



VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V BRNĚ

BRNO UNIVERSITY OF TECHNOLOGY



FAKULTA STROJNÍHO INŽENÝRSTVÍ
LABORATOŘ PŘENOSU TEPLA A PROUDĚNÍ

FACULTY OF MECHANICAL ENGINEERING
HEAT TRANSFER AND FLUID FLOW LABORATORY

TEPELNĚ – MECHANICKÁ DEGRADACE POVRCHŮ ZA VYSOKÝCH TEPLŮT

HEAT – MECHANICAL DEGRADATION OF SURFACES AT THE HIGH TEMPERATURES

DIZERTAČNÍ PRÁCE
DOCTORAL THESIS

AUTOR PRÁCE
AUTHOR

Ing. RADEK ZAHRADNÍK

VEDOUCÍ PRÁCE
SUPERVISOR

prof. Ing. MIROSLAV RAUDENSKÝ, CSc.

BRNO 2014

ABSTRAKT

Tato dizertační práce se zabývá degradačními procesy povrchů oceli při kombinovaném, teplotně-mechanickém namáhání. Je vázána na pracovní válce teplých válcoven, které jsou namáhány právě kombinovaným teplotně-mechanickým namáháním.

V první kapitole práce je nastíněn proces válcování, konstrukce, výroba a materiály pracovních válců. Druhá kapitola shrnuje poznatky z rozsáhlé literární rešerše o degradačních procesech, které můžeme pozorovat na povrchu pracovních válců – opotřebení, oxidace, tepelná únava a kontaktní únava. Postupně jsou rozebrány charakteristiky, vznik, mechanismy rozvoje a dopady všech degradačních mechanismů na povrch pracovního válce.

Další kapitola obsahuje přehled analytických a numerických modelů, které se týkají životnosti, opotřebení, tepelných toků a deformace pracovních válců.

Další kapitoly podrobně rozebírají návrh analytického, optimalizovaného makrosférického numerického a mikrosférického modelu pro studium stavu napětí pracovního válce. S jejich pomocí je prezentováno několik případových studií, které využívají dostupná experimentální data.

Práce upřesňuje a rozšiřuje znalosti o stavu napětí. Ukazuje podíl jednotlivých zatížení na celkovém stavu napětí, rozložení v čase i vzdálenosti od povrchu. Pomocí makrosférického modelu je vysvětlena příčina spallingu a lomu pracovního válce. Mikrosférický model vysvětluje příčinu vzniku trhlin v karbidech litin s vysokým obsahem chromu. Závěr práce je doplněn o vytyčení směrů pro další výzkum, který je nezbytný pro další prohlubování znalostí o degradaci povrchu.

V poslední kapitole jsou shrnuty poznatky ze všech simulací, které byly v této práci prezentovány. Kapitola je rozčleněna do tří podkapitol. První shrnuje poznatky z kapitol 5 až 7. Druhá shrnuje poznatky z kapitoly 8. Poslední podkapitola shrnuje nutné předpoklady dalšího výzkumu v oblasti tepelně-mechanické degradace povrchů v oblasti válcování, které jsou odrazem zjištěných problémů současného stavu techniky, a vytyčuje směr, kam by se měl ubírat další výzkum.

Hlavní text práce je doplněn o značný počet příloh, které tvoří třetinu celkové délky práce. Rozšiřují témata, která jsou rozebírána v hlavním textu práce.

ABSTRACT

The Ph.D. thesis is focused on surface degradation mechanisms under combined heat and mechanical load. The objects of an examination are work rolls from hot rolling mills which suffer such a load.

In the first chapter, the hot rolling process, the design, the manufacturing process and present materials of work rolls are described. The state-of-the-art study of work roll surface degradation mechanisms – wear, oxidation, a thermal and a contact fatigue are described in the second chapter. The characterization, the formation, the mechanisms of progression and the effects of each surface degradation mechanism is described step by step.

The state-of-the-art study of analytical and numerical models which are related to hot rolling process is described in the third chapter together with their limitations and flaws.

The next chapters contain design of an analytical, an optimized macroscopic and a microscopic model for study of a work roll stress state. The macroscopic and the microscopic model is based on finite element method and they are implemented in ANSYS Programming Design Language. The models are used to process several case studies which are based on a previous experimental work of the Heat transfer and fluid flow laboratory.

The results from the case studies specify and expand knowledge of the work roll stress state. The results show the portion of each loading factor on a final stress state. In addition, time and depth depended distribution of stress state is presented. The results from the macrosferic model illustrate the cause of spalling and a rupture of the work roll. The results from the microsferic model show the cause of creation of the to-surface-parallel cracks within carbides of high chromium irons.

Last chapter summarized of all results gathered from case studies together with the goals for further research definition. The necessary steps for further cognition are stated.

The thesis contains a large set of appendixes with a deeper discussion of several related topics. These appendixes represent the one third of whole the thesis.

KLÍČOVÁ SLOVA

Válcování, abraze, tepelná únava, degradace povrchů, životnost, ANSYS

KEYWORDS

Rolling, abrasion, thermal fatigue, surface degradation, working life, ANSYS

BIBLIOGRAFICKÁ CITACE

ZAHRADNÍK, R. *Tepelně-mechanická degradace povrchů za vysokých teplot*. Brno: Vysoké učení technické v Brně, Fakulta strojního inženýrství, 2014. 236 s. Vedoucí dizertační práce prof. Ing. Miroslav Raudenský, CSc.

PROHLÁŠENÍ

Prohlašuji, že jsem dizertační práci vypracoval samostatně pod vedením prof. Ing. Miroslava Raudenského, CSc. a že všechny použité zdroje jsem správně a úplně citoval.

V Brně dne 16. 3. 2014

.....
Podpis autora

PODĚKOVÁNÍ AUTORA

Chtěl poděkovat své přítelkyni, za shovívavost a pochopení, které projevovala během mého dosavadního Ph.D. studia, vedoucímu práce, profesoru Raudenskému za cenné rady ohledně práce i života, profesoru Foretovi a docentu Náhlíkovi za odborné připomínky a cenné náměty k práci a také mým kolegům z Laboratoře přenosu tepla a proudění. Dále pak Janu Vernerovi, Tomáši Kouteckému, Lucii Fojtíkové a všem mým přátelům, kteří mi, ať už přímo či nepřímo, pomáhali s realizací této práce. Bez všech těchto lidí by tato práce nikdy nevznikla.
Ze srdce vám všem děkuji.

OBSAH

1	VÁLCOVÁNÍ.....	12
1.1	Základní pojmy	12
1.2	Princip válcování.....	13
1.3	Konstrukce pracovních válců.....	15
1.4	Výroba pracovních válců	15
1.5	Materiály pracovních válců.....	15
1.5.1	<i>Mikrostruktura povrchové vrstvy</i>	<i>17</i>
1.5.2	<i>Charakteristika litiny s vysokým obsahem chromu.....</i>	<i>20</i>
1.5.3	<i>Charakteristika oceli s vysokým obsahem chromu</i>	<i>24</i>
1.5.4	<i>Charakteristika rychlořezné oceli.....</i>	<i>27</i>
1.5.5	<i>Charakteristika litin s neurčitou tvrzenou vrstvou – ICDP litin.....</i>	<i>30</i>
2	DEGRADAČNÍ MECHANISMY VÁLCŮ.....	34
2.1	Opotřebení.....	35
2.1.1	<i>Charakterizace opotřebení.....</i>	<i>35</i>
2.1.2	<i>Vznik opotřebení</i>	<i>36</i>
2.1.3	<i>Mechanismy rozvoje opotřebení</i>	<i>37</i>
2.1.4	<i>Závislost opotřebení na vnějších/vnitřních parametrech.....</i>	<i>37</i>
2.1.5	<i>Dopady opotřebení.....</i>	<i>39</i>
2.1.6	<i>Předcházení opotřebení</i>	<i>40</i>
2.2	Oxidace	40
2.2.1	<i>Vznik oxidace</i>	<i>40</i>
2.2.2	<i>Mechanismus rozvoje oxidace</i>	<i>41</i>
2.2.3	<i>Závislost oxidace na vnitřních a vnějších činitelích</i>	<i>42</i>
2.2.4	<i>Dopady oxidace.....</i>	<i>44</i>
2.2.5	<i>Předcházení oxidaci.....</i>	<i>45</i>
2.3	Tepelná únava povrchu	45
2.3.1	<i>Vznik tepelné únavy.....</i>	<i>45</i>
2.3.2	<i>Mechanismy rozvoje tepelné únavy.....</i>	<i>47</i>
2.3.3	<i>Závislost tepelné únavy vnitřních/vnějších parametrech</i>	<i>47</i>
2.3.4	<i>Dopady tepelné únavy.....</i>	<i>49</i>
2.3.5	<i>Předcházení tepelné únavě.....</i>	<i>50</i>
2.4	Kontaktní únava	51
2.4.1	<i>Charakterizace kontaktní únavy.....</i>	<i>51</i>
2.4.2	<i>Vznik kontaktní únavy</i>	<i>53</i>
2.4.3	<i>Mechanismy rozvoje kontaktní únavy a trhlin obecně.....</i>	<i>53</i>
2.4.4	<i>Dopady kontaktní únavy.....</i>	<i>56</i>
2.4.5	<i>Předcházení kontaktní únavě</i>	<i>57</i>

2.5	Paralelní trhliny k povrchu.....	57
2.6	Degradace povrchů v kontextu	58
3	MODELOVÁNÍ PROCESU VÁLCOVÁNÍ	59
3.1	Analytické modely	59
3.2	Numerické modely.....	61
4	ANALYTICKÝ MODEL PRO VÝPOČET STAVU NAPĚTÍ PRACOVNÍHO VÁLCE.....	67
4.1	Určení maximální povrchové teploty.....	68
4.2	Stanovení teplotního profilu.....	70
	4.2.1 Příklad.....	75
4.3	Výpočet napětí	76
	4.3.1 Rozšířený konstitutivní vztah dle LEMAITRE a CHABOCHE.....	78
	4.3.2 Příklad.....	79
5	NUMERICKÝ MODEL PRO VÝPOČET STAVU NAPĚTÍ PRACOVNÍHO VÁLCE.....	82
5.1	Geometrie modelu.....	82
5.2	Postup výpočtu.....	84
	5.2.1 Teplotní analýza.....	85
	5.2.2 Pevnostní analýza	86
5.3	Materiálový model	87
	5.3.1 Tahová zkouška rychlořezné oceli	87
	5.3.2 Výpočet materiálových vlastností dle chemického složení.....	87
	5.3.3 Implementovaný materiálový model	88
	5.3.4 Zahrnutí oxidačního činitele	90
5.4	Normálové zatížení ve válcovací mezeře.....	91
	5.4.1 Obecná teorie napětí ve válcovací mezeře.....	91
	5.4.2 Implementovaný distribuční model normálového napětí.....	93
	5.4.3 Závislost normálového napětí ve válcovací mezeře na parametrech válcování a srovnání experimentálních dat s numerickým modelem	94
5.5	Smykové zatížení ve válcovací mezeře	96
	5.5.1 Obecná teorie smykových napětí.....	97
	5.5.2 Implementace distribučního modelu napětí ve válcovací mezeře.....	98
5.6	Kontakt s opěrným válcem	99
5.7	Zbytková (reziduální) napětí.....	99
	5.7.1 Vliv zbytkových napětí na stav napětí povrchové vrstvy pracovního válce	102
5.8	Optimalizace výpočetních nároků modelu.....	102

5.8.1	<i>Optimalizace geometrie</i>	102
5.8.2	<i>Optimalizace časového kroku</i>	105
5.9	Minimální nároky na výpočetní kapacitu	106
6	PŘÍPADOVÉ STUDIE	107
6.1	Podíl zatěžujících činitelů	107
6.1.1	<i>Teplotní namáhání</i>	107
6.1.2	<i>Ostatní zatížení</i>	108
6.2	Havarijní stav	109
6.2.1	<i>Teplotní zatížení</i>	109
6.2.2	<i>Ostatní zatížení</i>	110
6.3	Vliv polohy chladících kolektorů.....	110
7	VÝSLEDKY A HODNOCENÍ PŘÍPADOVÝCH STUDIÍ	113
7.1	Podíl zatěžujících činitelů	119
7.1.1	<i>Teplotní namáhání</i>	119
7.1.2	<i>Normálové zatížení ve válcovací mezeře</i>	120
7.1.3	<i>Smykové zatížení ve válcovací mezeře</i>	120
7.1.4	<i>Kontakt s válcem</i>	121
7.1.5	<i>Celkové srovnání zatěžujících stavů</i>	129
7.1.6	<i>Rozbor výsledků</i>	131
7.2	Havarijní stav	131
7.2.1	<i>První hlavní napětí</i>	132
7.2.2	<i>Druhé hlavní napětí</i>	132
7.2.3	<i>Třetí hlavní napětí</i>	133
7.2.4	<i>Ekvivalentní napětí von Mises</i>	134
7.2.5	<i>Obvodové napětí</i>	135
7.2.6	<i>Celkové obvodové přetvoření</i>	136
7.2.7	<i>Plastické obvodové přetvoření</i>	137
7.2.8	<i>Napjatostně-deformační křivka</i>	138
7.2.9	<i>Rozbor výsledků</i>	139
7.3	Vliv polohy chladících kolektorů.....	141
8	NUMERICKÝ MODEL MIKROSTRUKTURY PRACOVNÍHO VÁLCE	142
8.1	Voroného diagram.....	142
8.1.1	<i>Definice Voroného diagramu pro E^2</i>	142
8.1.2	<i>Definice významu Voroného buňky</i>	143

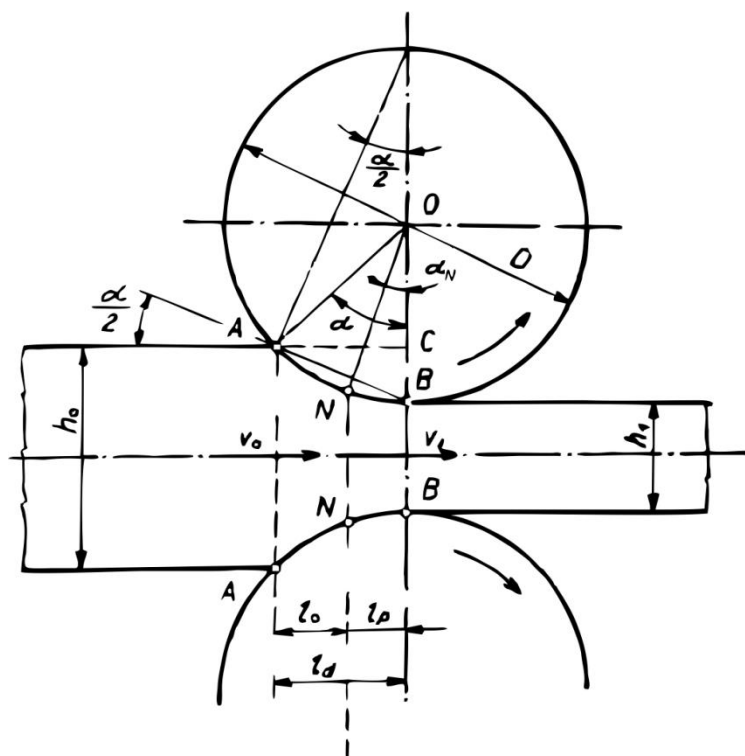
8.2	Algoritmus výpočtu.....	143
8.2.1	<i>Vytvoření Voroného diagramu a určení morfologie</i>	144
8.2.2	<i>Generování vstupního makra pro systém ANSYS</i>	145
8.2.3	<i>Materiálové vlastnosti</i>	146
8.2.4	<i>Okrajové podmínky</i>	147
8.2.5	<i>Výpočet a vyhodnocení dat</i>	147
8.2.6	<i>Zahrnutí oxidačního činitele</i>	148
8.3	Případové studie.....	148
8.3.1	<i>Vygenerovaná mikrostruktura oceli s vysokým obsahem chromu</i>	149
8.3.2	<i>Vygenerovaná mikrostruktura litiny s vysokým obsahem chromu</i>	149
8.3.3	<i>Okrajové podmínky</i>	150
8.4	Výsledky případových studií.....	150
8.4.1	<i>Napětí mikrostruktury oceli v vysokým obsahem chromu</i>	150
8.4.2	<i>Napětí mikrostruktury litiny s vysokým obsahem chromu</i>	151
8.5	Rozbor výsledků případových studií.....	151
8.6	Možnosti rozšíření simulací mikrostruktury.....	153
9	ZÁVĚR.....	154
9.1	Shrnutí poznatků z makrosférického modelování.....	154
9.2	Shrnutí poznatků z mikrosférického modelování.....	154
9.3	Prerekvizity a směr pro další výzkum v oblasti válcování.....	155
10	SEZNAM POUŽITÉ LITERATURY.....	157
11	SEZNAM OBRÁZKŮ.....	170
12	SEZNAM TABULEK.....	180
13	SEZNAM POUŽITÝCH ZKRATEK A SYMBOLŮ.....	182
14	SEZNAM ROVNIC.....	186
15	SEZNAM PŘÍLOH.....	188
16	PŘÍLOHY.....	189
A.	Proměnná typu pole – TABLE v systému ANSYS.....	189
B.	Nastavení analýzy a formulace okrajových podmínek.....	192
C.	Stanovení okrajových podmínek.....	194
D.	Export dat.....	197
E.	Struktura APDL kódu.....	199
F.	Ratchetting a Shakedown.....	200
G.	Hertzův kontakt mezi 2 válci.....	204
H.	Metody měření zbytkových napětí.....	206
I.	Superpozice zbytkových napětí.....	208
J.	Kompletní vyhodnocení případové studie 1.....	210

<i>Teplotní namáhání</i>	210
<i>Normálové zatížení</i>	217
<i>Smykové zatížení</i>	224
K. Vliv polohy chladících kolektorů.....	232

1 VÁLCOVÁNÍ

1.1 ZÁKLADNÍ POJMY

Ukázkový příklad tepelně-mechanické degradace povrchů je válcování za tepla. Válcování je tvářecí proces, při kterém dochází k plastické deformaci materiálu pomocí pracovních válců ve válcovacích stolicích. Polotovar před válcováním nazýváme provalek. Konečný produkt válcování nazýváme vývalek. Pracovním válcem označujeme válec, jehož povrch je v přímém kontaktu s válcovaným materiálem. Opěrným válcem nazýváme válec, který je pouze v kontaktu s pracovním válcem a plní funkci opory a přenašeče tlakových sil. Nejmenší vzdálenost mezi dvojicí pracovních válců nazýváme válcovací mezerou, Obr. 1 kóta h_1 . Úběrem nazýváme rozdíl mezi kótami h_1 a h_0 . Úhlem záběru nazýváme poměrnou část z obvodu válce, která je v daném okamžiku v kontaktu s provalkem, kóta α .



Obr. 1 Schéma válcování [3].

Válcovací stolicí nazýváme soustavu pracovních a opěrných válců. Můžeme ji charakterizovat podle počtu válců, uspořádání, velikosti a tvaru válcovací mezery. Rozdělení válcovacích stolic je rozebráno dále v této kapitole. Soustava válcovacích stolic tvoří válcovací trať.

Rychlostí válcování rozumíme rychlost pohybu provalku po válcovací trati. Tato rychlost se v průběhu válcování mění, viz kapitola 1.2. Deformační rychlost je časová změna poměrné či skutečné deformace provalku ve válcovací mezeře. Deformační odpor materiálu je veličina, která určuje množství energie, kterou je potřeba vynaložit pro přetvoření materiálu do požadovaného tvaru. Pásmo deformace je podélná oblast válcovací mezery, kde dochází k plastické deformaci materiálu (na Obr. 1 oblast vymezena spojnicemi bodu A-A a B-B).

Tvar válcovací mezery nám definuje typ válcování. Pokud se jedná o obyčejné válce, jedná se o běžné plošné válcování – plechy, pásy. Pokud se jedná o válce s drážkou či jsou místo válců použity kalibry, jedná se o válcování profilů. Hlavními produkty válcování jsou pásy, plechy, kolejnice, trubky, tyče atd.

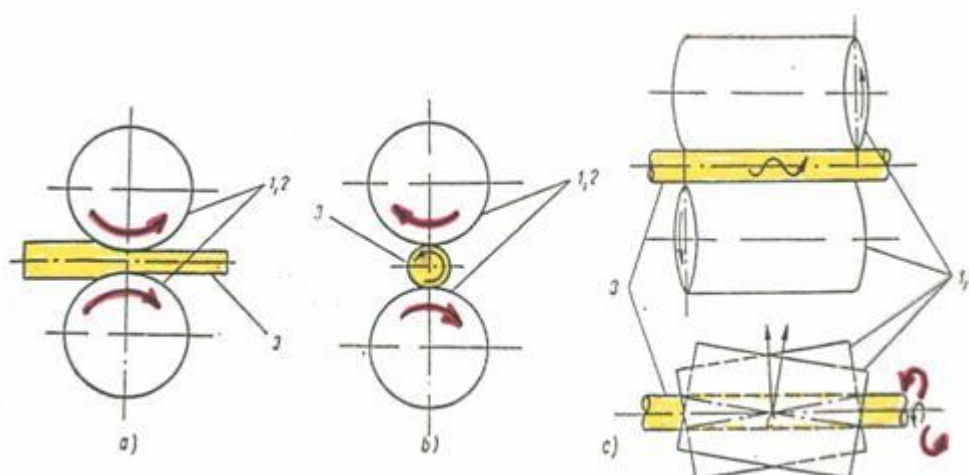
Podle teploty provalku rozlišujeme válcování za tepla a za studena. Pokud je teplota provalku nad, resp. pod rekrystalizační teplotou, jedná se o válcování za tepla, resp. za studena [3]. Jiným kritériem může být procentuální část teploty tavení materiálu. Pak můžeme rozčlenit válcování podle teploty provalku na válcování za studena (pod 30 % T_{tav}), polotepla (od 30 % až 70 % T_{tav}) a za tepla (nad 70 % T_{tav}) [1]. Teplota provalku silně ovlivňuje deformační odpor materiálu, který se zvyšující se teplotou snižuje. To umožňuje velké úběry při válcování na jedné válcovací stolici. Dalšími důvody válcování za tepla je struktura materiálu vývalku, kvalita povrchu aj.

