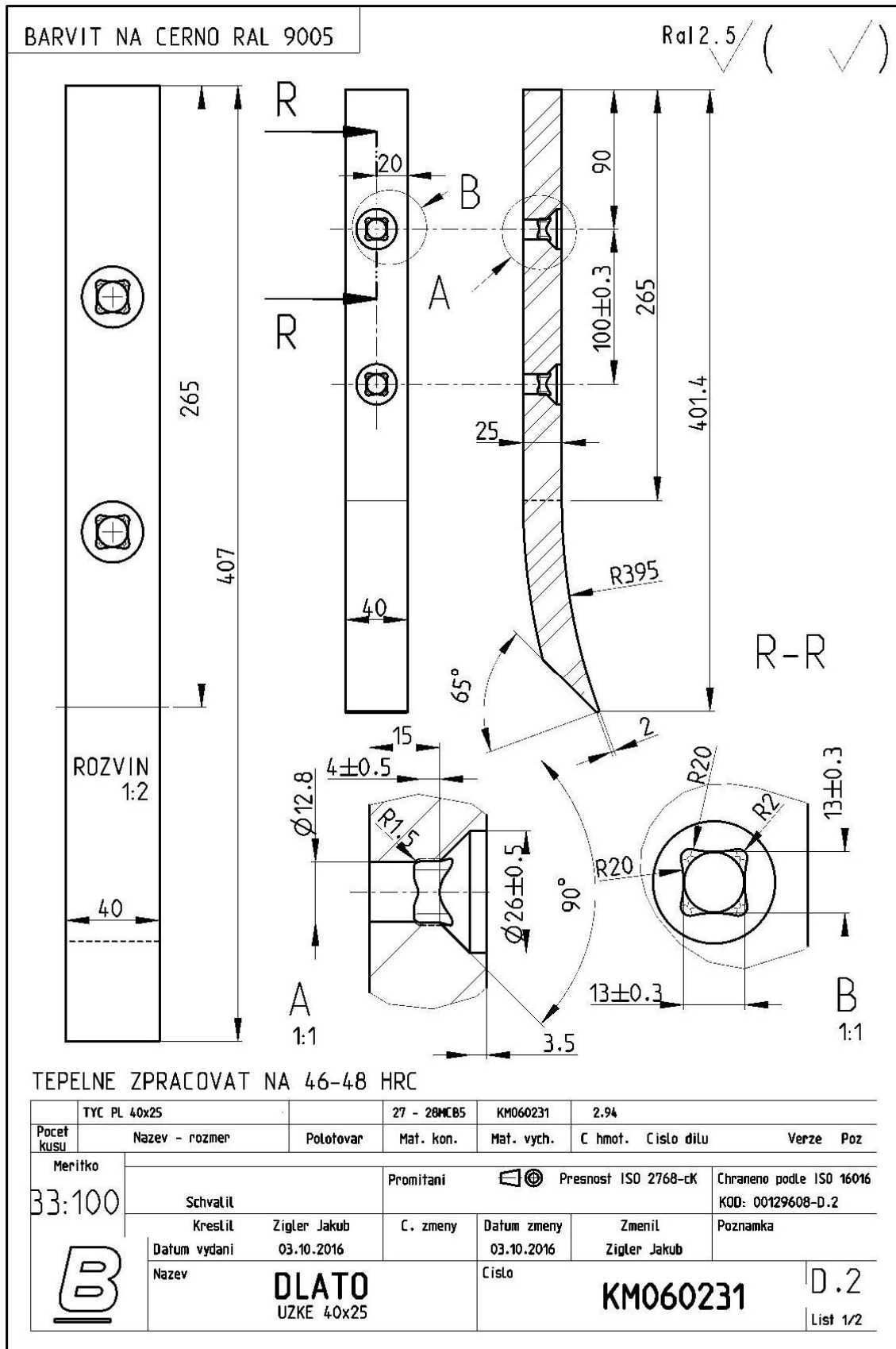
8.1 Příloha A: Tabulka tepelného zpracování vzorků pro měření tepelného toku