Nově budované válcovací tratě se konstruují ve spojení s kontinuální lící linkou, kde se využívá teploty materiálu po odlití. Šetří se tím energie, která by musela být dodána později a provoz je tak méně nákladný a ekologičtější, např. v ArcelorMittal East Chicago.

1.2 PRINCIP VÁLCOVÁNÍ

Podrobný popis válcování není přímo předmětem této práce a zde je vymezen pouze pro potřeby této práce. Technologicky operace válcování za tepla zapadá mezi odlévání oceli v ocelárně a válcování za studena. Může být také konečnou sekcí výroby, pokud stačí dosažená kvalita vývalku. Vstupní polotovary mohou být bramy nebo sochory (odlitky z ocelárny s fixními rozměry).

Podstatou válcování je plastická deformace provalku ve válcovací mezeře. Provalek se pohybuje po válcovací trati, kde je vtažen mezi pracovní válce. S postupem provalku válcovací mezerou a pásmem deformace dochází k plastické deformaci průřezu provalku. Finálního tvaru vývalku je v drtivé většině případů dosaženo několika průchody provalku přes válcovací stolici s postupným snižováním úběru a zvyšováním rychlosti válcování. Při podélném válcování je provalek vtažen do první válcovací stolice, stlačen pracovními válci a z nich je vytlačován vyšší rychlostí, než byl vtlačován (rovnice kontinuity). Druhá a každá další válcovací stolice té samé válcovací tratě musí být nastavena na tento nárůst rychlosti válcování, aby nedocházelo k podélnému vzepření provalku. Podle polohy provalku vůči pracovním válcům rozlišujeme podélné, příčné a kosohlé válcování.



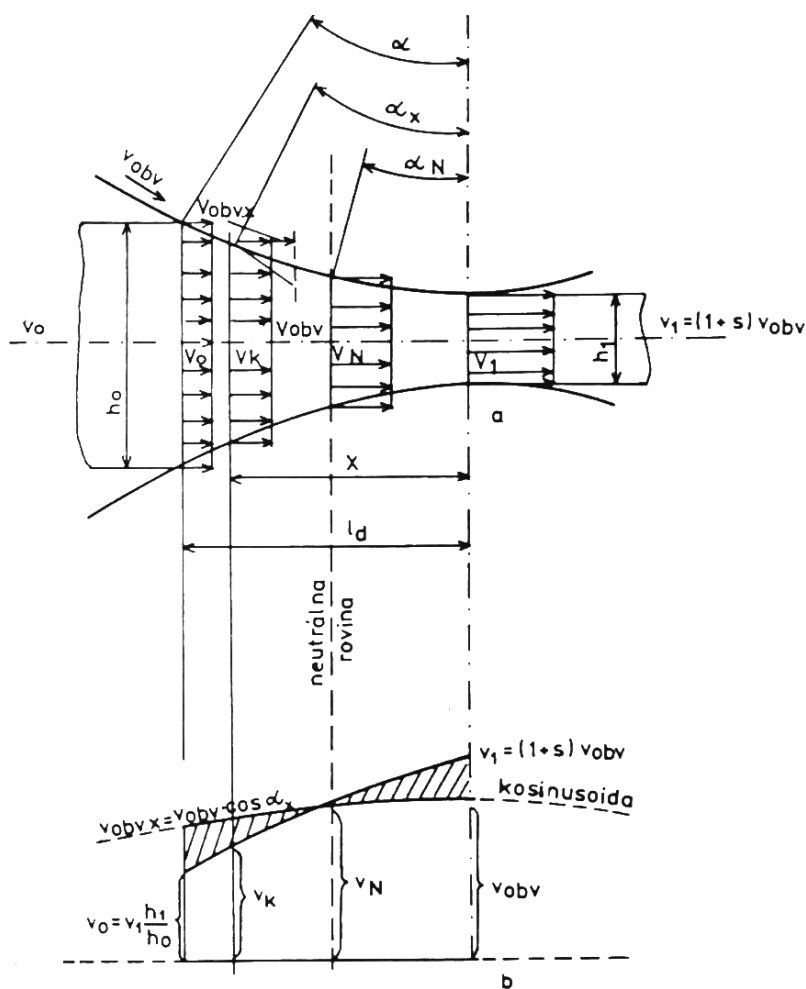
Obr. 2 Principy válcování. Podélné (vlevo), příčné (uprostřed) a kosé (vpravo). 1,2 – válce, 3 – válcovaný materiál [4]. V praxi se nejčastěji setkáváme s podélným válcováním, které tvoří většinu válcovacích stolic.

Obvodová rychlost pracovního válce je nižší než výstupní rychlost tečení kovu z válcovací mezery, tj. materiál vystupuje z válcovací mezery o něco rychleji, než je rychlost otáčení válce. Vzhledem k tématu práce je to důležitý fakt. Díky tomuto gradientu rychlosti se pásmo deformace dělí na 3 oblasti – pásmo zpoždování (1-1), neutrální pásmo (1-2) a pásmo předstihu (1-3), viz Obr. 3. Materiál je nejprve smýkán po povrchu pracovního válce. Poté dochází k vyrovnání rychlostí tečení kovu a obvodové rychlosti v neutrální rovině. Vzniká pásmo přilnutí. Posléze je povrch válce smýkán po provalku. Kontaktní plocha válce je cyklicky smykově namáhána.

$$v_k < v_{obv} \cdot \cos \alpha_N \quad (1-1)$$

$$v_k = v_{obv} \cdot \cos \alpha_N \quad (1-2)$$

$$v_k > v_{obv} \cdot \cos \alpha_N \quad (1-3)$$



Obr. 3 Rychlostní poměry při válcování [1].

Podrobnější popis válcování můžeme najít v česky/slovensky psané literatuře [1], dále také v [3], [5], popř. velice podrobně v zahraniční literatuře [6] a [7].

Tato práce zabývá pouze podélním válcováním pásů plechů za tepla.

1.3 KONSTRUKCE PRACOVNÍCH VÁLCŮ

Pracovní válce jsou základní součásti válcovací stolice. Zabezpečují požadovaný tvar a rozměr vývalku, kvalitu povrchu a přenáší silové a momentové zatížení. Podle technologie je můžeme rozdělit na válce pro ploché vývalky, kalibrované a speciální válce. Každý z těchto typů válců bude mít jiné požadavky na tvrdost, resp. houževnatost povrchu, tvar a chemické složení. Existují i jiná hlediska, jak dělit pracovní válce. Lze je dohledat např. v [11].

Dnes je většina válců konstruována jako bimetalická kvůli požadavkům z praxe, která vyžaduje houževnaté jádro a tvrdý povrch, jakožto pracovní vrstvu [13]. Tato konstrukce může být zdrojem vážných narušení válce. Pokud není pečlivě zvládnut technologický proces spojení dvou kovů při výrobě pracovního válce, může dojít v průběhu válcování k oddělení obalové vrstvy a obnažení jádra válce kvůli nízké nebo žádné strukturální integritě obálky. Opravy na principu svařování se jeví jako neúčinné [11].

Procentuální zastoupení válce v koncové ceně hotového produktu je 5–15 %, většinu ceny válce tvoří náklady na materiál [15].

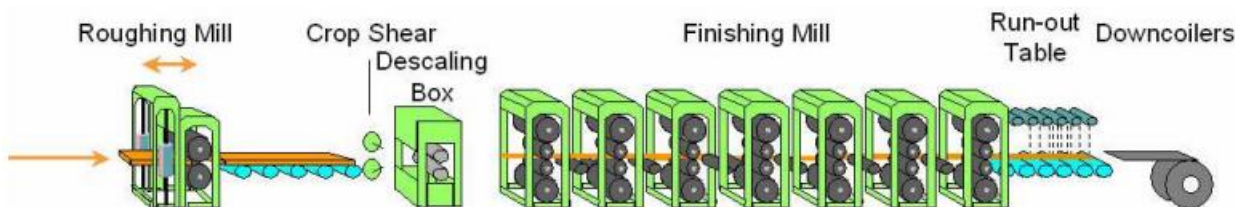
1.4 VÝROBA PRACOVNÍCH VÁLCŮ

Dnešní pracovní válce jsou na první pohled jednoduché součásti. Skrývá se však za nimi složitý lící postup. Forma pracovního válce se roztočí na požadované otáčky, během relativně krátké doby se plnicím kanálem do formy vylije tekutá ocel. Díky rotaci formy se pravidelně rozteče po celé formě a vytvoří pracovní vrstvu válce. Po pracovní vrstvě se odlévá mezivrstva, která vytváří přechod mezi pracovní vrstvou a jádrem. Jakmile je odlita mezivrstva, forma se pomalu zabrzdí, postaví se do vertikální polohy a vylije se struska. Jádro se lije gravitačně, tekutá ocel jádra přetavuje mezivrstvu a míchá (spéká) se s ní [11].

Bližší popis postupů, další informace k technologiím výroby, jejich historie a vývoj odlévání válců jsou nad rámec této práce a lze je dohledat např. v [11], [137], popř. v záznamech patentových databází.

1.5 MATERIÁLY PRACOVNÍCH VÁLCŮ

V dnešní době se používají především ušlechtilé oceli s vysokým obsahem legur (Cr, Mo, V, W). V praxi se prosadily především vysoko chromové (HiCr) oceli/litiny, které se používají od 60. let minulého století a v posledních desetiletích se hojně rozšířily HSS oceli (High Speed Steel – rychlořezné oceli) [12], [22], [25], [114]. Jsou to jedny z nejkvalitnějších ocelí, které dnešní metalurgie umí vyrobit. Jejich pevnosti v tahu běžně přesahují 1000 MPa ([80], [81], [82], [114]), nejnovějšími postupy lze dosáhnout hodnot přes 3000 MPa [25], [138]. Materiál pracovního válce se volí především podle místa jeho nasazení na válcovací trati. Na začátku tratě, kde mají provalky nejvyšší teplotu, se spíše objevují ušlechtilé oceli s vysokým obsahem chromu a molybdenu kvůli jejich vyšší odolnosti proti popuštění [114]. V prostřední části tratě se objevují rychlořezné oceli kvůli jejich celkové vysoké životnosti [14], [114]. Na konci se spíše uplatňují ušlechtilé oceli s kalenou vrstvou, litiny s neurčitou tvrzenou vrstvou, tzn. ICDP (Indefinite Chill Double Pour) litiny, kvůli vyššímu namáhání otěrem v těchto místech (vysoké rychlosti válcování, malé pásmo deformace, malé úběry) [14], [114]. Toto schéma však není závazné a může se lišit.



ROUGHING MILL	FINISHING MILL		DEVELOPMENTS
	F1 - F3, F4	F4 - F6, F7	
- HiCr Steel 70-75 ShC - CE HiCr Steel 75-80 ShC - ULC Grades 80-90 ShC - Konkordia 75-85ShC - HSS 75-85ShC	- HiCr Iron 70-75ShC - CE HiCr Iron 75-80 ShC - Konkordia 75-85 ShC - HSS 75-85 ShC	- ICDP 70-83 ShC - CE ICDP 75-83 ShC - HSS ???	
HiCr-Steel ... <2% C ULC ... Ultra Low Carbon (<1% C)	HiCr-Iron ... >2%C Konkordia ... Cr-based HSS... High Speed Steel	ICDP ... Indefinite Chill CE ... Carbide Enhanced	

Obr. 4 Použití materiálů podle pozice válcovací stolice na válcovací trati, která je členěna na přípravnou stolicí (roughing mill), hotovní pořadí (finishing mill). Vertikálně je zachycen vývoj materiálů. Zeleně jsou naznačeny materiály, které byly nahrazeny, černě jsou označeny materiály, ke kterým zatím nebyl nalezen lepší nástupce [114].

Výkon materiálu se měří v počtu tun na 1 mm tloušťky pracovní vrstvy [101], [114]. Tento parametr je závislý na druhu materiálu, který je válcován, pozici na válcovací trati, výkonu chlazení, filtraci vody a mnoha dalších parametrech [12]. V praxi je výkon materiálu jeden ze dvou hlavních ukazatelů, které se sledují v souvislosti s životností válce. Od výkonu materiálu se odvíjí druhý hlavní parametr – délka válcovací kampaně v počtu tun na kampaň [114]. Každý provozovatel válcovny má empirické modely pro daný typ chemického složení materiálu, který je válcován. Tato data jsou zpravidla nepřenosná a jsou vázána na konkrétní válcovnu a materiál.

Předpovědní modely pro životnost nebo výkonnost nových typů chemických složení (ať už materiálů válců nebo válcovaného materiálu) nebyly v literatuře zaznamenány¹. Naopak najdeme mnoho zmínek o předpovědních modelech opotřebení, které však reflektují spíše současný stav [21], [31], [193], [194], [195], [197], [199]. Bohužel podle nich nelze předpovídat chování nových typů mikrostruktur pracovních válců, ani nových chemických složení válcovaných materiálů. Data o životnosti se zpravidla získávají experimentálně přímo ve válcovnách.

Následující podkapitoly obsahují přehled charakteristik v současnosti používaných materiálů pro pracovní válce teplých válcoven. Nejprve je popsána mikrostruktura využívaných materiálů, formy karbidů a jejich mikrotvrdosti. Dále je uveden přehled chemického složení, mechanických a fyzikálních vlastností válců od výrobců, kteří veřejně uvádějí tyto informace u svých produktů.

¹ Autor práce nevylučuje jejich existenci, jednalo by se však o citlivé know-how provozovatelů válcoven.

Firma Vítkovické slévárny, spol. s.r.o. uvádí u všech svých produktů obsah wolframu, vanadu a niobu obecně, bez bližší specifikace, proto je u nich uvedena položka „ano“. Naopak firma Akers AB uvádí obsah těchto třech legur dohromady. Všechny firmy spojuje velký rozptyl hodnot chemického složení². Výrobce Marichal Ketin je naopak nejsdílnější a nabízí ke svým výrobkům nejpodrobnější informace. U některých veličin dokonce uvádí i teplotní rozsah. Jmenovitě u tepelné kapacity a vodivosti, kde je uváděn rozsah 25–100 °C, u součinitele tepelné roztažnosti je to rozsah 25–400 °C.

1.5.1 Mikrostruktura povrchové vrstvy

V pracovní vrstvě se může podle způsobu tepelného zpracování nacházet struktura perlitu, bainitu, martenzitu (nejčastěji), popř. austenitu, s vysokým podílem karbidů (M_xC_y) [196]. Jejich tvrdost se značně liší (viz Tabulka 1) a jejich procentuální zastoupení rozhoduje o celkové odolnosti vůči opotřebení a citlivosti na tepelnou únavu.

Tabulka 1 – Zastoupení a mikrotvrdost nejčastějších karbidů v mikrostruktuře materiálů pracovních válců [11], [30], [80], [192]:

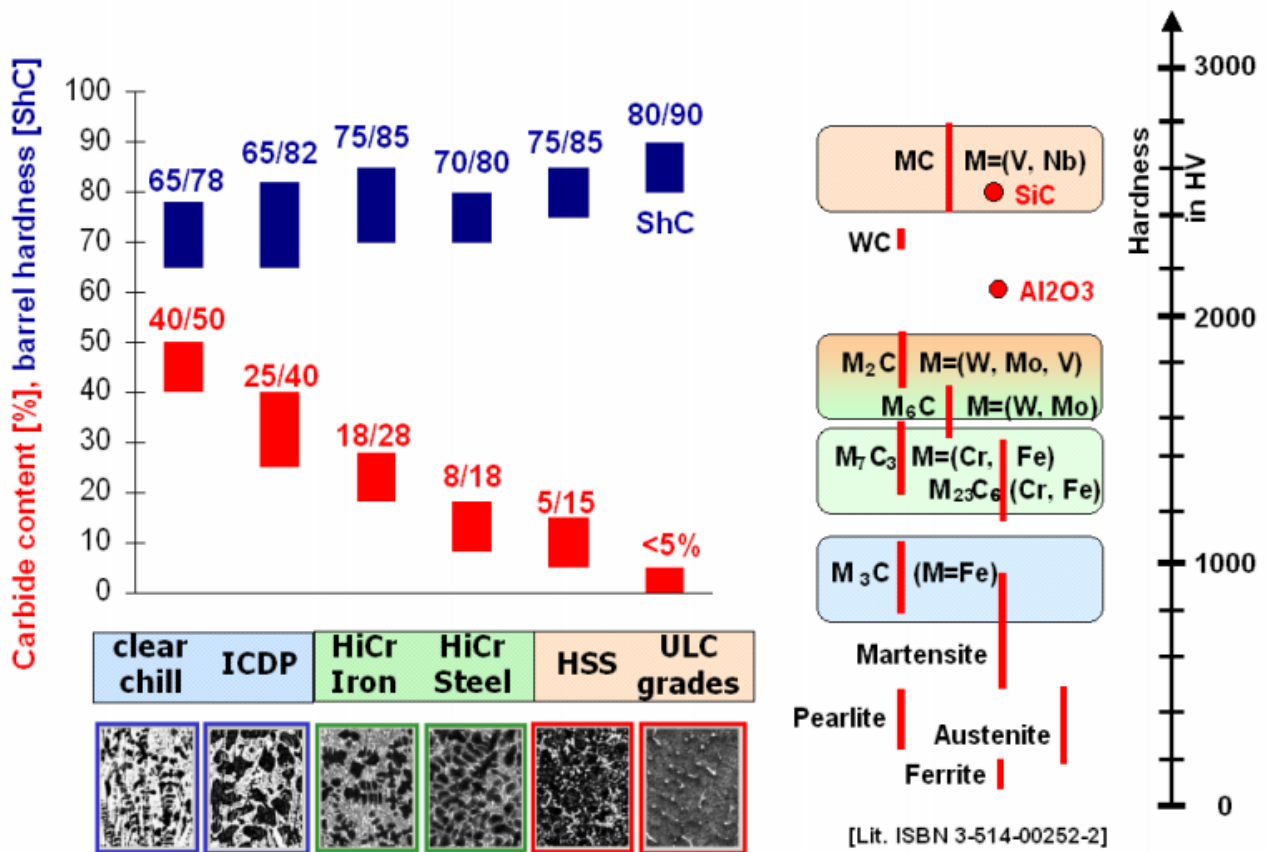
Typ karbidu	Formující prvek karbidu	Tvrdost podle Vickerse	Mikrotvrdost
M_3C	Fe (Cr, Mo)	1100–1350	950
M_7C_3	Cr (Fe, Mo)	1400–1800	1600–1800
MC	TiC	3000–3400	2200–3000
	VC	2800–3000	2200–3000
	NbC	2200–2500	2200–3000
	TaC	1800–2000	2200–3000
M_2C	Mo (W, V, Cr, Fe)	1600–2200	Nezjištěno
M_6C	W (Mo, Fe, Cr)	1200–1800	1200–1300
M_4C_3	V	Nezjištěno	2000–2500
$M_{23}C_6$	Cr (Fe, Mo, W, V)	Nezjištěno	1000–1100

Jednotlivé legury mohou vytvářet vícero typů karbidů. Zpravidla však dominuje jedna varianta, viz Tabulka 2, kde je určena sklon (afinita) jednotlivých legur k vytváření jednotlivých typů karbidů.

Tabulka 2 – Afinita jednotlivých typů karbidů k chemickým prvkům v [%] hmotnostního podílu [124]:

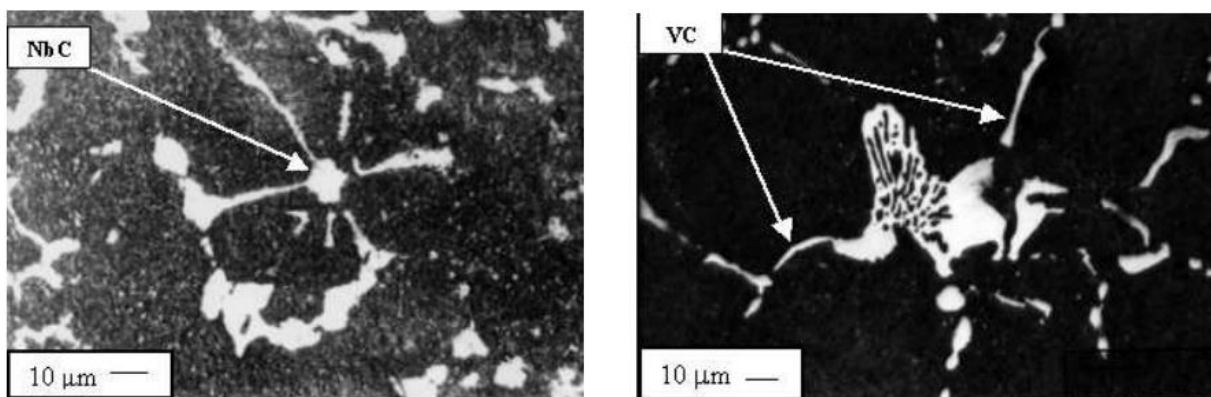
Typ karbidu	V	W	Mo	Cr	Fe
MC	40–60	10–30	10–25	3–8	2–4
M_2C	7–13	10–40	30–50	8–15	4–15
M_7C_3	4–8	4–8	5–10	20–30	40–50

² Chemické složení je základní know-how výrobců válců, proto je obsah uhlíku a legur uváděn se značným rozptylem.



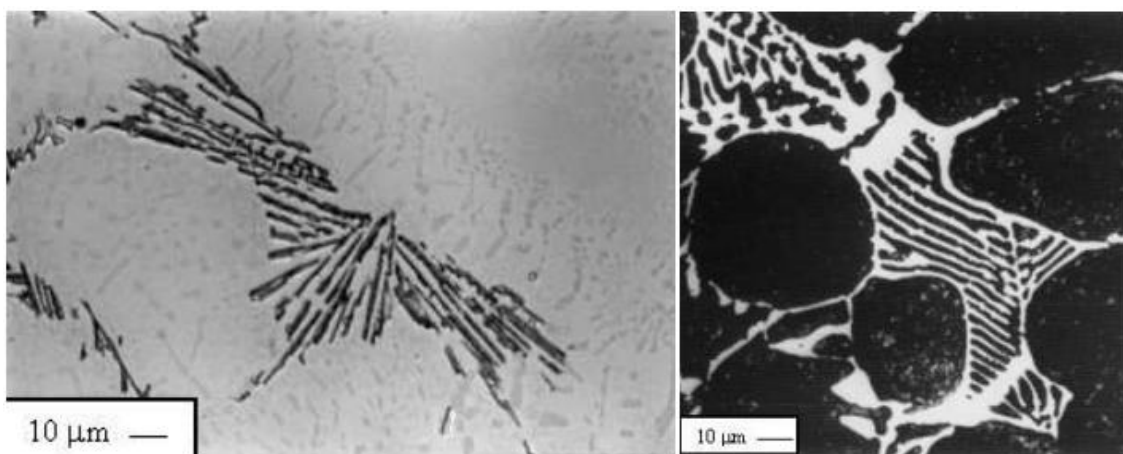
Obr. 5 Přehled tvrdosti používaných materiálů pracovních válců, obsahu karbidů, a tvrdosti jednotlivých karbidů [114].

MC karbidy jsou formovány především niobem a vanadem, které se objevují také ve formě M_4C_3 karbidů [148]. Tyto karbidy mají vysokou tvrdost (viz Obr. 5), nepřesahují velikost $10\ \mu\text{m}$, karbidy niobu však často mají velikost menší než $1\ \mu\text{m}$ [148].



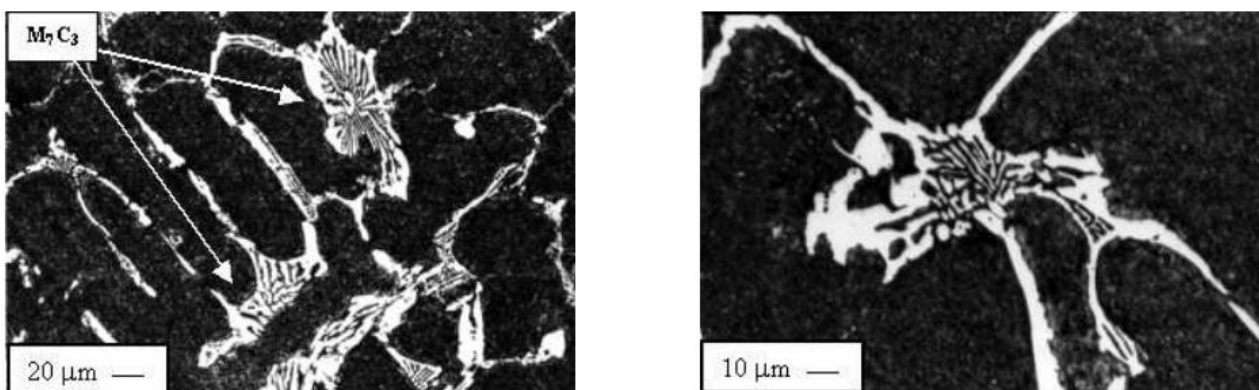
Obr. 6 Morfologie NbC, resp. mezidendritického VC karbidu vlevo, resp. vpravo. Karbidy vanadu se často váží na další eutektické karbidy (M_7C_3) [148].

O něco nižší mikrotvrdost vykazují karbidy typu M_xC , které jsou vázány wolframem, vanadem a molybdenem. Mohou přesahovat velikost $100\ \mu\text{m}$ a mají pravidelnou lamelární strukturu [148].

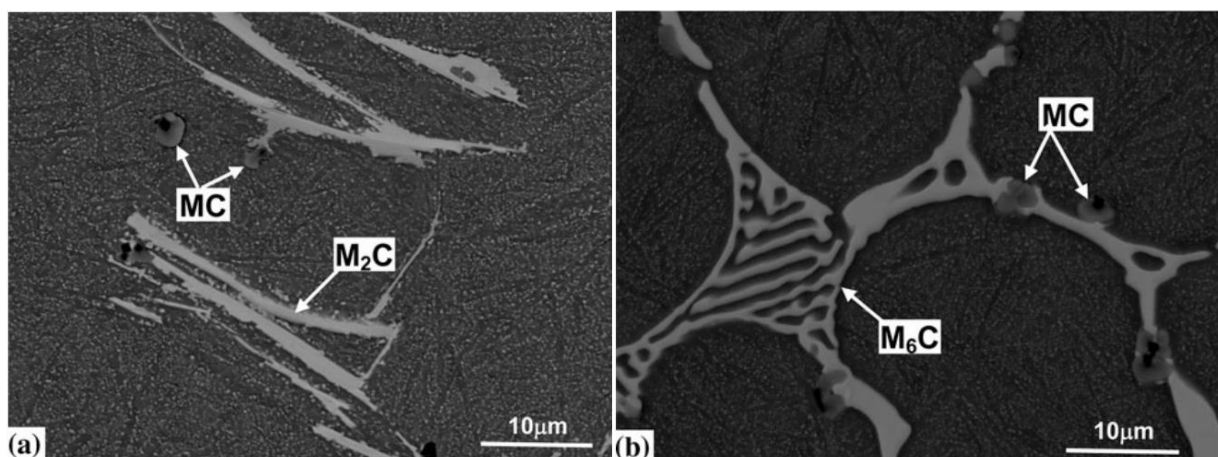


Obr. 7 Morfologie M_2C karbidu (vlevo), který je charakteristický paralelními lamelami. Obsahuje více chromu a molybdenu než M_6C (vpravo), který je taky charakteristický svými paralelními lamelami, ale je však zpravidla větší [148].

Nejčastějším typem karbidů, které lze najít v mikrostruktuře materiálů pracovních válců je M_xC_y , nejčastěji ve formě M_7C_3 , nejčastěji Cr_7C_3 . Jeho mikrotvrdost je stále vyšší než martenzitická matrice. Tvoří shluky nepravidelných tvarů [148].

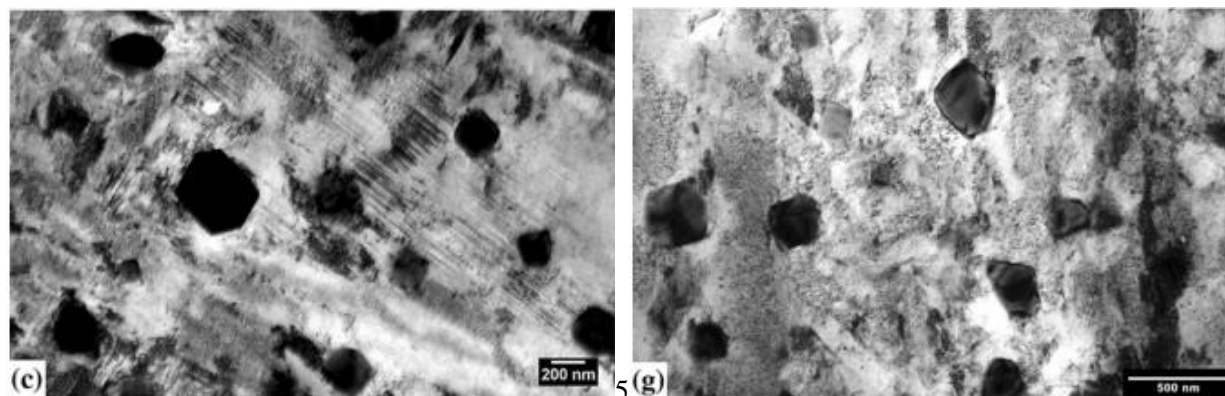


Obr. 8 Morfologie atypických M_7C_3 karbidů [148].



Obr. 9 Ukázky napojování karbidů do spojitého síťoví v rychlořezné oceli [151].

Kromě výše zmíněných primárních karbidů, se v mikrostruktuře oceli pracovních válců mohou objevovat také sekundární karbidy. Typy jsou obdobné jako primární. Jejich velikost je však řádově menší (stovky nm až jednotky μm).



Obr. 10 Snímky sekundárních M_6C karbidů z tranzitního elektronového mikroskopu [151].

Tyto karbidy se objevují v základní matici při tepelném zpracování. Mohou se také objevit při nechtěném tepelném popuštění materiálu. V případě pracovních válců by se jednalo o přílišné zvýšení povrchové teploty, např. při havárii chlazení, viz kapitola 6.2. Stanovit vliv sekundárních karbidů na výkonnost pracovních válců, je problematické. Sekundární karbidy vytvrzují mikrostrukturu a přináší zvýšení odolnosti proti opotřebení [150], [198]. Na druhou stranu zanášejí nehomogenity do základní matrice, což podporuje růst mikroskopických trhlin a jejich propojení do makroskopických trhlin [198]. Z dosavadních prací je jasné, že konkrétní dopad má přímý vztah na typ sekundárního karbidu.

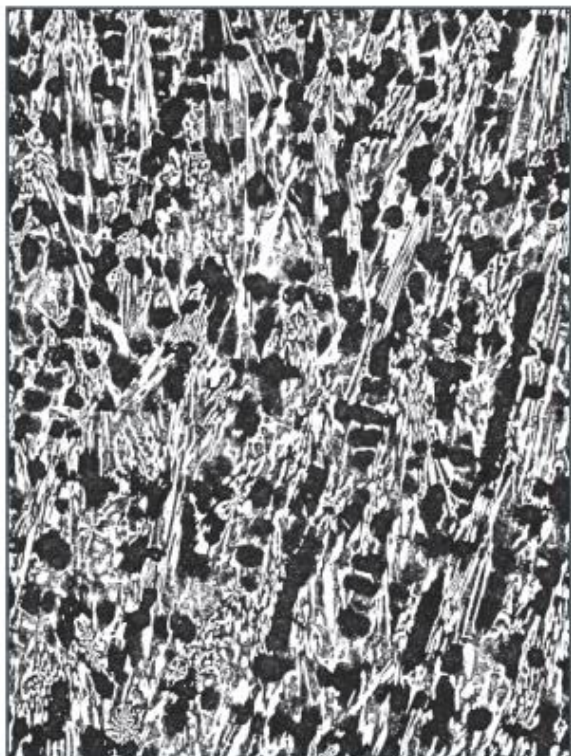
Detailní popis mikrostruktury, včetně karbidů, není předmětem této práce a informace zde uvedené jsou omezené pouze pro potřeby této práce. Další informace lze získat v [116] až [119], [124], [133], [138], [142] až [148]. Zvláště dobrými jsou studie [124] a [148]. Problematikou sekundárních karbidů se zabývají práce [149] až [152], dále pak [169] a [170].

1.5.2 Charakteristika litiny s vysokým obsahem chromu

Mikrostrukturu tvoří směs ledeburitu (austenit a cementit), sorbit (ferit a cementit) a karbidy. Hlavní legující prvek je chrom, hmotnostní podíl může tvořit až 20 %. Spolu s molybdenem snižují kinetiku rekrystalizačních procesů a tvářitelnost, zvyšují aktivační energii rekrystalizace a deformační odpory [1]. To se projeví v teplotní stálosti a chemické stabilitě, což determinuje jejich použití v přípravném pořadí a na prvních stolicích hotovného pořadí. Vysoký podíl uhlíku určuje i vyšší podíl karbidů, především M_7C_3 [11].

V současnosti tyto materiály dosahují výkonu v řádu jednotek tisíc tun vyválcovaného materiálu na milimetr pracovní vrstvy. Ziehenberger a Windhager v [114] uvádějí hodnotu 7 400 tun/mm, při délce kampaně 2 500 tun převážně automobilové oceli. Manipulací s mikrostrukturou karbidů bylo možné dosáhnout až na 8 500 tun/mm při stejné tonáži válcovací kampaně [114]. V současnosti se však tyto materiály nahrazují rychlořeznou ocelí s vysokým obsahem chromu a molybdenem, které dosahují ve stejných podmínkách až trojnásobné živostnosti [114].

100x

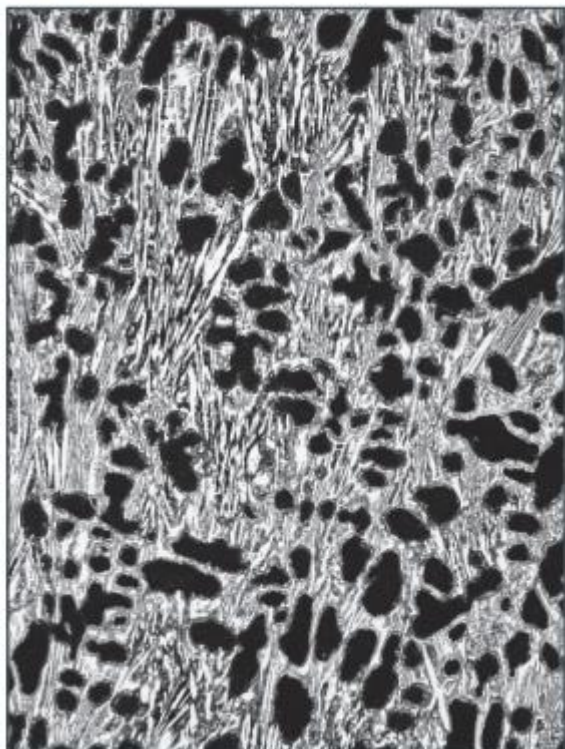


500x



Obr. 11 Ledeburiticko-sorbitická struktura litiny s vysokým obsahem chromu OLVIT 90 M [96]. Sorbit je směsice feritu a cementitu, která vzniká při popuštění martenzitu, umožňuje vytvářet tvrdé a pevné hladké povrchy.

100x



500x



Obr. 12 Ledeburiticko-sorbitická struktura litiny s vysokým obsahem chromu OLVIT 70 [97].

Tabulka 3 – Chemické složení litin vysokým obsahem chromu [87], [88], [92], [95], [96], [97], [110], [111]:

Název	Výrobce	C	Si	Mn	Mo	Cr	Ni
CICRA HSM	Akers AB	2,0–3,0	0,7–0,8	1,0–1,2	1,0–1,5	15,0–20,0	1,0–1,5
CICRA PM	Akers AB	2,2–2,9	0,7–0,8	1,0–1,2	1,0–1,5	15,0–20,0	1,0–1,5
CRONA HSM	Akers AB	2,0–3,0	0,6–1,0	0,8–1,2	1,0–1,5	15,0–20,0	1,0–1,5
CRONA PM	Akers AB	2,3–3,0	0,6–1,0	0,8–1,2	1,0–1,5	15,0–20,0	1,0–1,5
OLVIT 90 M	Vítkovické slévárny	2,7–3,1	0,4–0,8	0,7–1,5	1,4–2,2	17,0–20,0	1,2–2,0
OLVIT 70	Vítkovické slévárny	2,5–3,0	0,4–0,8	0,7–1,5	1,0–1,8	12,0–14,0	1,0–2,0
OLVIT 80 S	Vítkovické slévárny	2,5–3,0	0,4–0,8	0,7–1,5	1,0–1,8	15,0–18,0	1,0–2,0
OLVIT 90	Vítkovické slévárny	2,5–3,0	0,4–0,8	0,7–1,5	1,0–1,8	15,0–20,0	1,0–2,0
COMET 70	Marichal Ketin	2,1–2,6	0,4–0,8	0,8–1,3	0,8–1,5	12,0–17,0	1,0–1,5
COMET 90	Marichal Ketin	2,7–2,9	0,4–0,6	0,9–1,1	1,2–2,0	16,0–19,0	1,2–1,4

Tabulka 4 – Chemické složení litin vysokým obsahem chromu (pokračování):

Název	Výrobce	W, V, Nb	P	S	V	Karbidy [%]	Poměr Cr/C
CICRA HSM	Akers AB	1–2	–	–	–	–	–
CICRA PM	Akers AB	1–2	–	–	–	–	–

CRONA HSM	Akers AB	<0,5	–	–	–	–	–
CRONA PM	Akers AB	0,2–0,6	–	–	–	–	–
OLVIT 90 M	Vítkovické slévárny	Ano	max 0,1	max 0,05	0,2–0,8	–	–
OLVIT 70	Vítkovické slévárny	Ano	max 0,1	max 0,05	0,1–0,8	–	–
OLVIT 80 S	Vítkovické slévárny	Ano	max 0,1	max 0,05	0,1–0,8	–	–
OLVIT 90	Vítkovické slévárny	Ano	max 0,1	max 0,05	0,1–0,8	–	–
COMET 70	Marichal Ketin	–	<0,05	<0,04	–	20–25	5,5–6,0
COMET 90	Marichal Ketin	–	<0,05	<0,04	–	25–30	6

Tabulka 5 – Mechanické vlastnosti litin vysokým obsahem chromu [87], [88], [92], [95], [96], [97], [110], [111]:

Název	Výrobce	Mez pevnosti v tahu [MPa]	Mez v pevnosti v ohybu [MPa]	Mez v kluzu v tlaku [MPa]	Mez pevnosti v tahu [MPa]
CICRA HSM	Akers AB	700	–	–	700
CICRA PM	Akers AB	650	–	–	650
CRONA HSM	Akers AB	650	–	–	650
CRONA PM	Akers AB	650	–	–	650
OLVIT 90 M	Vítkovické slévárny	650	860	–	650
OLVIT 70	Vítkovické slévárny	600	800	–	600
OLVIT 80 S	Vítkovické slévárny	600	800	–	600
OLVIT 90	Vítkovické slévárny	600	860	–	600
COMET 70	Marichal Ketin	600–800	800–1000	1600–1800	600–800
COMET 90	Marichal Ketin	700–800	800–1000	1600–1800	700–800

Tabulka 6 – Mechanické vlastnosti litin vysokým obsahem chromu (pokračování):

Název	Výrobce	Mez v pevnosti v tlaku [MPa]	Modul pružnosti tahu [GPa]	Tvrdość [HV]	Poissonova konstanta [-]
CICRA HSM	Akers AB	–	220	765–815	0,31
CICRA PM	Akers AB	–	220	710–765	0,31
CRONA HSM	Akers AB	–	220	765–815	0,31
CRONA PM	Akers AB	–	220	710–765	0,31
OLVIT 90 M	Vítkovické slévárny	–	220	614–670	–
OLVIT 70	Vítkovické slévárny	–	220	425–523	–
OLVIT 80 S	Vítkovické slévárny	–	220	502–556	–
OLVIT 90	Vítkovické slévárny	–	220	523–580	–
COMET 70	Marichal Ketin	2000–2800	210–220	390–680	–
COMET 90	Marichal Ketin	2000–2800	210–220	500–800	–

Tabulka 7 – Vybrané fyzikální vlastnosti litin vysokým obsahem chromu [87], [88], [92], [95], [96], [97], [110], [111]:

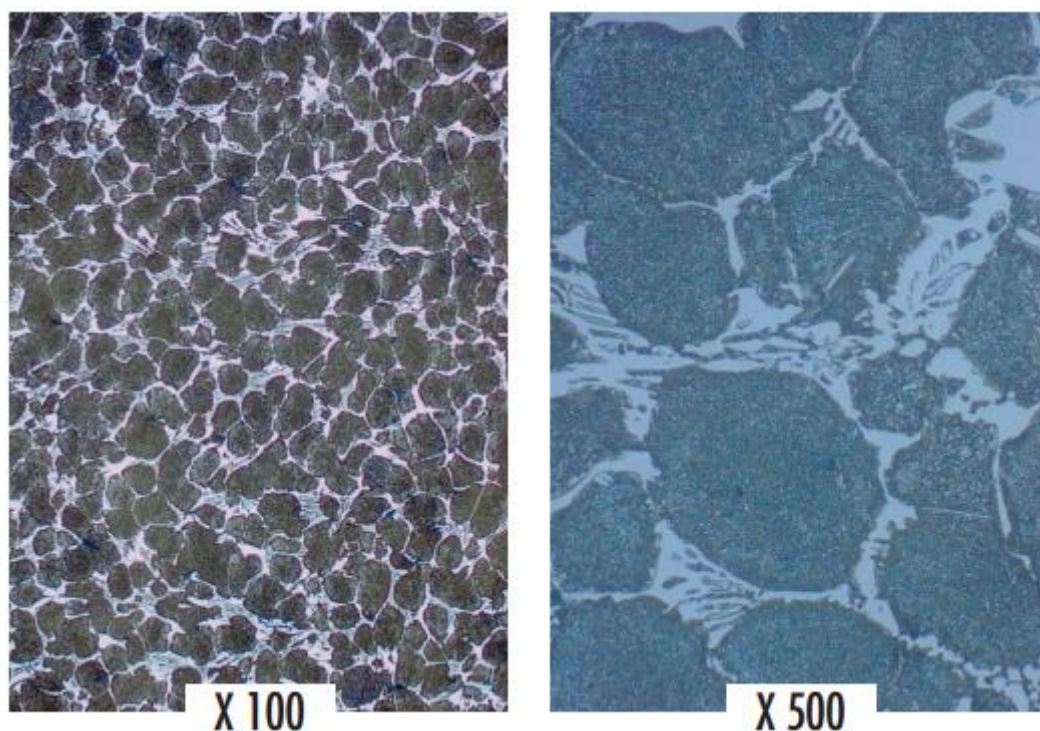
Název	Výrobce	Součinitel tepelné roztažnosti [$10^{-6} \cdot K^{-1}$]	Měrná tepelná kapacita [$J \cdot (kg \cdot K)^{-1}$]	Hustota [$kg \cdot m^{-3}$]	Tepelná vodivost [$W \cdot (m \cdot K)^{-1}$]
CICRA HSM	Akers AB	13,5	450	7600	19
CICRA PM	Akers AB	13,5	450	7600	19
CRONA HSM	Akers AB	13,5	450	7600	19
CRONA PM	Akers AB	13,5	450	7600	19
OLVIT 90 M	Vítkovické slévárny	13,6	–	–	15-17
OLVIT 70	Vítkovické slévárny	13,6	–	–	15-17
OLVIT 80 S	Vítkovické slévárny	13,6	–	–	15-17
OLVIT 90	Vítkovické slévárny	13,6	–	–	15-17
COMET 70	Marichal Ketin	12,8-13,2	460-480	–	18-22
COMET 90	Marichal Ketin	12,7-12,9	460-480	–	16-20

1.5.3 Charakteristika oceli s vysokým obsahem chromu

Tento materiál a oblast jeho nasazení je velice podobná předcházejícím typům. Primární rozdíl je v obsahu uhlíku, hlavního legujícího prvku – chromu a mikrostruktury, kterou tvoří především martenzitická matrice, která je „vyztužena“ síťovými karbidy [11], [142].