Vzorky	Ohřev			Ochlazování		
	Teplota [°C]	Doba [s]	Prostředí [-]	Teplota [°C]	Doba [s]	Prostředí [-]
A1, A2, A3, B1, B2, B3, C1, C2, C3, V1, V2, V3	800	1 800	vzduch	20 °C	do vyrovnání teplot mezi termočlánky	klidná voda
A4, A5, A6, B4, B5, B6, C4, C5, C6, V4, V5, V6	800	1 800	vzduch	20 °C	do vyrovnání teplot mezi termočlánky	vířivá voda
A7, A8, A9, B7, B8, B9, C7, C8, C9, V7, V8, V9	900	1 800	vzduch	20 °C	do vyrovnání teplot mezi termočlánky	klidná voda
A10, A11, A12, B10, B11, B12, C10, C11, C12, V10, V11, V12	900	1 800	vzduch	20 °C	do vyrovnání teplot mezi termočlánky	vířivá voda
A13, A14, A15, B13, B14, B15, C13, C14, C15, V13, V14, V15	1 000	1 800	vzduch	20 °C	do vyrovnání teplot mezi termočlánky	klidná voda
A16, A17, A18, B16, B17, B18, C16, C17, C18, V16, V17, V18	1 000	1 800	vzduch	20 °C	do vyrovnání teplot mezi termočlánky	vířivá voda

8.2 Příloha B: Tabulka tepelného zpracování vzorků v solných lázních

Vzorky	Ohřev - vzduch		Ochlazování 1 - solná lázeň		Ochlazování 2 - vzduch	
	Teplota [°C]	Doba [s]	Teplota [°C]	Doba [s]	Teplota [°C]	Doba [s]
C19	900	1 800	327	Do vyrovnání teplot obou termočlánků	20	Do vyrovnání teplot obou termočlánků
C20	900	1 800	356.2		20	
C21	900	1 800	401		20	
C22	900	1800	284.9		20	
C23	800	1 800	297.6		20	
C24	900	1 800	305.3		20	
C25	1 000	1 800	308		20	

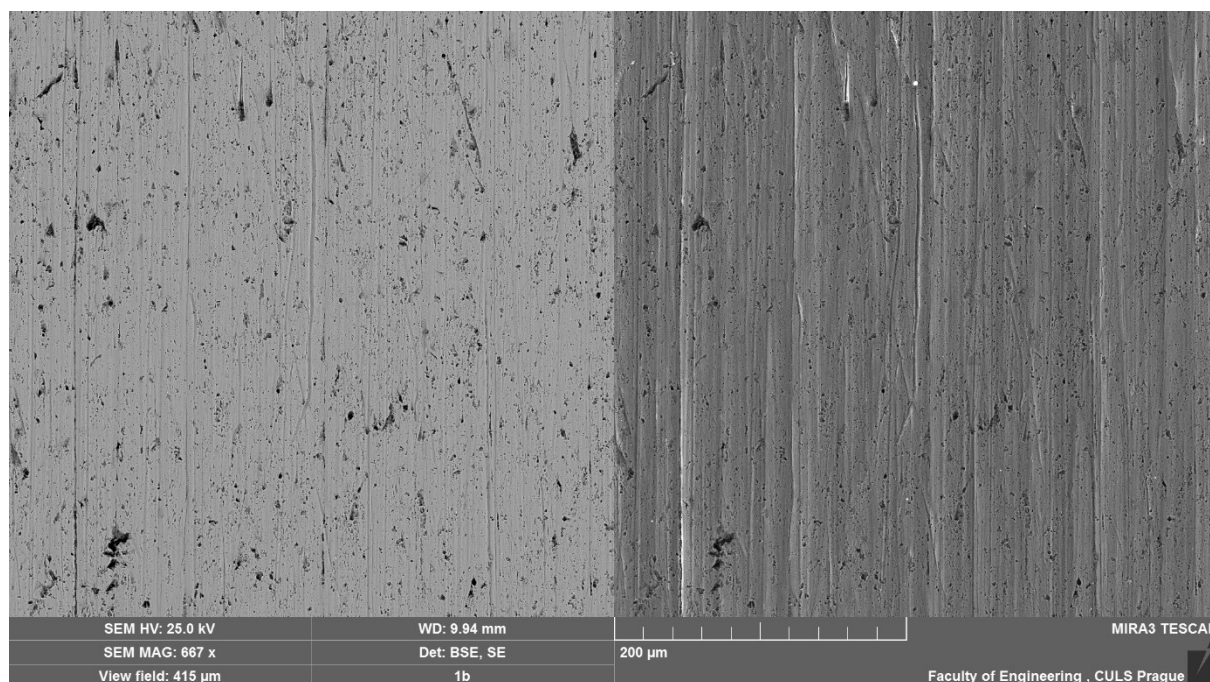
8.3 Příloha C: Výkres dláta použitého v této práci.