Válce z tohoto materiálu se vyskytují především na stolicích v přípravné sekci a na prvních stolicích hotovného pořadí válcovací tratě. Vyšší obsah chromu zaručuje vyšší odolnost proti teplotní únavě, kterou trpí především válce ve výše zmíněných sekcích, kde se vyskytuje nejvyšší teplota provalku [12], [14].

V současnosti tyto materiály dosahují výkonu v řádu desítek tisíc tun vyválcovaného materiálu na milimetr pracovní vrstvy. Ziehenberger a Windhager opět ve své studii [114] uvádějí hodnotu okolo 17 000 tun/mm při válcování převážně uhlíkové oceli. Délka válcovací kampaně činila 24 000 tun. Manipulace s mikrostrukturou karbidů způsobila nárůst výkonu materiálu na 27 000 tun/mm a délku válcovací kampaně až 30 000 tun/mm [114]. Je však snaha i tyto materiály nahradit typy založenými na rychlořezných ocelích s vysokým obsahem chromu a molybdenu [114].



Obr. 13 Mikrostruktura oceli s vysokým obsahem chromu [108]. Martenzitická zrna jsou obklopena M_7C_3 , které vytvářejí nahodilé shluky.

Tabulka 8 – Chemické složení ocelí s vysokým obsahem chromu [83], [89], [94], [108], [109]:

Název	Výrobce	C	Si	Mn	Mo	Cr	Ni
KV 3	Vítkovické slévárny	1,0–2,0	0,5–1,5	0,5–1,5	2,0–4,0	10,0–12,0	0,5–2,0
KV 4	Vítkovické slévárny	1,4–2,0	0,4–1,1	0,4–1,2	3,0–5,0	10,0–12,0	0,5–2,0
KV 4 M	Vítkovické slévárny	1,4–2,0	0,4–1,1	0,4–1,2	3,5–6,0	9–11,0	0,5–2,0
GALAXY	Marichal Ketin	1,2–1,5	0,3–0,6	0,5–1,0	2,0–5,0	10,0–12,0	0,5–1,0
GALILEO	Marichal Ketin	1,5–2,5	0,4–1,0	0,4–1,0	2,0–5,0	8,0–15,0	0,5–1,5
URMA HSM	Akers AB	0,8–1,8	0,5–1,5	0,5–1,5	<1	10,0–14,0	0,5–1,5
URMA PM	Akers AB	1,0–2,0	0,7–0,8	0,5–1,5	0,2–0,8	10,0–14,0	0,5–1,5

Tabulka 9 – Chemické složení ocelí s vysokým obsahem chromu (pokračování):

Název	Výrobce	W, V, Nb	P	S	V	Karbidy [%]	Poměr Cr/C
KV 3	Vítkovické slévárny	Ano	max 0,1	max 0,03	–	–	–
KV 4	Vítkovické slévárny	Ano	max 0,06	max 0,02	0,1–1,0	–	–
KV 4 M	Vítkovické slévárny	Ano	max 0,06	max 0,02	0,2–1,2	–	–
GALAXY	Marichal Ketin	–	<0,05	<0,04	0,1–1,0	8–10	10
GALILEO	Marichal Ketin	–	<0,05	<0,04	0,1–1,0	–	–
URMA HSM	Akers AB	<1	–	–	–	–	–
URMA PM	Akers AB	0,2–0,6	–	–	–	–	–

Tabulka 10 – Mechanické vlastnosti ocelí s vysokým obsahem chromu [83], [89], [94], [108], [109]:

Název	Výrobce	Mez pevnosti v tahu [MPa]	Mez v pevnosti v ohybu [MPa]	Mez v kluzu v tlaku [MPa]
KV 3	Vítkovické slévárny	750	1050	–
KV 4	Vítkovické slévárny	780	1150	–
KV 4 M	Vítkovické slévárny	780	1150	–
GALAXY	Marichal Ketin	700–800	1200–1400	1800–2000
GALILEO	Marichal Ketin	700–800	1200–1400	1800–2000
URMA HSM	Akers AB	850	–	–
URMA PM	Akers AB	850	–	–

Tabulka 11 – Mechanické vlastnosti ocelí s vysokým obsahem chromu (pokračování):

Název	Výrobce	Mez v pevnosti v tlaku [MPa]	Modul pružnosti v tahu [GPa]	Tvrdost [HV]	Poissonova konstanta [-]
KV 3	Vítkovické slévárny	–	225	425–502	–
KV 4	Vítkovické slévárny	–	225	472–556	–
KV 4 M	Vítkovické slévárny	–	225	472–556	–
GALAXY	Marichal Ketin	2600–3200	200–210	500–730	–
GALILEO	Marichal Ketin	2600–3200	200–210	500–730	–
URMA HSM	Akers AB	–	220	765–815	0,28
URMA PM	Akers AB	–	220	735–780	0,28

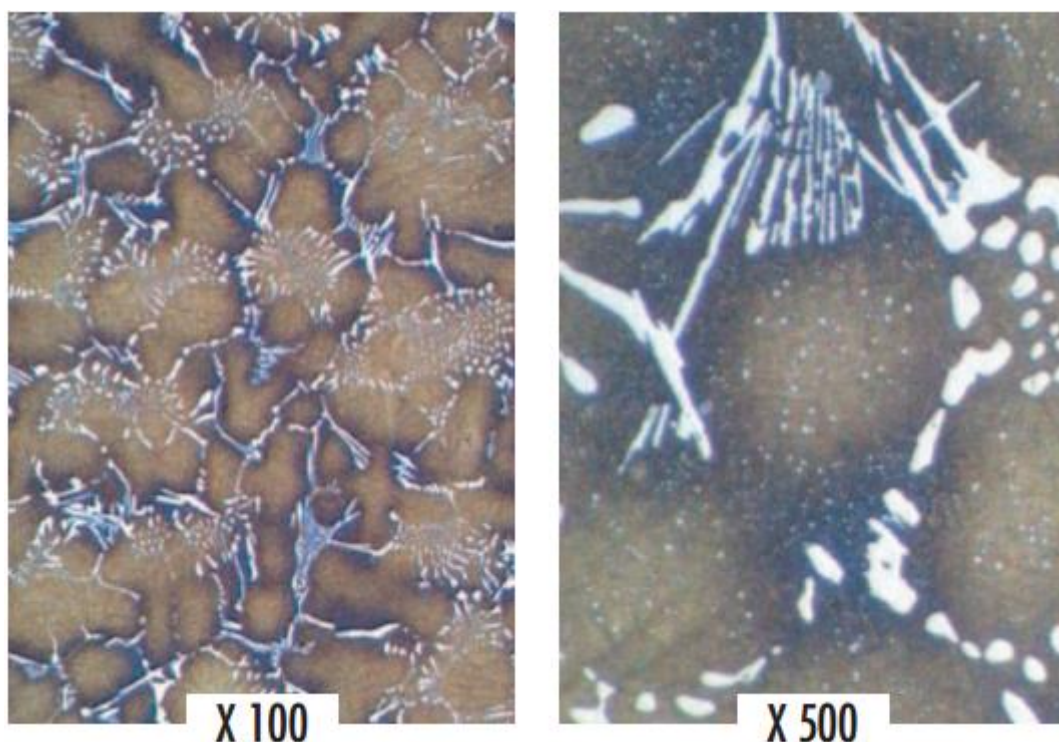
Tabulka 12 – Vybrané fyzikální vlastnosti ocelí s vysokým obsahem chromu [83], [89], [94], [108], [109]:

Název	Výrobce	Součinitel tepelné roztažnosti [$10^{-6} \cdot K^{-1}$]	Měrná tepelná kapacita [$J \cdot (kg \cdot K)^{-1}$]	Hustota [$kg \cdot m^{-3}$]	Tepelná vodivost [$W \cdot (m \cdot K)^{-1}$]
KV 3	Vítkovické slévárny	11,9–12,5	–	–	16–20
KV 4	Vítkovické slévárny	11,9–12,5	–	–	16–20
KV 4 M	Vítkovické slévárny	11,9–12,5	–	–	16–20
GALAXY	Marichal Ketin	11,8–12,0	480–500	–	16–18
GALILEO	Marichal Ketin	12,0–12,4	480–500	–	16–18
URMA HSM	Akers AB	10	490	7600	16
URMA PM	Akers AB	10	490	7600	16

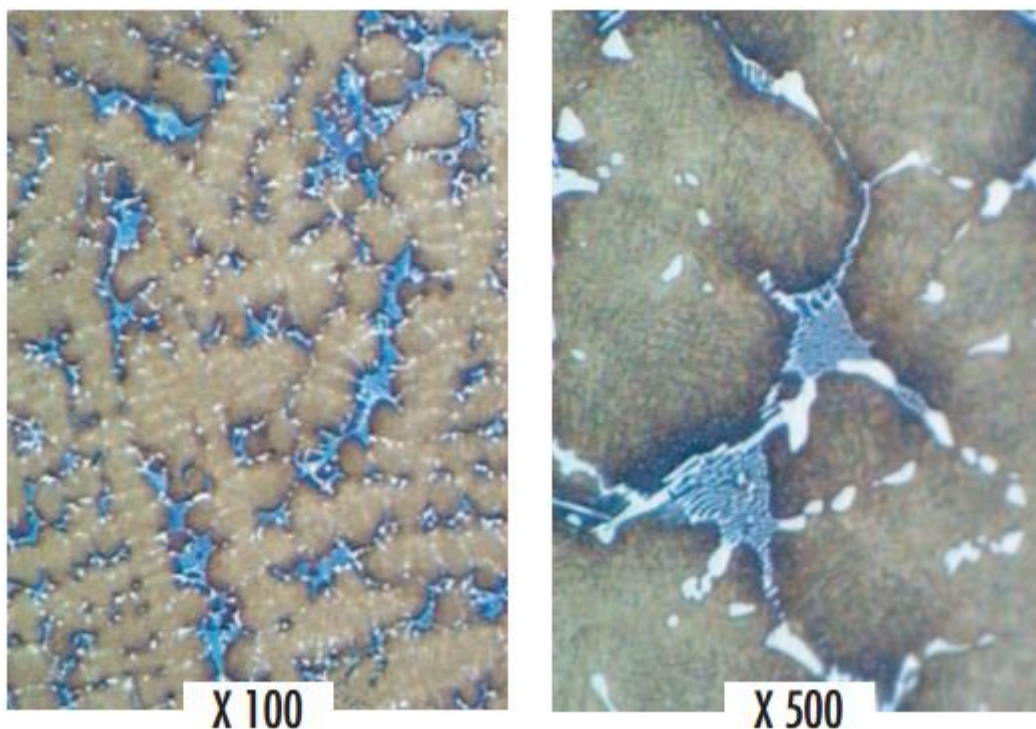
1.5.4 Charakteristika rychlořezné oceli

S nasazením této oceli se začalo zhruba po roce 2000 [12], [22]. Hlavní výhody jsou vysoká odolnost proti opotřebení, oxidaci a tepelné únavě, potažmo šíření teplotně-únavových trhlin [26], [27], [28]. Jejich nasazení přineslo průměrné zvýšení kvality vývalku o 20 % a prodloužilo válcovací kampaně [42], [141]. Výrobní metody stále procházejí vývojem. Kladou si za cíl velice přesné chemické složení a jemnou strukturu povrchu [24]. Rychlořezné oceli prochází vysokoteplotním tepelným zpracováním, které významně ovlivňuje konečné mechanické vlastnosti. Skládá se z austenitizace, kalení a minimálně dvojího popouštění.

Potenciál pro jejich využití je značný. Osazovaly se nejprve do válcovacích stolic ve středu hotovního pořadí, nyní se však rozšiřují i na začátek hotovního pořadí [114] a do hrubovacího pořadí [104]. Ve studii [114] rychlořezné oceli s velkým podílem molybdenu vykazovaly při válcování uhlíkové oceli 2,7 krát vyšší tonáž válcovací kampaně než původní litina s vysokým obsahem chromu (65 000 tun vs. 24 000 tun).



Obr. 14 Mikrostruktura rychlořezné oceli AURORA [104]. Vyšší množství uhlíku vede k vyššímu množství primárních karbidů chromu, molybdenu a vanadu (dlouhé úzké světlé pruhy). Taktéž lze vidět sekundární karbidy (malé bílé tečky uvnitř martenzitických zrn).



Obr. 15 Mikrostruktura rychlořezné oceli SIRIUS [103]. Nižší obsah uhlíku se odráží ve zřetelně menší síťoví karbidů než předcházející materiál AURORA, taktéž je vidět menší podíl M_7C_3 karbidů.

Tabulka 13 – Chemické složení rychlořezných ocelí [82], [83], [93], [103], [104], [105]:

Název	Výrobce	C	Si	Mn	Mo	Cr	Ni
KV5	Vítkovické slévárny	1,5–2,1	0,3–1,3	0,4–1,3	2,0–8,0	4,0–8,0	0,3–2,0
AURORA	Marichal Ketin	1,5–2,5	0,1–1,0	0,5–1,5	4,0–9,0	4,0–6,0	0,5–1,5
KOSMOS	Marichal Ketin	1,5–2,5	0,1–1,0	0,5–1,5	2,0–8,0	4,0–8,0	1,0–2,5
SIRIUS	Marichal Ketin	1,2–1,8	0,1–1,0	0,5–1,5	3,0–6,0	4,0–6,0	0,5–1,5
SPECRA F	Akers AB	1,0–2,0	0,5–1,0	0,5–1,5	2,0–5,0	3,0–7,0	0,5–1,5
SPECRA R	Akers AB	1,1–2,1	0,5–1,5	0,5–1,5	2,0–8,0	3,0–7,0	0,5–1,5

Tabulka 14 – Chemické složení rychlořezných ocelí (pokračování):

Název	Výrobce	W, V, Nb	P	S	V	W
KV5	Vítkovické slévárny	Ano	max 0,08	max 0,02	–	–
AURORA	Marichal Ketin	–	<0,05	<0,04	4,0–8,0	0,1–3,0
KOSMOS	Marichal Ketin	–	<0,05	<0,04	3,0–9,0	2,0–8,0
SIRIUS	Marichal Ketin	–	<0,05	<0,04	4,0–7,0	1,0–4,0
SPECRA F	Akers AB	2–8	–	–	–	–
SPECRA R	Akers AB	2–10	–	–	–	–

Tabulka 15 – Mechanické vlastnosti rychlořezných ocelí [82], [83], [93], [103], [104], [105]:

Název	Výrobce	Mez pevnosti v tahu [MPa]	Mez v pevnosti v ohybu [MPa]	Mez v kluzu v tlaku [MPa]
KV5	Vítkovické slévárny	900	1150	–
AURORA	Marichal Ketin	800–1000	1200–1500	2200–2400
KOSMOS	Marichal Ketin	900–1000	1200–1500	2000–2200
SIRIUS	Marichal Ketin	900–1000	1200–1500	2200–2400
SPECRA F	Akers AB	750	–	–
SPECRA R	Akers AB	750	–	–

Tabulka 16 – Mechanické vlastnosti rychlořezných ocelí (pokračování):

Název	Výrobce	Mez v pevnosti v tlaku [MPa]	Modul pružnosti v tahu [GPa]	Tvrdost [HV]	Poissonova konstanta [-]
KV5	Vítkovické slévárny	–	225	614–670	–
AURORA	Marichal Ketin	3200–3400	210–220	600–730	–
KOSMOS	Marichal Ketin	3000–3200	200–210	600–730	–
SIRIUS	Marichal Ketin	3200–3400	210–220	580–690	–
SPECRA F	Akers AB	–	235	765–815	0,28
SPECRA R	Akers AB	–	235	765–815	0,28

Tabulka 17 – Vybrané fyzikální vlastnosti rychlořezných ocelí [82], [83], [93], [103], [104], [105]:

Název	Výrobce	Součinitel tepelné roztažnosti [$10^{-6} \cdot K^{-1}$]	Měrná tepelná kapacita [$J \cdot (kg \cdot K)^{-1}$]	Hustota [$kg \cdot m^{-3}$]	Tepelná vodivost [$W \cdot (m \cdot K)^{-1}$]
KV5	Vítkovické slévárny	11,5–11,8	–	–	17–18
AURORA	Marichal Ketin	12–12,5	500–550	–	18–22
KOSMOS	Marichal Ketin	11,8–12,4	500–550	–	18–22
SIRIUS	Marichal Ketin	11,8–12,4	500–550	–	20–24
SPECRA F	Akers AB	13	430	7700	22
SPECRA R	Akers AB	13	430	7700	22

Tabulka 18 – Ukázkové procentuální zastoupení karbidů v rychlořezné oceli [25]:

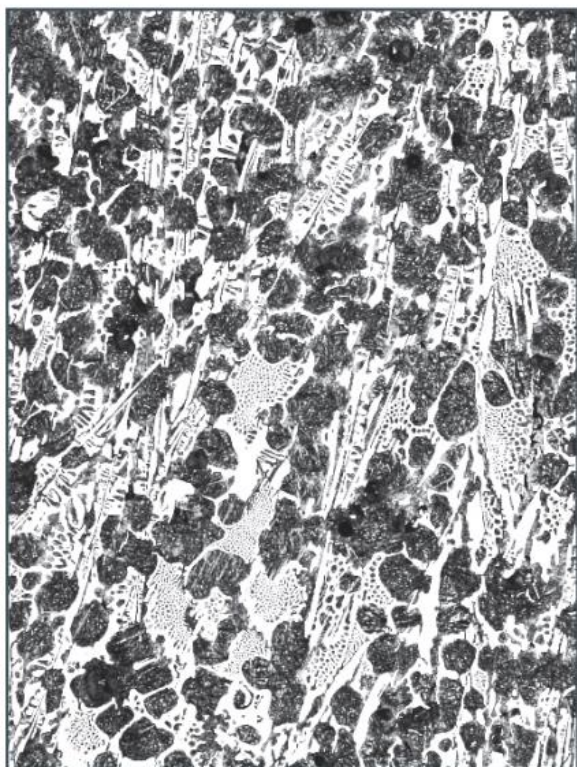
	MC (%)	M ₂ C (%)	M ₇ C ₃ (%)	Celkový obsah karbidů
Rychlořezná ocel	5–7 (2400 HV)	3–5 (1550 HV)	8–10 (1400 HV)	15–22

1.5.5 Charakteristika litin s neurčitou tvrzenou vrstvou – ICDP litin

Tyto materiály můžeme v literatuře nejčastěji najít pod označením ICDP (Indefinite Chilled Double Poured)³. Hmotnostní podíl uhlíku zpravidla přesahuje 3 %, čímž je také dán vysoký obsah lupínkového grafitu. Díky němu tyto litiny vykazují vysokou odolnost proti opotřebení, což determinuje jejich využití v posledních stolicích hotovného pořadí. Na druhou stranu, ostré hrany lupínkového grafitu působí jako koncentrátoři napětí a jsou iniciátory trhlin. Proto mají tyto litiny vysoké, resp. nízké meze pevnosti v tlaku, resp. v tahu.

Používají se už desítky let a v současné době je snaha je nahradit novými materiály, především kvůli malému výkonu ICDP litin ve srovnání s novými typy materiálů, jako je rychlořezná ocel⁴. Pro ilustraci může posloužit příklad ze studie [114], kde byl zvýšen výkon ze 4 760 tun/mm na 6 170 tun/mm při použití ICDP litiny s kuličkovým grafitem, která byla navíc obohacena o podíl karbidů s vysokou tvrdostí. Tímto bylo dosaženo zvýšení výkonu o 30 %, v absolutních číslech však jasně patrné, že tyto materiály zaostávají za jinými o až o jeden řád.

100x



500x



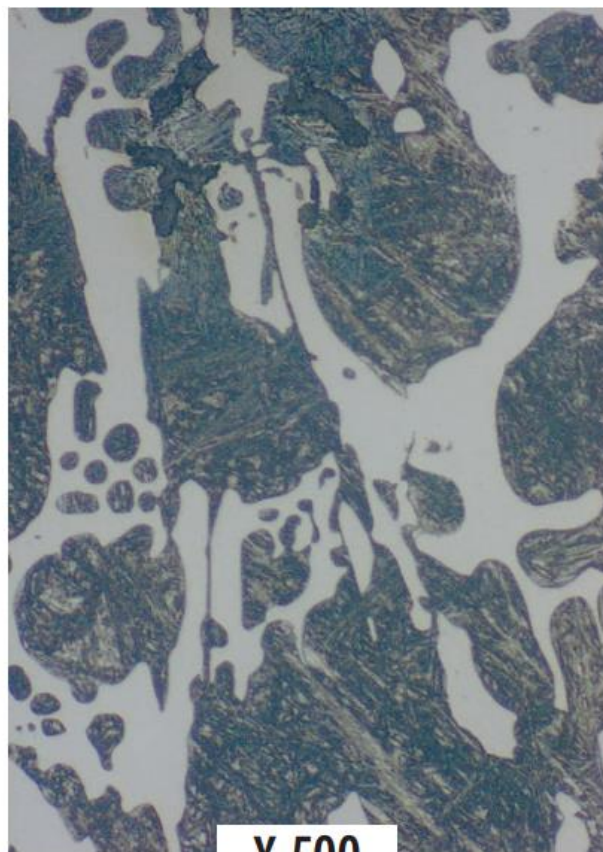
Obr. 16 Mikrostruktura ICDP litiny NTV 3 M, která se skládá z transformovaného martenzitu, ledeburitu a malého podílu kuličkového grafitu [99].

³ U těchto materiálů dochází k paralelní precipitaci grafitu a karbidů, odkud je odvozen název Indefinite chill – neurčité vytvrzení [107].

⁴ Tyto materiály jsou však použity na jiném místě válcovací stolice, tudíž jsou zde i jiné podmínky, tudíž nelze přímo srovnávat výkon jednotlivých materiálů na různých pozicích válcovací tratě.



X 100



X 500

Obr. 17 Mikrostruktura ICDP litiny VEGA [107]. Vidíme základní strukturu bainitu, vysoký podíl Fe_3C a malé množství volného grafitu.

Tabulka 19 – Chemické složení litin s neurčitou tvrzenou vrstvou [84], [85], [86], [90], [91], [98], [99], [100], [106], [107]:

Název	Výrobce	C	Si	Mn	Mo	Cr	Ni
ICRA HSM	Akers AB	3–4	0,5–1,5	0,5–1,6	0,2–0,8	1,5–2,5	4,0–5,0
ICRA PM	Akers AB	3–4	0,5–1,5	0,5–1,6	0,2–0,8	1,0–2,0	3,0–4,0
IRMA	Akers AB	0,8–1,8	0,5–1,5	0,4–1,5	2,0–8,0	4,0–9,0	0,5–1,5
MICRA PM	Akers AB	3–4	0,5–1,5	0,5–1,6	0,2–0,8	1,0–2,0	3,0–4,0
MICRA HSM	Akers AB	3–4	0,5–1,5	0,5–1,6	0,2–0,8	1,5–2,5	4,0–5,0
MICRA X	Akers AB	3–4	0,5–1,5	0,7–1,6	0,3–1,3	1,5–2,5	4,0–5,0
ICDP	Marichal Ketin	3,2–3,5	0,9–1,1	0,8–1,0	0,3–0,5	1,3–1,9	4,2–4,5
VEGA	Marichal Ketin	3,2–3,6	0,1–2,0	0,8–1,5	0,3–1,5	1,3–2,0	4,2–4,5
NTV 1	Vítkovické slévárny	3–3,5	0,5–1,5	0,5–1,5	0,2–1,0	0,8–1,5	3,5–4,5
NTV 2	Vítkovické slévárny	3–3,5	0,7–1,3	0,5–1,5	0,2–1,0	1,6–2,0	3,8–4,8
NTV 2M	Vítkovické slévárny	3,2–3,5	0,8–1,1	0,5–1,2	0,3–1,0	1,6–1,9	4,0–4,8
NTV 3M	Vítkovické slévárny	3,2–3,5	0,8–1,5	0,5–1,2	0,3–1,0	1,5–2,0	4,0–4,8
NTV 4	Vítkovické slévárny	3,2–3,5	0,8–1,5	0,5–1,2	0,3–1,0	1,5–2,0	4,1–4,8

Tabulka 20 – Chemické složení litin s neurčitou tvrzenou vrstvou (pokračování):

Název	Výrobce	W, V, Nb	P	S	Karbidy [%]	Volný grafit [%]
ICRA HSM	Akers AB	<0,5	–	–	–	–
ICRA PM	Akers AB	<0,5	–	–	–	–
IRMA	Akers AB	1–6	–	–	–	–
MICRA PM	Akers AB	1–4	–	–	–	–
MICRA HSM	Akers AB	1–4	–	–	–	–
MiCRA X	Akers AB	1–9	–	–	–	–
ICDP	Marichal Ketin	–	<0,05	<0,04	35–45	1–3
VEGA	Marichal Ketin	–	<0,05	<0,04	35–45	1–3
NTV 1	Vítkovické slévárny	Ano	0.1	0.03	–	–
NTV 2	Vítkovické slévárny	Ano	0.1	0.03	–	–
NTV 2M	Vítkovické slévárny	Ano	0.06	0.02	–	–
NTV 3M	Vítkovické slévárny	Ano	0.06	0.02	–	–
NTV 4	Vítkovické slévárny	Ano	0.06	0.02	–	–

Tabulka 21 – Mechanické vlastnosti litin s neurčitou tvrzenou vrstvou [84], [85], [86], [90], [91], [98], [99], [100], [106], [107]:

Název	Výrobce	Mez pevnosti v tahu [MPa]	Mez v pevnosti v ohybu [MPa]	Mez v kluzu v tlaku [MPa]
ICRA HSM	Akers AB	350	–	–
ICRA PM	Akers AB	350	–	–
IRMA	Akers AB	800	–	–
MICRA PM	Akers AB	375	–	–
MICRA HSM	Akers AB	375	–	–
MiCRA X	Akers AB	380	–	–
ICDP	Marichal Ketin	350–450	600–700	1400–2200
VEGA	Marichal Ketin	400–500	600–700	1500–2200
NTV 1	Vítkovické slévárny	450	720	–
NTV 2	Vítkovické slévárny	480	720	–
NTV 2M	Vítkovické slévárny	500	810	–
NTV 3M	Vítkovické slévárny	500	810	–
NTV 4	Vítkovické slévárny	>500	810	–

Tabulka 22 – Mechanické vlastnosti litin s neurčitou tvrzenou vrstvou (pokračování):

Název	Výrobce	Mez v pevnosti v tlaku [MPa]	Modul pružnosti v tahu [GPa]	Tvrдость [HV]	Poissonova konstanta [-]
ICRA HSM	Akers AB	–	180	765–815	0.31
ICRA PM	Akers AB	–	180	710–765	0.31
IRMA	Akers AB	–	235	770–820	0.29
MICRA PM	Akers AB	–	185	710–765	0.31

MICRA HSM	Akers AB	–	185	765–815	0.31
MiCRA X	Akers AB	–	185	780–815	0.31
ICDP	Marichal Ketin	1800–2500	150–170	500–730	–
VEGA	Marichal Ketin	1900–2600	170–180	600–730	–
NTV 1	Vítkovické slévárny	–	140	472–592	–
NTV 2	Vítkovické slévárny	–	150	580–692	–
NTV 2M	Vítkovické slévárny	–	170	580–692	–
NTV 3M	Vítkovické slévárny	–	170	580–692	–
NTV 4	Vítkovické slévárny	–	>170		

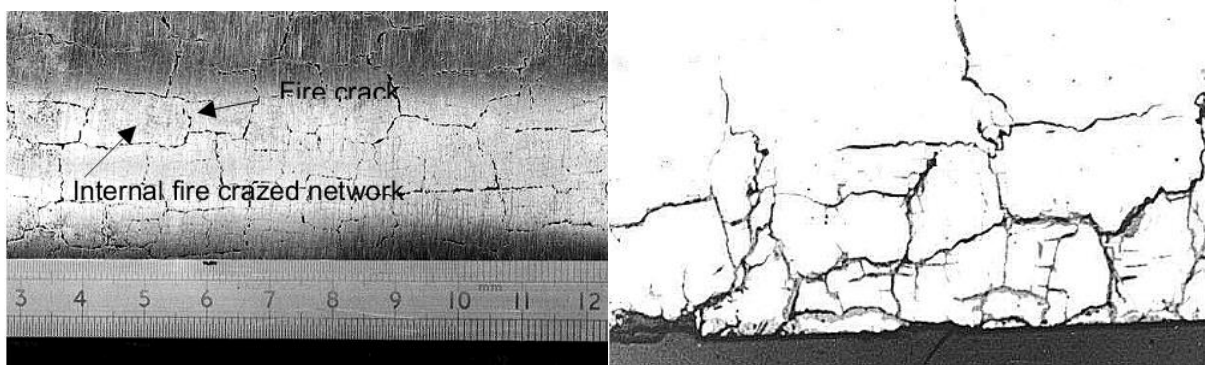
Tabulka 23 – Vybrané fyzikální vlastnosti litin s neurčitou tvrzenou vrstvou [84], [85], [86], [90], [91], [98], [99], [100], [106], [107]:

Název	Výrobce	Součinitel tepelné roztažnosti [$10^{-6} \cdot K^{-1}$]	Měrná tepelná kapacita [$J \cdot (kg \cdot K)^{-1}$]	Hustota [$kg \cdot m^{-3}$]	Tepelná vodivost [$W \cdot (m \cdot K)^{-1}$]
ICRA HSM	Akers AB	12	500	7500	21
ICRA PM	Akers AB	12	500	7500	21
IRMA	Akers AB	13	475	7600	18
MICRA PM	Akers AB	12	500	7500	20
MICRA HSM	Akers AB	12	500	7500	20
MiCRA X	Akers AB	12	500	7500	20
ICDP	Marichal Ketin	13,2–13,4	500–550	–	16–20
VEGA	Marichal Ketin	13,2–13,4	500–550	–	16–22
NTV 1	Vítkovické slévárny	11	–	–	20–30
NTV 2	Vítkovické slévárny	11	–	–	20–30
NTV 2M	Vítkovické slévárny	11	–	–	20–30
NTV 3M	Vítkovické slévárny	11	–	–	20–30
NTV 4	Vítkovické slévárny	11	–	–	20–30

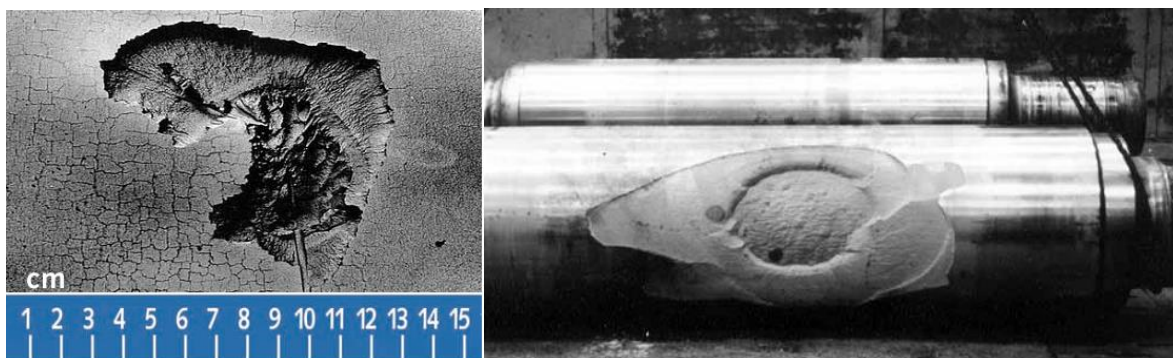
2 DEGRADAČNÍ MECHANISMY VÁLCŮ

Degradace povrchu pracovního válce je problematickým prvkem celého procesu válcování. Povrch válce je vystaven kombinovanému tepelně mechanickému namáhání. Hlavními mechanismy degradace jsou tepelná únava, která vzniká při zahřívání pracovních válců provalky, dále mechanické opotřebení díky kontaktu mezi válcem a provalkem, oxidace a také kontaktní únava, která vzniká u válcovacích stolic, kde je použit opěrný válec (drtivá většina válcování oceli za tepla) [12]. Těmto všem vlivům je nejvíce vystavena povrchová vrstva válce v řádu jednotek milimetrů.

Důsledky těchto mechanismů můžeme vidět na Obr. 18. Takto poškozený válec musí být ze stolice vyjmut, v lepším případě ho lze přebrousit, v horším případě musí být zcela vyřazen, viz Obr. 19. Dosavadní snahou je co nejmenší počet přebroušení s co možná nejmenším úběrem a zvýšit tak životnost válce. Z tohoto úhlu pohledu se jeví jako nejnebezpečnější masivní, lokální odlupování materiálu z povrchové vrstvy válce než trhliny samotné. Trhliny nezpůsobují tak velké snížení kvality vývalků, jako makroskopické nerovnosti na povrchu válce. Ty musí být při repasování válce kompletně odbroušeny, což vede k velkým úběrům na pracovním povrchu válce.



Obr. 18 Ukázka působení degradačních mechanismů na povrchovou vrstvu pracovního válce. Vlevo síť teplotních trhlin („fire crazing“) způsobených teplotním namáháním, vpravo síť trhlin způsobená teplotní a kontaktní únavou [8].



Obr. 19 Vlevo masivní poškození povrchu díky teplotnímu namáhání povrchu, vpravo neopravitelné poškození pracovního válce, způsobena chybou při výrobě válce, která vedla k oddělení slupky válce od jádra [10], viz kapitola 7.2.

V praxi se válce vyměňují po ukončení válcovací kampaně. Většina válcoven má vysledovány empirické závislosti mezi množstvím vyválcovaného materiálu a životností pracovních válců. Můžeme se setkat se snahou o průběžné monitorování stavu povrchu válců, ale sledování je problematické. V průběhu pracovního procesu jsou válce vizuálně obtížně přístupné. Vadí prostorové uspořádání, chladící médium a rozžhavený kov. Slibněji se jeví sledovat kvalitu vývalků. Zde bývá umístěno automatické monitorovací zařízení, které hlásí obsluze válcovací tratě možné problémy. Pakliže je vyhodnocen problém s kvalitou vývalku, dochází k zastavení válcování. V takové situaci se vyměňují válce na předem vybraných stolicích, kde se nejčastěji objevují problémy (typicky první a poslední stolice), popř. se vyměňují všechny pracovní válce na všech stolicích. O tom, jaký postup se zvolí, rozhoduje charakter problému a zkušenost obsluhy. V prvním případě výměna pracovních válců zabere cca 5 minut, v druhém případě cca 15–20 minut. Hlavním hlediskem je kvalita vývalků.

Ideální stav degradace povrchu válce by, za současného stavu poznání, znamenal optimalizaci faktorů válcování do té míry, aby degradační mechanismy, kterým se lze vyhnout, resp. nelze vyhnout, byly eliminovány, resp. byl jejich účinek dobře zmapován, kontrolován a působil by ve prospěch pracovního procesu válcování. Takový stav by se dal popsat jako situace, kdy by pracovní válce netrpěly tepelnou ani kontaktní únavou, oxidace by byla minimální a spolu s abrazí by způsobovala pomalé, kontrolovatelné opotřebení povrchů, které by postupně eliminovalo všechny zárodky trhlin, koncentrátoři napětí a materiálové nehomogenity.

Další kapitola se dále zaměřuje na jednotlivé degradační mechanismy. Popisuje příčiny vzniku, rozvoj a dopady těchto mechanismů. Čerpá informace především z odborných článků, které jsou v době psaní této práce k dispozici, jelikož ucelená publikace na toto téma doposud chybí.

2.1 OPOTŘEBENÍ

Jelikož stále chybí ucelená koncepce výzkumu opotřebení, mnohdy se objevují odborné články, které si protirečí. Problémy jsou především v metodice testování opotřebení. Díky potřebám z jiných částí průmyslového výzkumu vzniklo hodně testovacích zařízení pro kvantifikaci opotřebení, které se ovšem od sebe velice liší jak konstrukcí, tak i výsledky, díky kterým vznikají rozpory ve vědeckých závěrech (jako příklady lze uvést [30], [31], [34], [35] a mnohé další). Jen velice málo pracovišť je vybaveno testovacím zařízením na principu skutečné (byť rozměrově zmenšené) válcovací stolice nebo je schopno jinak verifikovat své výsledky. Taktéž chybí tribologické testy materiálů pracovních válců za stejných podmínek v adekvátním tepelném rozmezí, ve kterých pracovní válce operují.

2.1.1 Charakterizace opotřebení

Pojmem opotřebení rozumíme kontinuální erozi nebo přemístování materiálu ze základního tělesa. U pracovních válců si opotřebení lze představit jako nechtěnou lokální změnu topografie povrchu způsobenou ztrátou materiálu v daném místě. Mechanické opotřebení povrchu pracovního válce se děje převážně skrze tyto 4 mechanismy ([9], [35], [44]):

- Adheze
- Abraze
- Rýhování
- Tribo-koroze

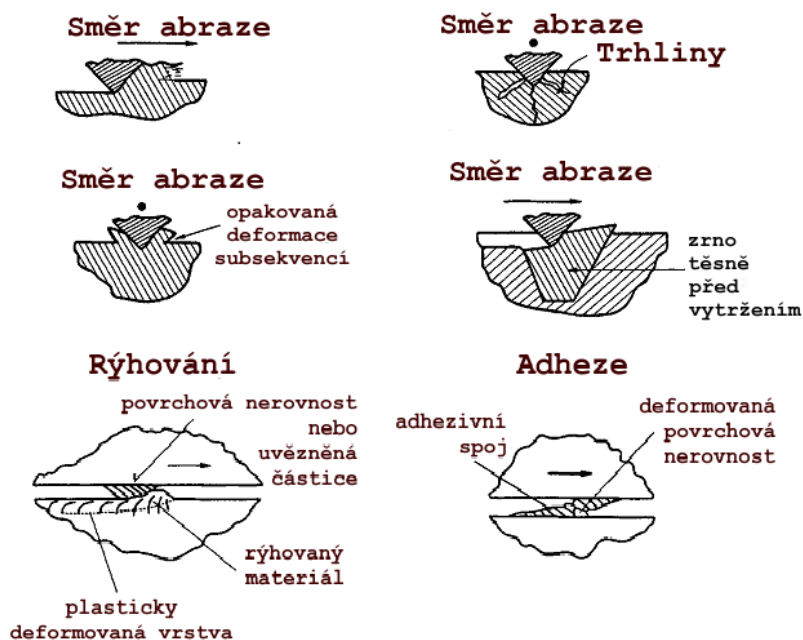
Tyto 4 druhy opotřebení spolu úzce souvisí, jak bude vysvětleno v dalším textu.

Tribo-koroze jako taková není mechanismem opotřebení. Je to způsob transferu iontů železa na snadněji oddělitelnou složku, tudíž má značný vliv na mechanické opotřebení. Mění jak mechanismy opotřebení, tak i rychlost degradace povrchu [30], [31], [35].

Mechanickým opotřebením trpí především tvarové kalibry [15], které mají větší stykovou plochu než klasické plošné válcování. Životnost pracovního válce pro plošné válcování je udávána v rozmezí $5-60 \cdot 10^3 \text{ tun} \cdot \text{mm}^{-1}$, zatímco u tvarových kalibrů se udává $100-900 \text{ tun} \cdot \text{mm}^{-1}$ [16], [17], [18].

2.1.2 Vznik opotřebení

Abraze (opotřebení otěrem) vzniká při kontaktu dvou těles, která se pohybují vůči sobě rozdílnou rychlostí. Povrchové nerovnosti tvrdšího z povrchů stírají tenkou vrstvu druhého povrchu ve směru třecích sil. Abrazivní částice dále způsobuje trhliny – působí jako klín mezi dvěma zrny materiálu. Může také způsobit odtržení celého zrna od základní matrice. Abraze působí prakticky po celé délce kontaktu provalku a válce, kde je rozdílná obvodová rychlost válce a rychlost tečení kovu.



Obr. 20 Různé formy opotřebení válců [9].

Adheze vzniká především v okolí neutrálního bodu (viz Obr. 3), které se nazývá pásmo přilnutí [6]. Zde je relativní rychlost obou povrchů stejná. Při adhezi dochází ke kontaktu na nejvyšších nerovnostech obou povrchů. Vlivem teploty a tlaku vznikají mikro-svary a následně porušení těchto vazeb po opuštění pásma přilnutí. Z těchto úlomků se stává abrazivum, které podle své charakteristiky (tvrdost vs. houževnatost, velikost) dále působí ve válcovací mezeře [15].

K rýhování dochází odlomením povrchových nerovností nebo jiných tvrdých částic, které jsou uvězněny v kontaktu mezi dvěma povrchy a vytvářejí brázdou, dokud nejsou rozdrčeny mezi tvrdšími částicemi nebo se nedostanou mimo kontakt.