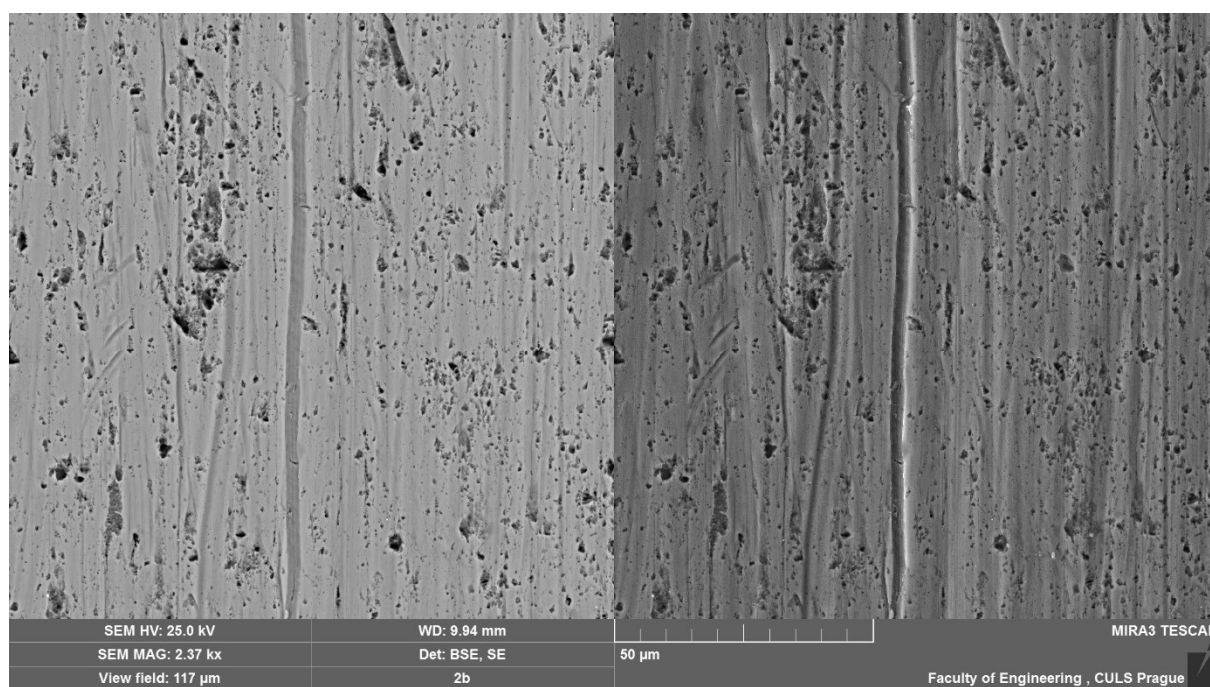
8.4 Příloha D: Tepelné zpracování vzorků pro měření abraze

Vzorky	Ochlazování 1 solná lázeň		Ochlazování 2			Ochlazování 3		
	Teplota [°C]	Doba [s]	Teplota [°C]	Doba [s]	Prostředí [-]	Teplota [°C]	Doba [s]	Prostředí [-]
C40	400	37	400	163	vzduch	20	do 20 °C	vzduch
C41	400	37	20	do 20 °C	voda	—	—	—
V40	300	40	300	1 000	vzduch	20	do 20 °C	vzduch
V41	300	40	20	do 20 °C	voda	—	—	—
V42	400	40	400	1 200	vzduch	20	do 20 °C	vzduch
V43	400	40	20	do 20 °C	voda	—	—	—