2.1.3 Mechanismy rozvoje opotřebení

Během počáteční fáze kontaktu v řádu desítek cyklů vykazuje součinitel tření značnou fluktuaci, jak ukazují měření v člancích [21] až [23] a [30]. To je způsobeno počátečním vyhlazováním povrchu válce, kdy se uvolňuje značné množství abraziva. Po tomto stádiu dochází k ustálení třecích podmínek. Na povrchu se formuje celistvá vrstva oxidů, která vyhlazuje povrchové nerovnosti, působí jako lubrikant a zamezuje kontaktu kov na kov. Nikdy však nedojde k homogenní oxidaci celého povrchu. Mechanické opotřebení rozrušuje vrstvu oxidů. Ty jsou poté znovu a znovu formovány na povrchu, kde usnadňují mechanické opotřebení, což dokumentovala práce [20]. Viz kapitola 2.2.2.

Základní materiál nemusí být oddělen pouze adhezivním/abrazivním mechanismem, může být také oddělen od základu díky tomu, že je obalen v celistvé vrstvě zoxidovaného materiálu – Obr. 21. Zde poté nejde odlišit konkrétní mechanismus, pokud se použije rozbor odpadu. Tento jev vzniká, když oxiduje materiál podél trhlin, vrstva oxidů se rozšiřuje a může až kompletně obalit základní materiál [19]. Viz kapitola 2.2.



Obr. 21 Zabalení „zdravého“ materiálu do vrstvy oxidů, čím je narušena strukturální integrita daného místa [19].

2.1.4 Závislost opotřebení na vnějších/vnitřních parametrech

Tato kapitola obsahuje dílčí poznatky z literatury jak z mechanického opotřebení, tak i oxidace, jelikož se tyto mechanismy značně prolínají.

Opotřebení ovlivňují především na tyto parametry [15]:

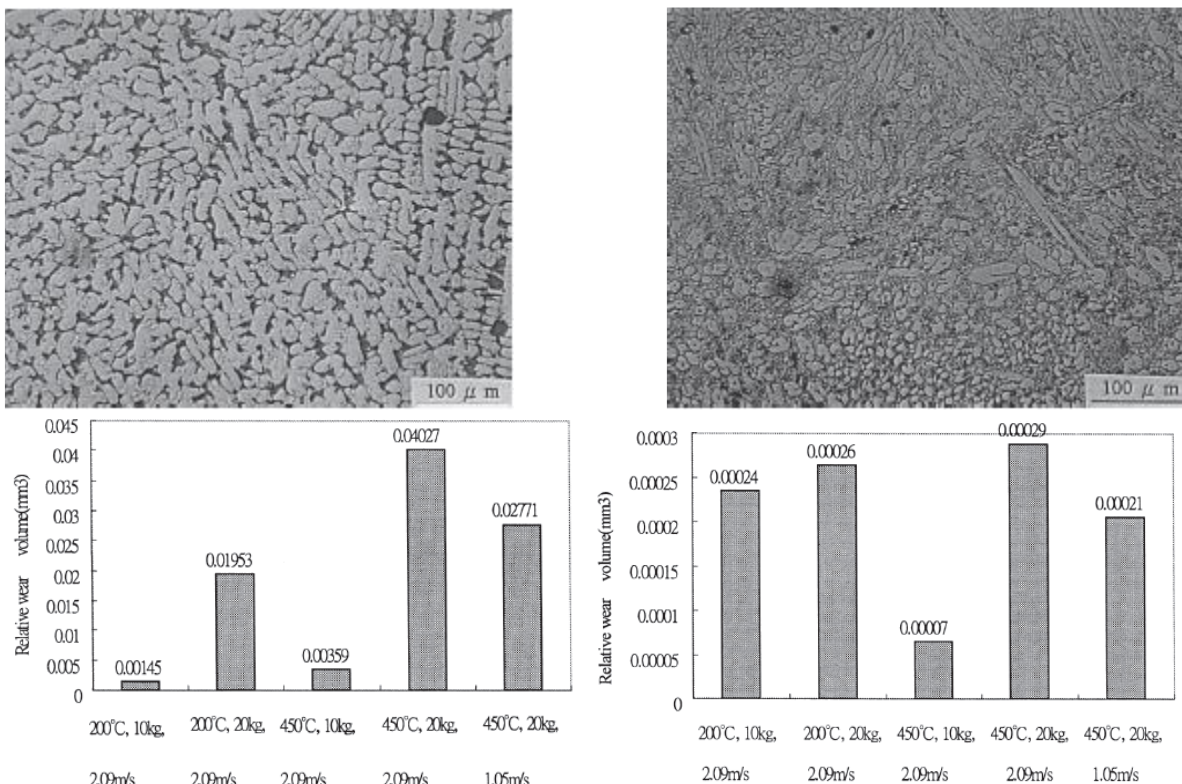
- Drsnost (struktura) povrchu
- Teplota provalku a válce
- Druh válcovaného materiálu a materiálu válce
- Historie zatěžování válce
- Tlak ve válcovací mezeře

- Rychlostní poměry ve válcovací mezeře
- Úběr
- Mazání
- Chladicí médium

Jak je vidět, opotřebení je závislé na mnoha faktorech, které značně ztěžují jeho studium, protože omezují extrapolaci poznatků napříč studiemi [15].

Citlivost opotřebení na mikrostrukturu povrchu slitin jasně ukázala studie [20]. Zde autoři porovnávali slitiny, které byly blízké chemickým složením, ale různé v mikrostruktuře povrchu. Také zkoumali vliv obsahu Cr, kdy po přidání obohacené o Cr_3C_2 se značně změnila struktura a závislost opotřebení na vnějších podmínkách ($2,9 \cdot 10^{-4} \text{ mm}^3$, resp. $8,3 \cdot 10^{-3} \text{ mm}^3$ při čistém, resp. zoxidovaném povrchu).

Prakticky tytéž závěry vyvodili autoři studie [24], ve které změna způsobu výroby pracovního válce (spray casting), způsobila značné zjemnění a zmenšení zrna materiálu a taktéž vedla k odstranění spojitého síťoví eutektických karbidů. Tyto změny vedly ke snížení rychlosti opotřebení. V této práci bylo také dosaženo ojedinele vysoké shody mezi opotřebením na testovacích vzorcích a skutečným opotřebením na skutečných válcích. Za zvýšením životnosti primárně stojí fakt, že absence sítě primárních eutektických karbidů, snížila schopnost oxidace penetrovat do hloubky povrchu válce, jelikož oxidační kanálky sledují rozhraní zrn a karbidů [19].



Obr. 22 Vlevo, resp. vpravo nahoře struktura slitiny bez, resp. s aditivním Cr, dole rychlost opotřebení pro různé podmínky. Vidíme jednak řádový pokles opotřebení při aditivizaci Cr a změnu odezvy na okolní podmínky [20].

Za tematicky příbuznou práci lze považovat [21], kde autoři ukázali rozdílný součinitel tření, pokud byl, resp. nebyl povrch válce předem pokryt vrstvou oxidů. Při daných experimentech vrstva oxidů působila jako lubrikant. K přesně opačným závěrům dospěla studie [29]. Rozpor může být vysvětlen rozdílnou metodikou testování.

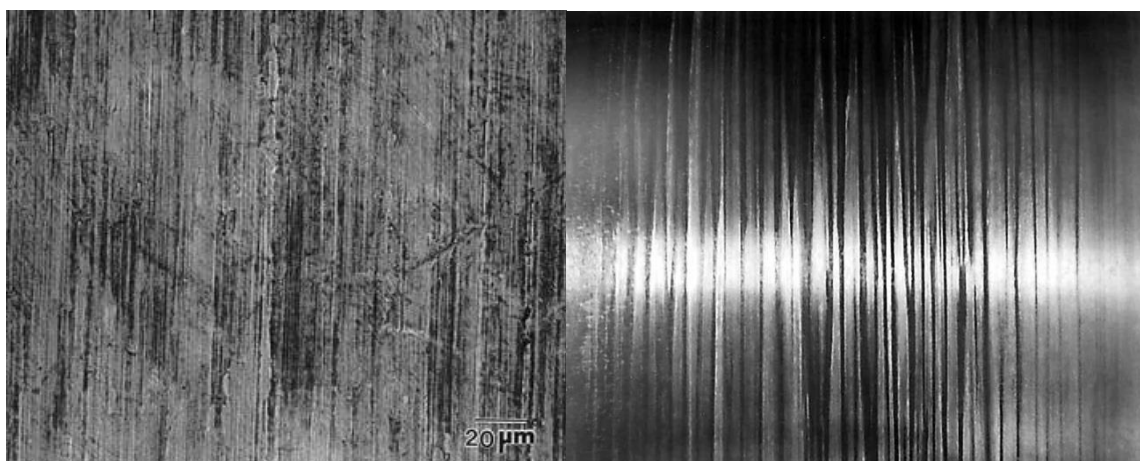
Dále se v práci [22] ukázala závislost součinitele tření na drsnosti povrchu, obsahem karbidů a jeho změny se zvyšujícími se otáčkami. Zde se ukázalo, že nejvíce odolnosti proti opotřebení prokázaly oceli s MC karbidy, které se formovaly homogenně uvnitř zrn materiálu. V [30] autoři prokázali korelaci mezi drsností povrchu a celkovým opotřebením. Popsali mechanismus rozvoje celkového opotřebením jako postupný abrazivní proces, při kterém oxidace snižuje drsnost povrchu, a tedy snižuje celkové opotřebením. Taktéž prezentovali metodiku, při které dosáhli shody mezi experimenty a reálným chováním pracovních válců.

Práce [37] přednesla tezi, že vrstva tmavých oxidů na povrchu litiny s vysokým obsahem Cr chrání před opotřebením. Na to navázala práce [15], kde byl pozorován stejný efekt a zároveň bylo zkoumáno složení oxidů a byl jasněji popsán mechanismus formování oxidů a jejich vliv na snížení opotřebením. Bohužel autoři použili pro vzorky zastaralý materiál, který se dnes již nepoužívá při výrobě pracovních válců a extrapolace závěrů pro rychlořeznou ocel je diskutabilní nehledě na opakované pozorování v [38].

Článek [36] přednesl poněkud neobvyklý závěr, kdy rychlost degradace povrchů HSS materiálu byla menší, resp. větší při testech s použitím, resp. bez použití vody. Nejmenších rychlostí degradace povrchu bylo dosaženo při testech s použitím vody, kde navíc teplota neměla vliv na rychlost degradace. Voda ovlivnila způsob formování oxidů a morfologii povrchu. Ve větší míře se formovaly M_3O_4 karbidy a také Fe_2O_3 , které při testech za sucha chyběly. Za přítomnosti vody se oxidy formovaly pouze jako ostrůvky na povrchu a nebyly mechanicky vměstnávány do povrchu, jako při suchých testech.

2.1.5 Dopady opotřebením

Na povrchu pracovního válce se může objevit mikroskopické a makroskopické rýhování – Obr. 23. Mikroskopické rýhování je způsobeno abrazí. Makroskopické rýhování je způsobeno okraji provalku při vstupu do válcovací mezery. Hrany provalku mají nižší teplotu a větší deformační odpor. Dochází k lokálnímu zvýšení zatížení povrchu a makroskopickým rýhám.



Obr. 23 Vlevo mikroskopické rýhování [22], vpravo makroskopické rýhování na povrchu válce[10].

2.1.6 Předcházení opotřebení

Degradační mechanismus opotřebení nelze zcela eliminovat. V praxi je kontrolovaný hladicí proces vyžadován, jelikož zlepšuje kvalitu povrchu. V praxi je snaha o vhodnou kombinaci materiálu válce a válcovaného materiálu, tak aby výtěžnost na milimetr pracovní vrstvy byla co nejvyšší, tj. nejnižší možné opotřebení [101], [114].

Autoři v práci [15] poukázali na fakt, že v praxi se opotřebení rapidně zvyšuje po určitém množství vyválcované oceli. Stanovení této meze by pomohlo předcházet situacím, kdy dochází k masivní devastaci povrchové vrstvy. Vhodný nástroj však nebyl součástí práce [15].

Jako protiklad k tomuto tvrzení lze vzít článek [22], kde se tato mez neprojevila na vzorku ani po 10 000 otáčkách. Pro úplnost lze dodat, že rozpor mohl být způsoben rozdílnou metodikou testování.

V praxi jsou vyvinuty matematické modely pro online sledování opotřebení hotovných stolic válcovacích tratí, např. v [32]. Tyto modely poskytují shodu se skutečností s odchylkou cca 5–6 % a dávají větší kontrolu nad celkovým opotřebením válců.

Ze závěrů v [22] plyne doporučení použít Cr v množství 8 až 9 hm. % oceli. Cr vykazuje dobrou odolnost vůči opotřebení a zároveň se z něj vytváří snadno M_7C_3 . Obdobné doporučení můžeme nalézt v [20]. Dále lze z práce [22] uvést tvrzení, že MC karbidy zvyšují odolnost vůči opotřebení na úkor horší kvality povrchu, ale naopak M_7C_3 karbidy zvyšují kvalitu povrchu na úkor odolnosti vůči opotřebení. Pokud vezmeme v potaz tvrdost těchto karbidů, je tento závěr logicky vysvětlitelný.

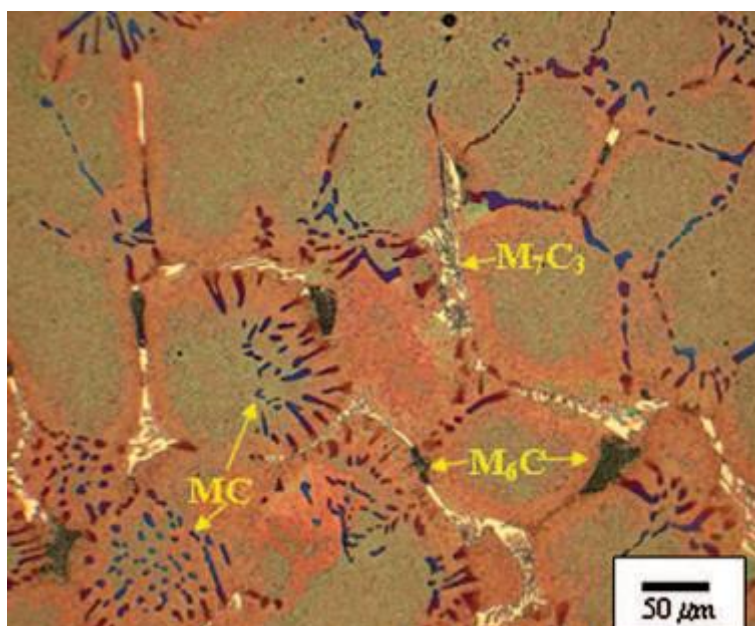
Doporučení pro obsah uhlíku v HSS ve vztahu k opotřebení můžeme najít v [41]. Autoři dle svých experimentů doporučují střední obsah uhlíku okolo 2,6 %, který umožní formovat matici laťkový martenzitu, který kompaktně podpoří karbidy vanadu, což dohromady vytvoří optimální kompromis v odolnosti proti opotřebení a tepelné únavě.

2.2 OXIDACE

Každý bod povrchu válce je periodicky vystaven během válcovací kampaně velice agresivnímu prostředí: vysoké teplotě, přítomnosti vody, popř. vodních par. V úhrnu jedné válcovací kampaně se celkový čas expozice jednoho místa na obvodu válce pohybuje v rozsahu od 2 až 20 minut [12]. Kumulativní čas expozice válce rozhoduje o době osazení válce ve válcovací stolici bez nutnosti jeho výměny.

2.2.1 Vznik oxidace

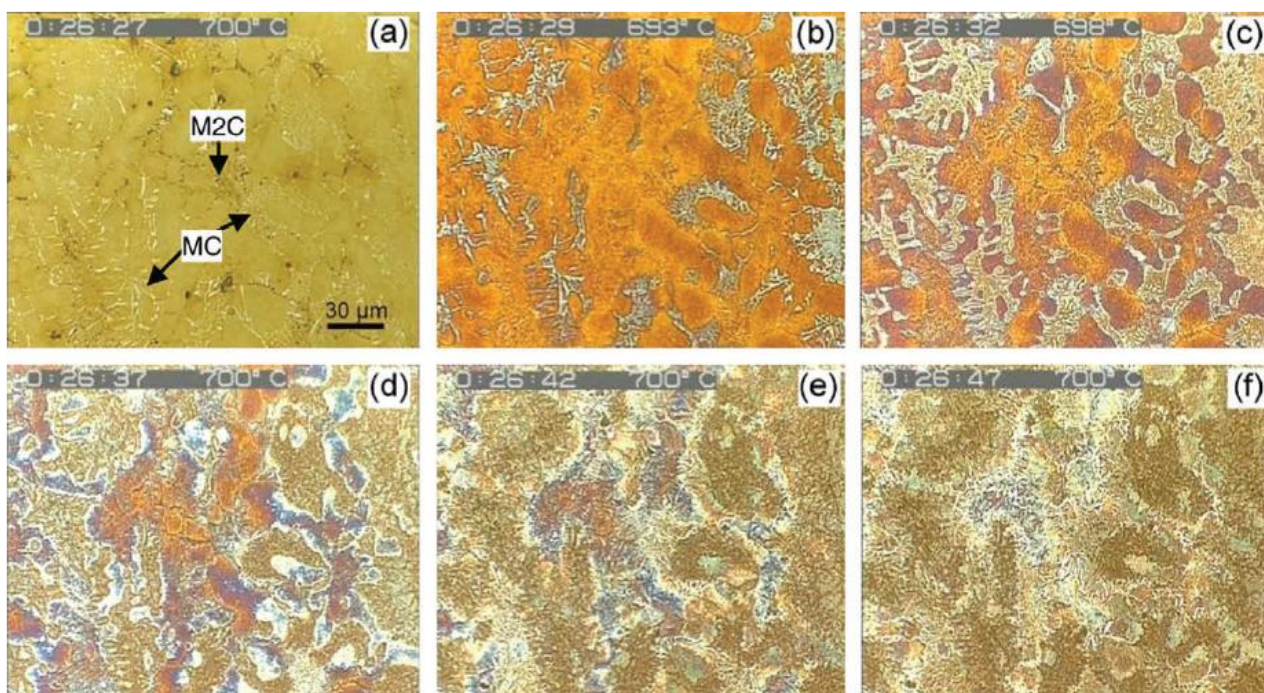
Oxidační opotřebení je způsobeno difuzí a chemickými změnami při pracovním cyklu válce. Oxidace na válcích vzniká při teplotách od 250 °C [25]. Se vzrůstající teplotou se podíl oxidačního opotřebení zvyšuje [29]. Na počátky oxidace nepanuje jednotný názor, ale nejčastěji se jako místo iniciace uvádí rozhraní matrice a karbidového skeletu ([25], [42], Obr. 24), přičemž karbidy oxidují rychleji než zrna matrice materiálu [42]. Rychleji oxiduje fázové rozhraní MC karbidů bohaté na vanad a fázové rozhraní M_2C karbidů bohatých na molybden [42]. O dynamice tohoto děje se můžeme přesvědčit na Obr. 25, kde je zobrazen růst oxidů na povrchu vzorků, který je vystaven oxidační atmosféře.



Obr. 24 Oxidace podél hranic zrn materiálu v skeletonové síti karbidů [75].

2.2.2 Mechanismus rozvoje oxidace

Oxidace sleduje dráhy zvýšené difuzivity v oceli. Těmito drahami je rozhraní zrn a karbidů. Vzniká tak souvislá vrstva oxidů na povrchu a pod ním se oxidy rozšiřují do hloubky podél síťové oxidů. Souvislá vrstva oxidů na povrchu působí jako ochranná vrstva. Na tloušťce této vrstvy se literatura neshoduje. Nejčastěji se udává tloušťka od 2–10 μm [12], [35]. S přibývajícím množstvím zpracovaného materiálu se kumuluje čas, kdy je povrch válce vystaven vysoké teplotě [15], [30], [33]. Tloušťka oxidů a jejich distribuce se zvětšuje. Při překročení limitní tloušťky vrstvy dochází k jejímu snadnému oddělení od matrice materiálu. Tento cyklus podporuje i fakt, že makroskopická vrstva oxidů není během válcování, ani při odstavení válce, pozorována.



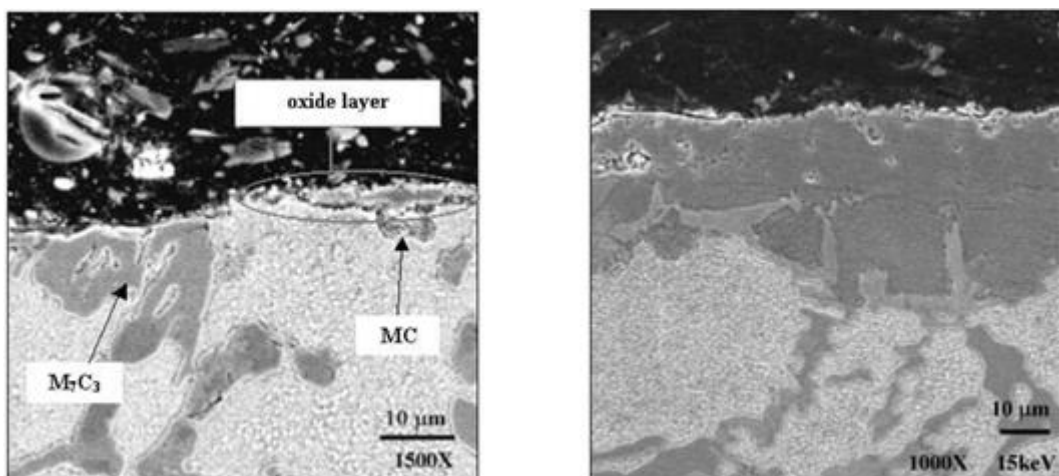
Obr. 25 Ilustrace rychlosti šíření oxidů; a) 0 s, b) 2 s, c) 5 s, d) 10 s, e) 15 s, f) 20 s; Oxidační teplota 700 °C, suché prostředí [42].

Zde se právě formuje mechanismus tribo-koroze. Oxidace umožňuje opotřebení, protože snižuje odolnost povrchu. Dokládá to korelace mezi teplotou povrchu a opotřebením povrchu v [30]. Opotřebení posléze umožňuje expozici „zdravého“ materiálu oxidačním podmínkám. Vzniká reciproční degradační mechanismus tribo-koroze.

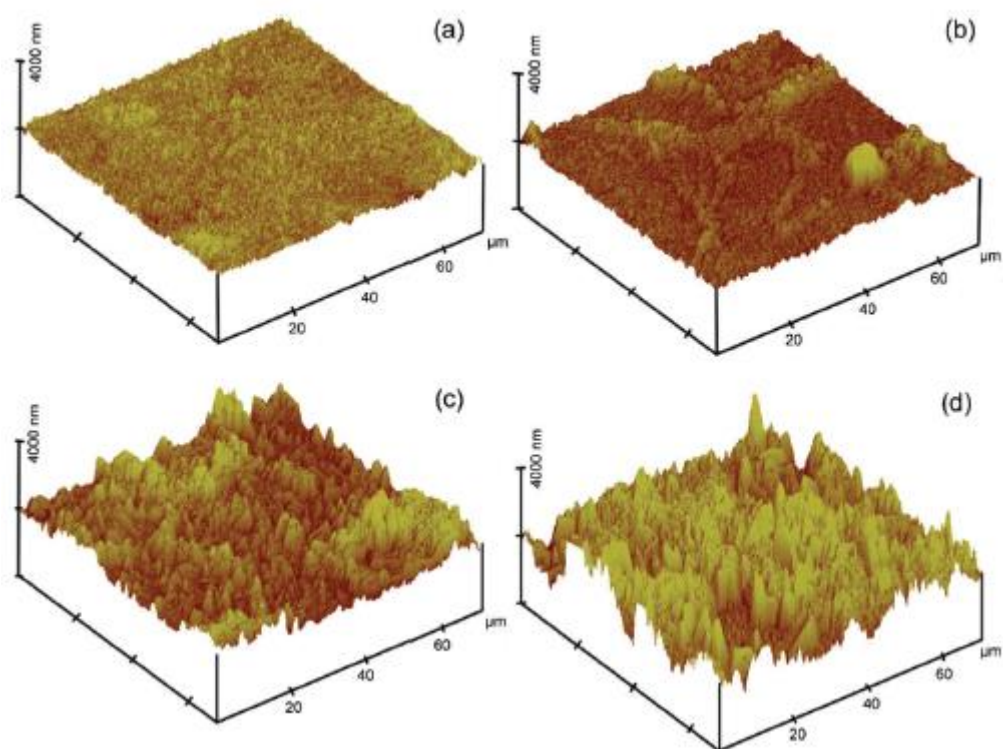
2.2.3 Závislost oxidace na vnitřních a vnějších činitelích

Dílčí poznatky byly již sepsány v kapitole 2.1.4. Nyní ji pouze rozšíříme o další poznatky, které se váží čistě na mechanismus oxidace.

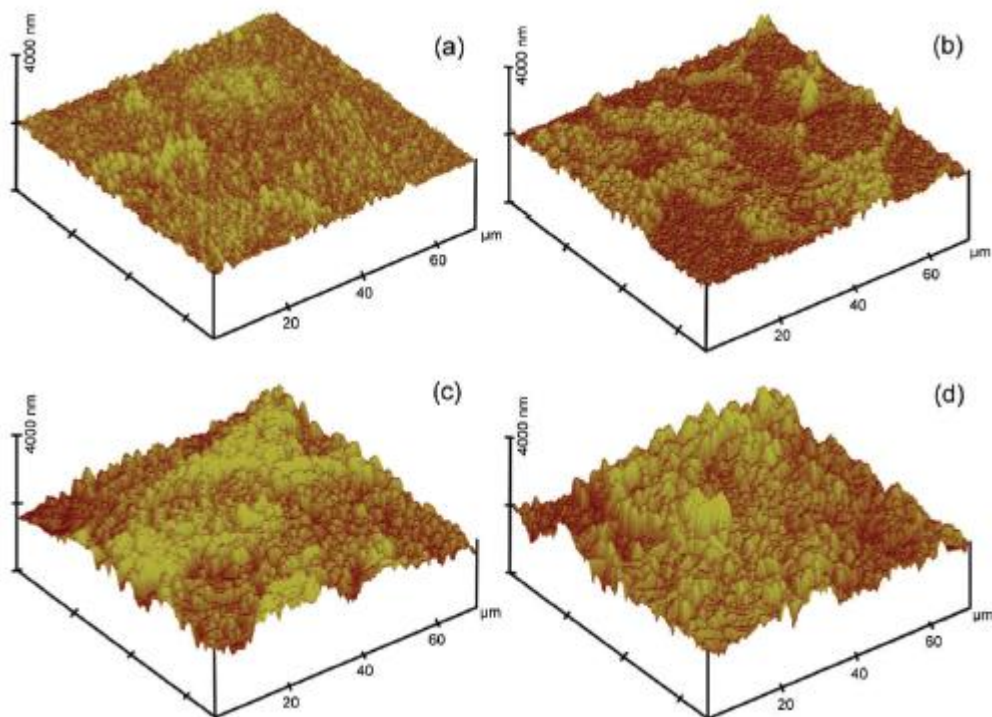
Výzkum v pracích [42] a [43] byl zaměřen na posouzení vlivu přítomnosti vody a vodní páry v oxidační atmosféře na strukturu povrchu a rychlost oxidace. Výsledky obou prací byly totožné – přítomnost vody značně mění topografii povrchu a zvyšuje rychlost oxidace. Přítomnost vodní páry snižuje pórovitost oxidů železa (Obr. 27 a Obr. 28) a podporuje transformaci „zdravého“ materiálu na oxidy.



Obr. 26 Boční pohled na vzorky, které jsou podrobeny statické oxidaci po dobu 2 hodin při teplotě 500 °C (vlevo) a 2 hodin při teplotě 700 °C (vpravo) [148]. Vidíme masivní rozdíl v objemu oxidů, které se vytvoří na povrchu při různých teplotách.



Obr. 27 Topografie povrchu rychlořezné oceli po oxidaci v suché atmosféře při: a) 550 °C, b) 600 °C, c) 650 °C, d) 700 °C [42].



Obr. 28 Topografie povrchu rychlořezné oceli po oxidaci v atmosféře s obsahem 12,5 % H_2O při: a) 550 °C, b) 600 °C, c) 650 °C, d) 700 °C [42].

Oxidace je také značně ovlivňována kontaminanty chladicího média (vody) [12]. Roli v tomto případě hraje především tvrdost vody a chemické kontaminanty. Bližší informace a vztahy však chybí.

2.2.4 Dopady oxidace

V tomto směru se odborníci zatím neshodují a existují 2 úhly pohledu. První z nich – oxidační opotřebení má negativní dopad. Narušuje strukturu povrchu, vytváří tvrdé, křehké struktury oxidů, které mohou obalit „zdravý“ materiál a podél karbidového skeletu se mohou snadno rozvíjet a pronikat trhliny do základního materiálu (implicitně uvedeno v [19], [20], explicitně v [45]), viz Obr. 21.

Druhý pohled je pozitivní dopad. Vrstva oxidů zlepšuje třecí vlastnosti, snižuje mechanické a celkové opotřebení. K tomuto závěru existuje mnoho studií – [15], [30], [31], [37].

Jak je vidět, pro každý úhel pohledu hovoří vícero technických článků a závěry experimentů. Závěry prezentované v [39] ukazují na možnou korelaci mezi opotřebením povrchu a adhezí spolu s tloušťkou oxidů. Nebyl však učiněn jednoznačný závěr. Ten byl prezentován až v [40] a dále rozšířen v [24] – role oxidů je určována jejich poměrem vůči karbidům. Pakliže je malý a oxidy se nacházejí pouze na povrchu, snižují tření, popř. působí jako lubrikant. V situaci, kdy oxidy penetrují z povrchu do hloubky, vytvářejí se především na hranicích zrn a karbidů, materiál ztrácí houževnatost a usnadňuje šíření únavových trhlin. Tato teorie se zatím jeví jako nejpravděpodobnější, i když nesoulad a vysvětlení protichůdných výsledků zatím nebyl dostatečně vysvětlen.

2.2.5 Předcházení oxidaci

Předcházení oxidaci je značně problematické, navíc z výše uvedeného plyne, že v jistých případech je oxidace žádoucí.

Pokud jde o vnitřní ochranu, tj. na úrovni chemického složení a mikrostruktury povrchu, nemá zde metalurgie moc široké pole působnosti. Zde je spíše kladen důraz na ochranu před tepelnou únavou a mechanickým opotřebením, což jsou požadavky, které jdou proti sobě. Doporučení si lze vzít z [19], kde autoři doporučují strukturu bez sítě primárních eutektických karbidů, které jsou značně náchylné k oxidaci, a jejich síť usnadňuje šíření oxidace do hloubky.

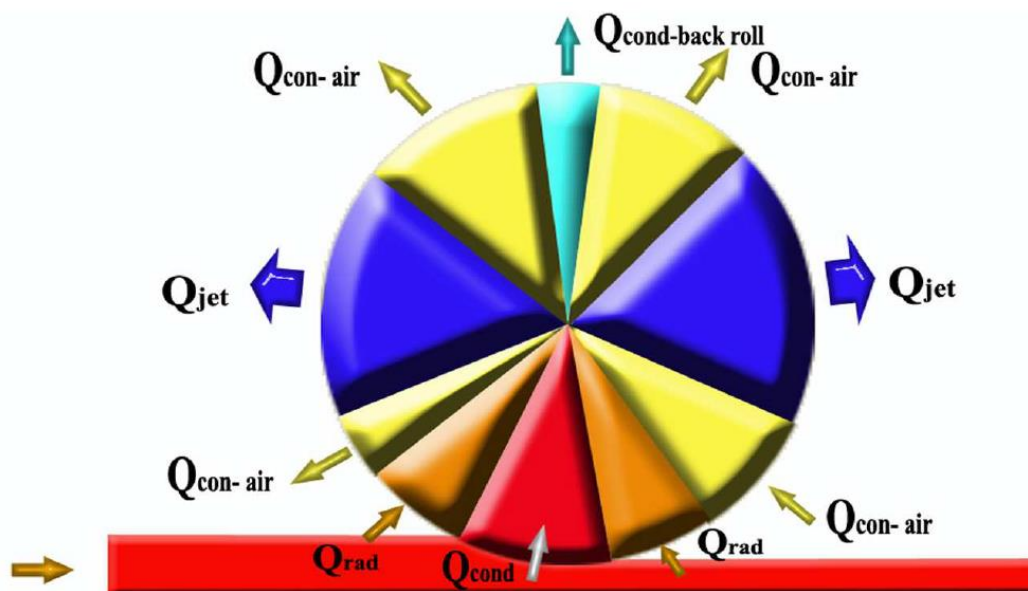
Z vnějších činitelů to jsou teplota, chladicí médium, kontaminace chladicího média. Redukce teploty sníží i rychlost oxidace. Bohužel, teploty by nesměly přesahovat 300°C, kde začíná být oxidace významně aktivní [44]. Nahrazení vody jako chladicího média v teplé válcovně je ekonomicky nerealizovatelné, stejně tak jako kompletní destilace, která by snížila její oxidační schopnosti. Předmětem dalšího výzkumu by se mohlo stát aditivum, které by snížilo oxidační pochody.

2.3 TEPELNÁ ÚNAVA POVRCHU

Tento mechanismus je pravděpodobně primární únavový faktor pracovních válců a je nejvíce odpovědný za tonáž válcovací kampaně. V praxi se vynakládá značné úsilí a finanční prostředky (především na chladicí médium) pro minimalizaci tepelné únavy.

2.3.1 Vznik tepelné únavy

Každý bod povrchu pracovního válce prochází během válcování cyklem ohřevu a chlazení Obr. 29. Povrch je nejprve zahřát vedením tepla při kontaktu s provalkem, následně stále přijímá teplo konvekcí z okolí a radiací od provalku. Poté přichází první chlazení a značný pokles teploty povrchové vrstvy. Po prvním chlazení opět přichází na řadu konvekce do okolí. K tomu se navíc přidává kontakt s opěrným válcem. O směru tepelného toku při kontaktu pracovního a opěrného lze polemizovat, celkově lze říci, že způsobují minimální kolísání povrchové teploty pracovního válce. Posléze přichází na řadu znovu konvekce do okolí a chlazení na vstupu, které povrch podchladí vůči teplotě v jádru válce. Podle konstrukce chlazení v konkrétní stolici může existovat poslední úsek, kde je prostor pro ohřev povrchu konvekcí z okolí, vedením z jádra válce a radiací z provalku.

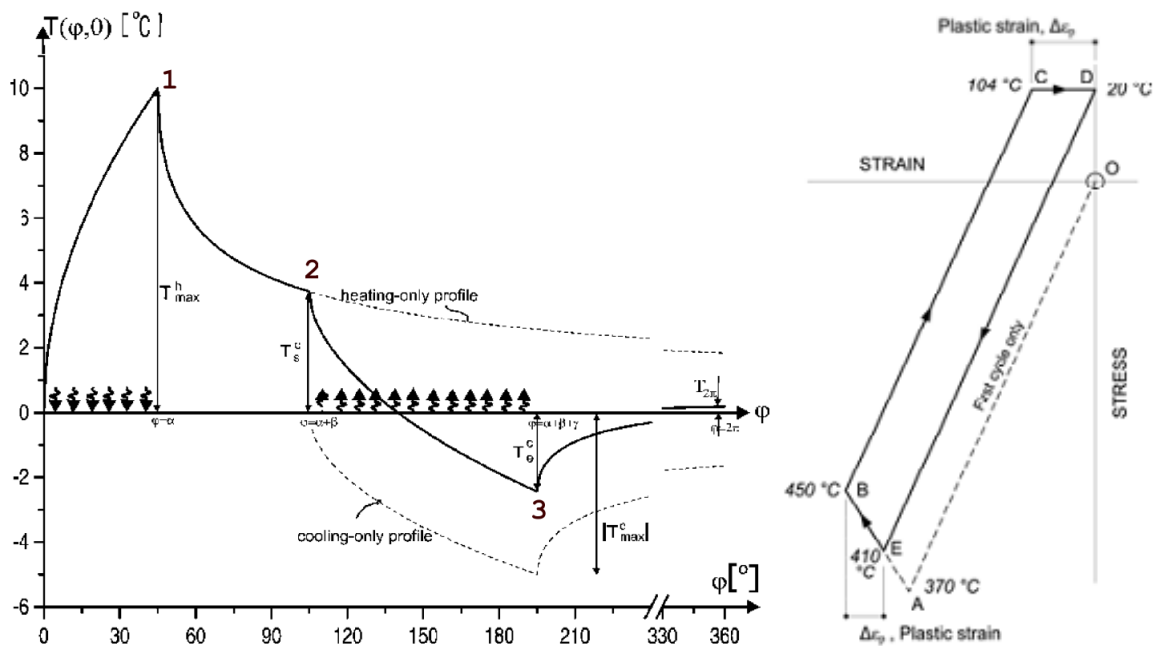


- Teplo získané vedením
 - Teplo získané radiací
 - Teplo ztracené chlazením
- Teplo ztracené konvekcí do okolí
 - Teplo ztracené vedením do opěrného válce

Obr. 29 Cyklus ohřevu a chlazení povrchu pracovního válce. Nejdůležitější jsou oblasti ohřevu od provalku, prvního a sekundárního chlazení [50].

Význam prvního chlazení je jasný – odejmout co možná nejvíce tepla, dokud je v povrchové vrstvě a zamezit ohřívání jádra válce vedením. Chlazení musí být směřováno co nejbližší nad kontakt pracovního válce s provalkem. Chlazení na vstupní straně má diskutabilní význam. Jeho použití má silné kořeny v minulosti, kdy ještě neexistovaly studie o účinnosti nebo optimalizaci chlazení. Hlavním argumentem použití je to, že místa, kde lze konstrukčně řešit chlazení jsou pouze dvě – po výstupu, resp. před výstupem z válcovací mezery. Hlavní dopad tohoto chlazení je snížení teploty povrchu pracovního válce pod teplotu v jádru válce. Při kontaktu povrchová teplota nedosáhne tak vysoké teplotní špičky jako při absenci tohoto chlazení, jelikož povrch samotný začíná na nižší teplotě při vstupu do válcovací mezery [53]. Na druhou stranu se u tohoto chlazení často citelně plýtvá chladicím médiem.

Celková optimalizace chlazení pracovních válců je dlouhodobým výzkumným záměrem Laboratoře přenosu tepla a proudění, do něhož tato práce zapadá.



Obr. 30 Vlevo znázornění průběhu povrchové teploty jako funkce úhlové polohy v jedné pracovní otáčce válce [50]. Vpravo průběh jedné otáčky pracovního válce z pohledu průběhu napětí v povrchové vrstvě [51].

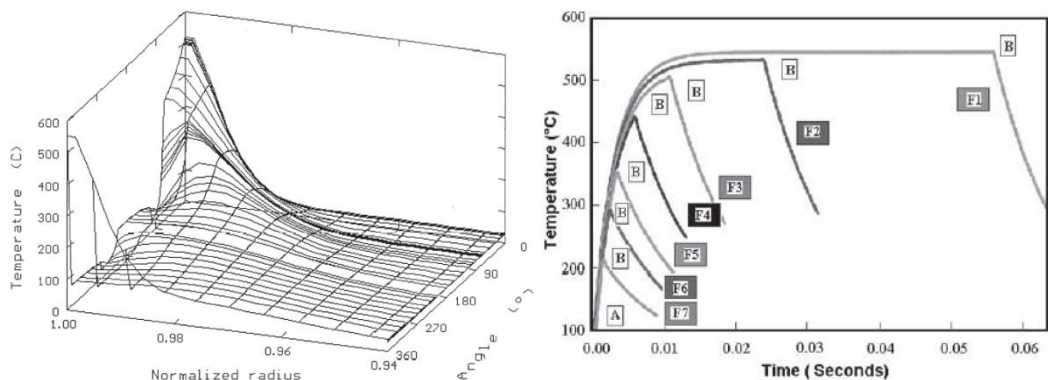
Když se podíváme na výše popsany teplotní cyklus z hlediska průběhu povrchové teploty, napětí a přetvoření, vznikne průběh a cyklická hysterezní smyčka na Obr. 30. Kontakt s provalkem způsobí prudké zvýšení povrchové teploty, což vede k teplotní špičce – bod 1. Po výstupu teplota prudce klesne především díky vedení tepla do těla válce – křivka mezi 1-2. Další zlom přichází v bodě 2, kdy se začíná s chlazením na výstupu, které trvá do bodu 3, kde se začíná povrch opět nahřívat vedením z jádra válce. V hysterezní smyčce cyklus začíná první otáčkou v bodě O. Při ohřevu se povrch rozpíná, dochází ke zvětšení průměru válce. V tečném směru dochází ke kumulaci tlakového napětí – úsek O-A. Po překročení meze kluzu a za současného zvyšování teploty dochází k plastizaci povrchové vrstvy – úsek A-B. Při ochlazování klesá napětí a snižuje se přetvoření. S dále postupujícím chladnutím se mění charakter napětí v povrchové vrstvě válce. Tlaková napětí se mění v tahová. V úseku C-D je povrch natolik podchlazen, že opět dochází k plastické deformaci povrchové vrstvy, která dává za vznik únavovým trhlinám. Dále cyklus pokračuje identicky, pouze začíná v bodě D.

2.3.2 Mechanismy rozvoje tepelné únavy

Faktory ovlivňující rozvoj tepelné únavy jsou identické jako u jejího vzniku, pouze dochází ke kumulaci plastického přetvoření s každým dalším pracovním cyklem. Dochází k postupnému zvětšování délky trhliny vlivem několika činitelů, které jsou probrány jinde v této práci, viz 2.4.3.

2.3.3 Závislost tepelné únavy vnitřních/vnějších parametrech

Tepelná únava je značně závislá na maximální teplotě, která vznikne na povrchu válce [54], [55]. Tloušťka oxidů (jak na provalku, tak i na válci) mění množství tepla, které přestoupí do válce [42]. Tato vrstva se chová jako teplotní izolant a snižuje teplotní špičky. Značný vliv má intenzita a umístění chlazení [54].



Obr. 31 Vlevo distribuce teploty pracovního válce jako funkce normalizovaného poloměru a úhlu [19], vpravo hodnoty maximálních teplot na povrchu válce jako funkce polohy válcovací stolice na trati, F1 – první hotovni stolice, F7 – poslední hotovni stolice[25].