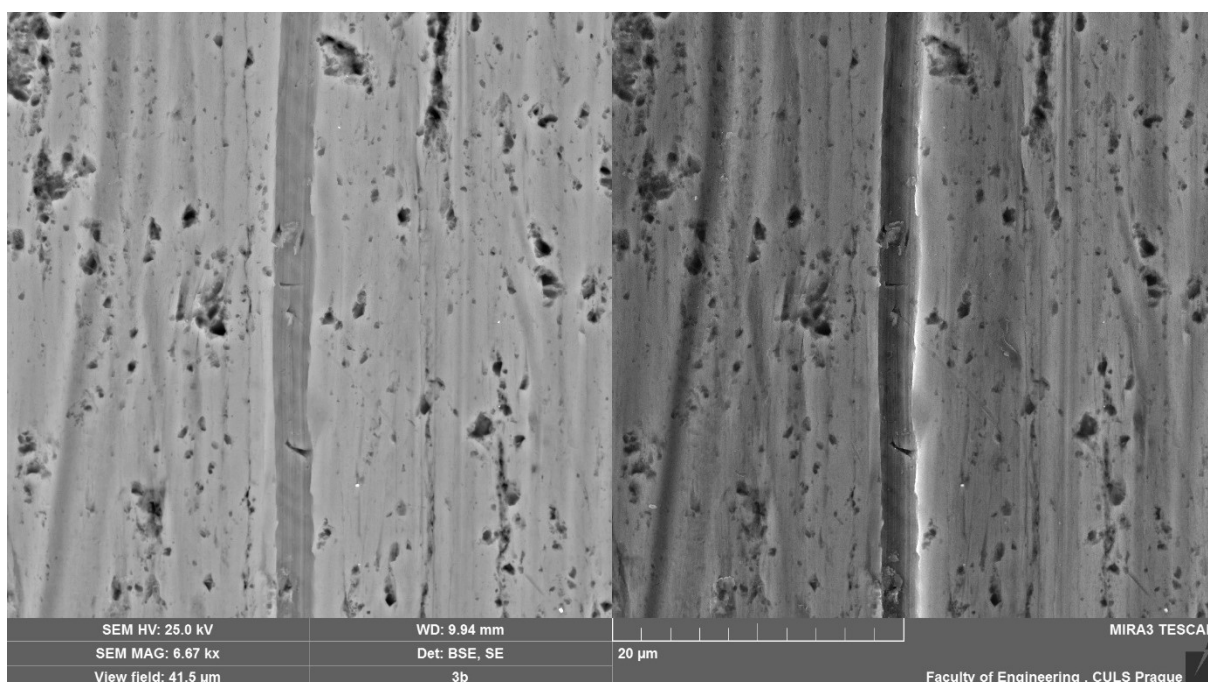
8.5 Příloha E: Snímky abrazivního opotřebení vzorku V46



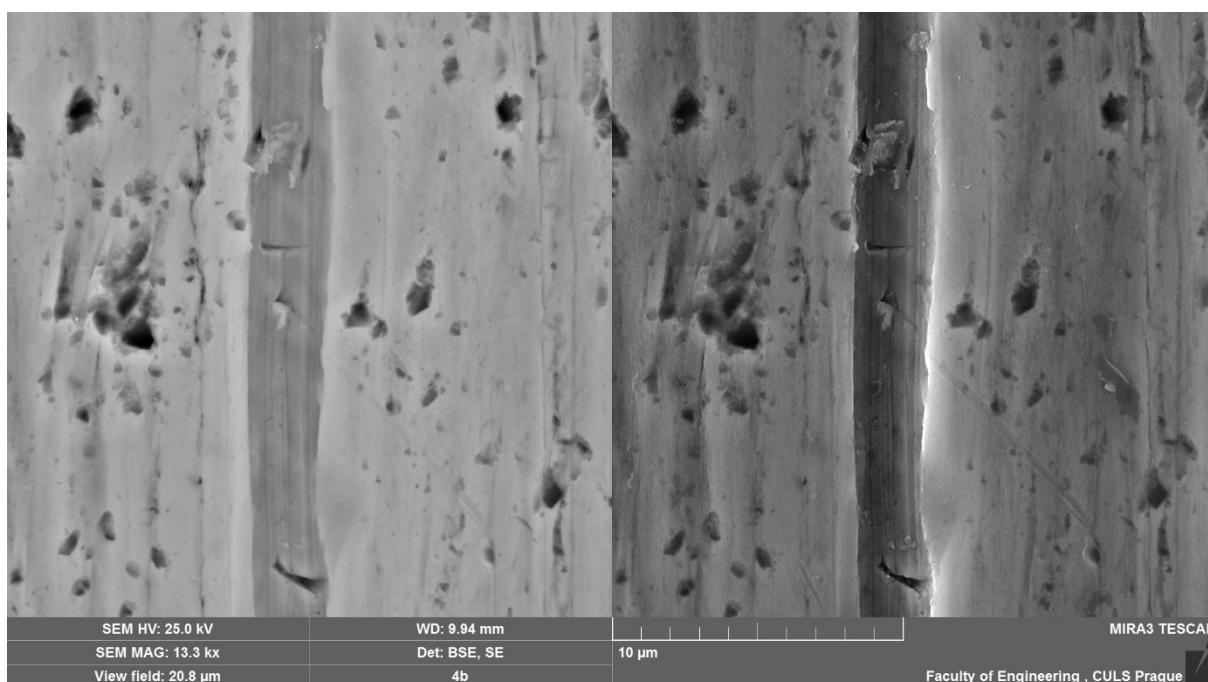
Snímek abrazivního opotřebení vzorku V46 o velikosti 415 μm × 415 μm



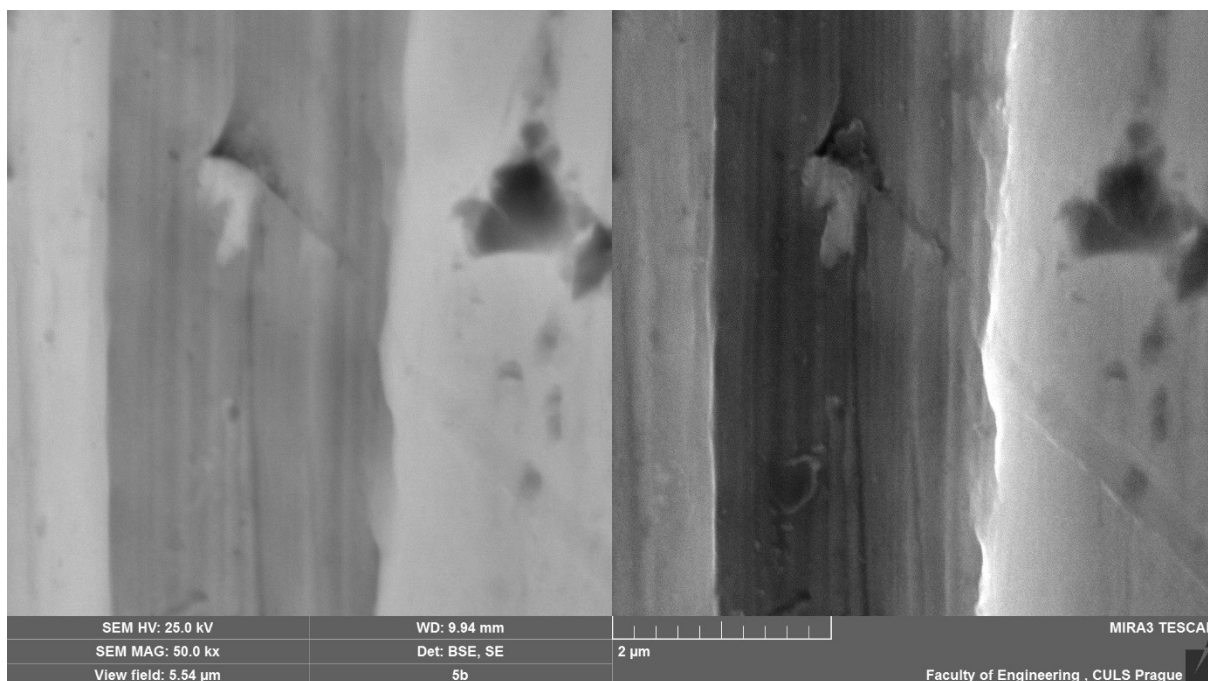
Snímek abrazivního opotřebení vzorku V46 o velikosti 117 μm × 117 μm



Snímek abrazivního opotřebení vzorku V46 o velikosti $41,5 \mu\text{m} \times 41,5 \mu\text{m}$



Snímek abrazivního opotřebení vzorku V46 o velikosti $20,8 \mu\text{m} \times 20,8 \mu\text{m}$



Snímek abrazivního opotřebení vzorku V46 o velikosti $5,54 \mu\text{m} \times 5,54 \mu\text{m}$