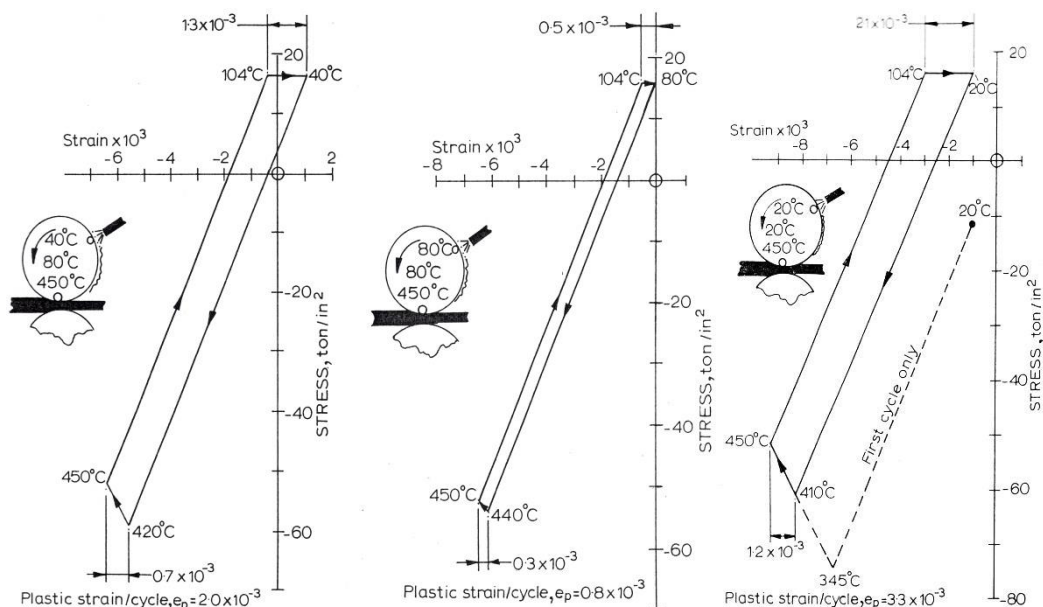
Hodnoty maximální teplotní špičky se různí především podle polohy válcovací stolice na válcovací trati, vzdálenosti od povrchu a podle rychlosti válcování (Obr. 31 vpravo). Nejčastěji se uvádějí hodnoty v rozmezí 400–650 °C. Závislost teploty na tloušťce je exponenciální (Obr. 31 vlevo).

Charakter tepelného zatěžování taktéž hraje roli. Dle [77] teplotně proměnlivé zatěžování má větší poškozující účinek než izotermické namáhání.

Zřejmá je taktéž přímá závislost mezi tepelnou únavou a chlazením. To je jediný způsob, jak přímo ovlivnit teplotu povrchu válce, potažmo tepelnou únavu. Můžeme dospět i k myšlence, že čím intenzivnější chlazení, tím menší teplota povrchu a tím lépe. Nesmíme však zapomenout na fakt, že vzrůstající intenzita chlazení nemusí vyvolat kýžený efekt intenzivnějšího odvodu tepla z povrchu pracovního válce a taktéž si musíme uvědomit dopad přílišného podchlazení.

Napětový stav povrchu válce je primárně určen ΔT (rozdíl mezi teplotou povrchu a jádra válce). Při podchlazení povrchu pracovního válce pod teplotu těla válce vznikají tahová napětí a tahová přetvoření – Obr. 32 vlevo. Ta vedou ke vzniku teplotně únavových trhlin. Pokud skončíme s chlazením na teplotě blízké jádru válce (tj. bezprostřednímu okolí povrchové vrstvy), dosáhneme tím snížení celkové plastické deformace a znemožníme rozvoj trhlin – Obr. 32 uprostřed.

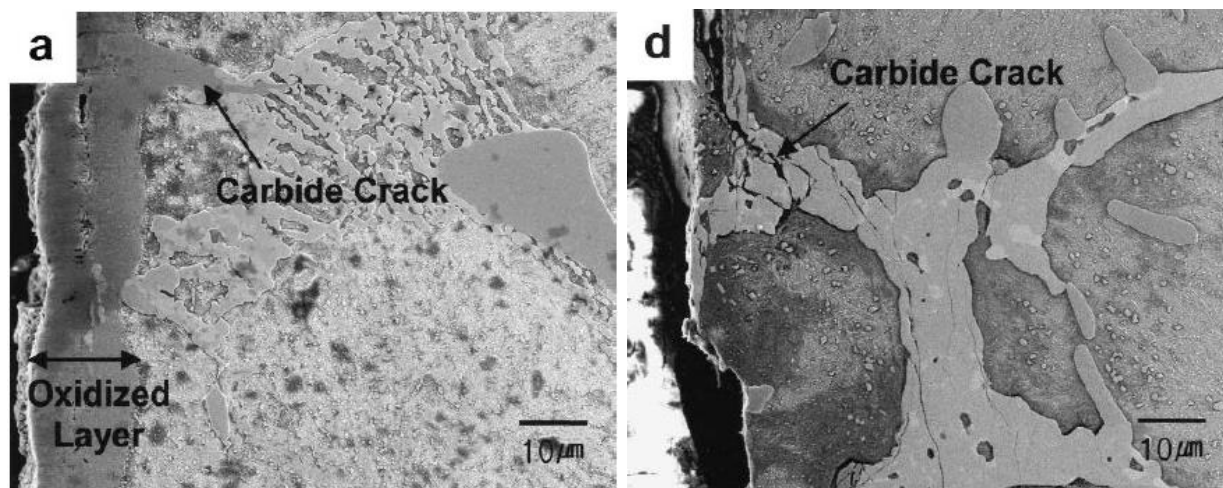
Rozvíjení trhlin můžeme také ovlivnit reziduálním tlakovým napětím v pracovní vrstvě válce [9], [11], [54]. Dojde ke změně začátku hysterezní smyčky (Obr. 32 vpravo), celkové přetvoření se nezmění, ale trhlinám je znesnadněno šíření.



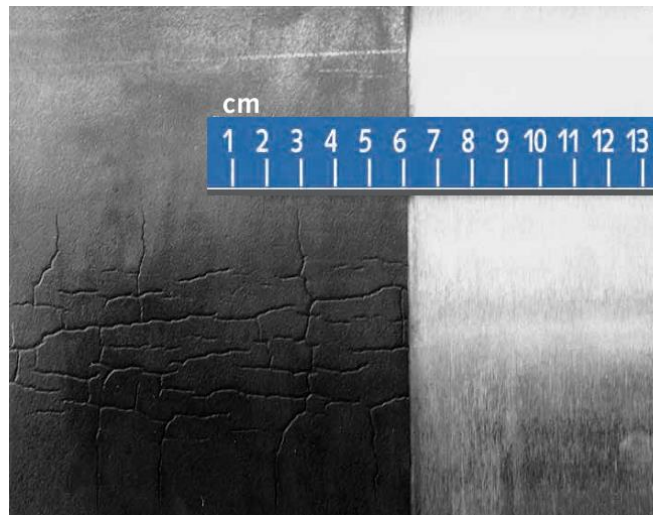
Obr. 32 Vlevo, resp. uprostřed tvar hysterezní smyčky pro pracovní cyklus, kde dochází, resp. nedochází k podchlazení povrchu pracovního válce. Vpravo význam reziduálních napětí na průběh hysterezní smyčky [54].

2.3.4 Dopady tepelné únavy

Dopad tepelné únavy je z výše uvedeného textu jasný – vznik a šíření trhlin. Jejich směr (včetně šíření) je kolmý k povrchu. Vzniklé trhliny značně snižují produkční život válce. Pro jejich odstranění se musí odbrousit relativně značné množství materiálu, který by se jinak odstranilo přirozeně mechanickým opotřebením.



Obr. 33 Mikro-trhliny v skeletové síti karbidů. Inicializace z oxidovaného povrchu [55].



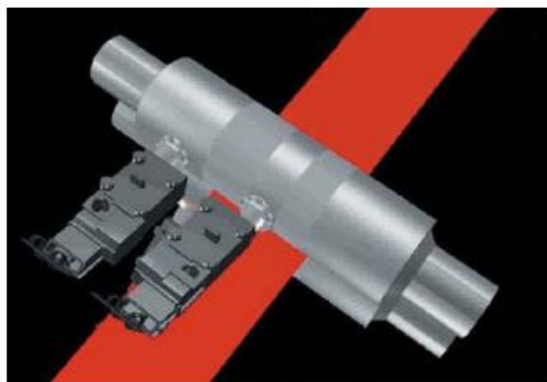
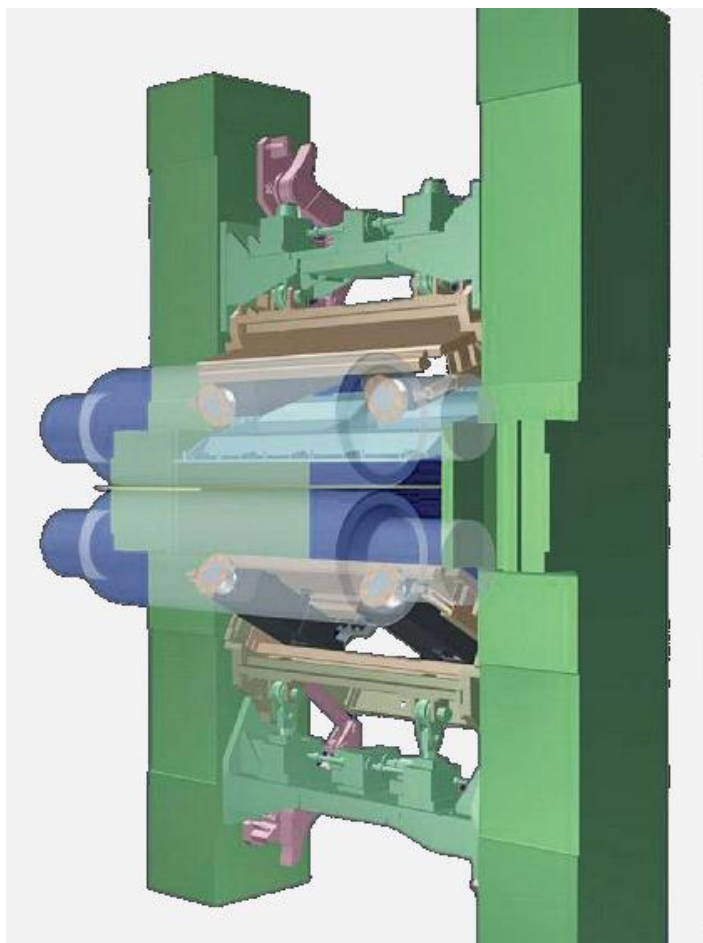
Obr. 34 Hustá síť teplotních trhlin, způsobených lokálním přehřátím válce při havarijním zastavení tratě. Vpravo můžeme vidět přebroušený povrch válce pro odstranění makroskopické sítě trhlin vzniklé díky tepelné únavě [10].

2.3.5 Předcházení tepelné únavě

Předcházet tepelné únavě lze několika způsoby. Cíl v tomto případě je jasný. Držet teplotní špičky pod hranicí, kde dochází k plastické deformaci povrchové vrstvy pracovního válce. Nejúčinnější se jeví optimalizace chlazení a válcovacího procesu. Menší úběry znamenají nižší přestup tepla do válce, ale pro dosažení potřebného přetvoření je potřeba vyšší počet válcovacích stolic na trati. Vyšší intenzita chlazení, zvláště na vstupu, kde by docházelo k podchlazení povrchu válce, je nejen z hlediska ekonomického diskutabilní. Nabízí se prostor pro optimalizaci, tj. výzkum v této oblasti.

V praxi se teplotní únavě předchází empirickými metodami. Výkon pracovních válců je sledován a po vhodně zvoleném intervalu je válec vytažen, přebroušen a znova nasazen. Úběr je v řádu několika desetin milimetru. Pakliže má válec makroskopicky pozorovatelné trhliny, úběr se úměrně přizpůsobí – Obr. 34.

Vstříc jdou i výrobci válcovacích stolic a začínají se objevovat stolice s průběžným přebroušováním plochy pracovního válce. Takto je kontinuálně zajišťována kvalita povrchu. Odstraňují se dopady mechanického opotřebení a mikro trhliny – Obr. 35.

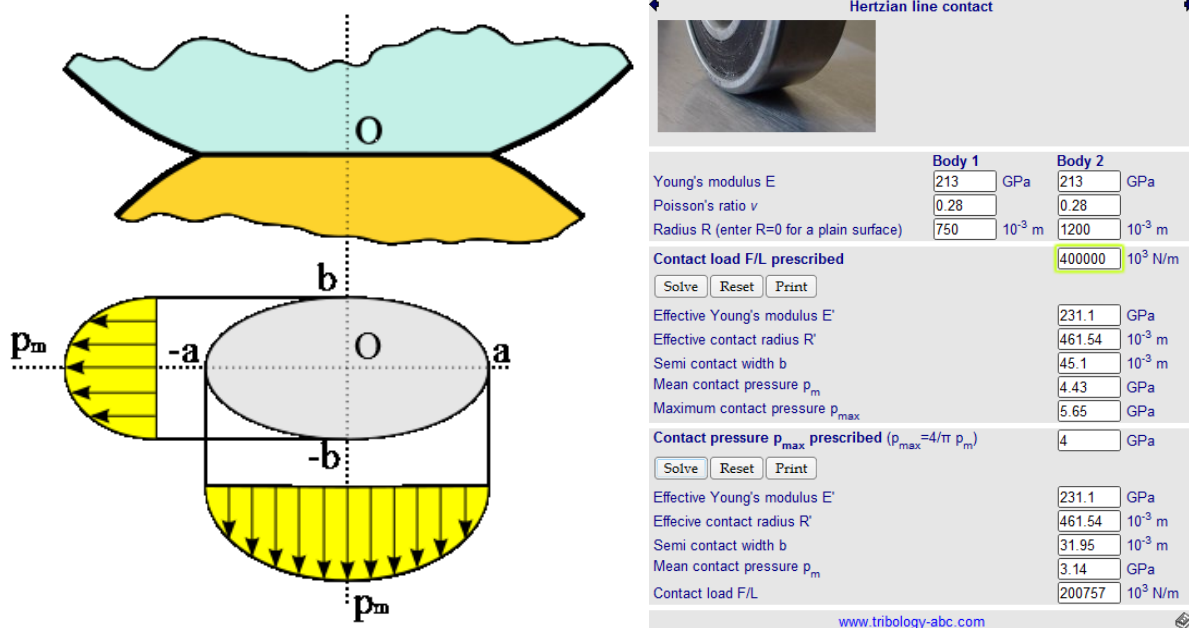


Obr. 35 Automatizovaný online brusič válce – výroba Mitsubishi-Hitachi [52].

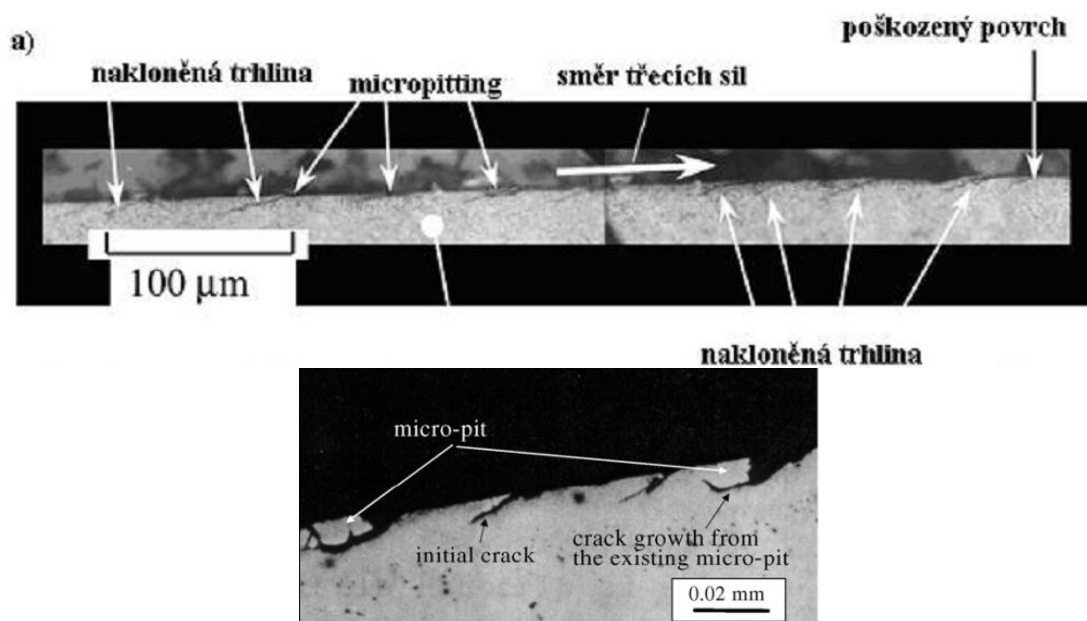
2.4 KONTAKTNÍ ÚNAVA

2.4.1 Charakterizace kontaktní únavy

Kontaktní únava je mechanismus opotřebení povrchu, při kterém se stýkají dvě nekonformní plochy (styk konvexní a konkávní plochy), který se vyznačuje malou stykovou plochou, díky čemuž vznikne kontaktní tlak do řádu jednotek GPa, viz Obr. 36. Tato vlna kontaktního tlaku postupuje napříč kontaktem v určité povrchové vrstvě materiálu. Tloušťka této vrstvy značně kolísá podle vstupních parametrů. Průběh kontaktního tlaku a tvaru stykové plochy se dá v ideálním případě (elastické materiály obou těles, dokonale hladký povrch) popsat Hertzovou kontaktní teorií, Obr. 36 vlevo.



Obr. 36 Vlevo znázornění nekonformního kontaktu 2 válců. Vpravo online kalkulačka kontaktního tlaku dle Hertzovy teorie [46]. Uvedené hodnoty jsou kalkulovány pro průměrné velikosti válců, které se používají v praxi. Maximální kontaktní tlak je vyčíslen na 5,65 GPa.



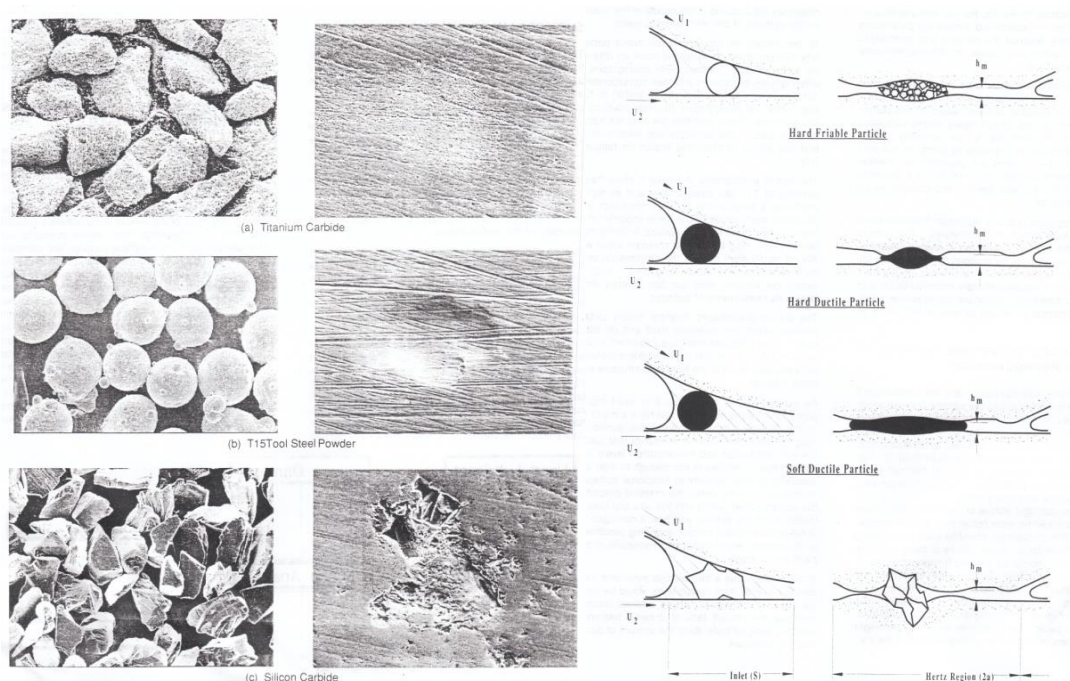
Obr. 37 Znázornění velikosti a vztahu kontaktní únavových trhlin ke směru třecích sil v bočních řezech [48] a [49].

Kontaktní únavové trhliny se dají odlišit od tepelných trhlin především podle směru šíření [168]. Ten je udáván především směrem třecí síly (u kontaktních únavových trhlin). Povrchová vrstva materiálu je strhávána v protisměru třecí síly, tím vzniká mechanismus rozevírání trhlin. Sklon těchto trhlin se pohybuje

od 0° až 30° od tečny povrchu. Změny směru třecích sil na povrchu pracovního válce při válcování jsou tedy ku prospěchu věci, jelikož je omezeno jednostranné šíření trhlin.

2.4.2 Vznik kontaktní únavy

Hlavní příčinou vzniku těchto povrchových vad jsou v drtivé většině nečistoty, které prochází přes kontakt Obr. 38. Nejnebezpečnější jsou tvrdé, ostré úlomky, které se nejčastěji dostávají do kontaktu oddělením ze samotných pracovních válců (karbidy legur válců). Vzniká, tzn. mikro-pitting (Obr. 37), malé trhliny, ze kterých se rychle rozvíjí makroskopický pitting. Měkčí, tvárnější nečistoty zanechají v kontaktní oblasti plastický vtisk, přičemž dochází k vytlačení materiálu okolo vtisku, obdoba kráteru při dopadu projektilu. Zde poté dochází k tvorbě napět'ové špičky, která již Hertzovou teorií popsat nelze. V těchto špičkách dochází k tvorbě již zmíněného mikro-pittingu.



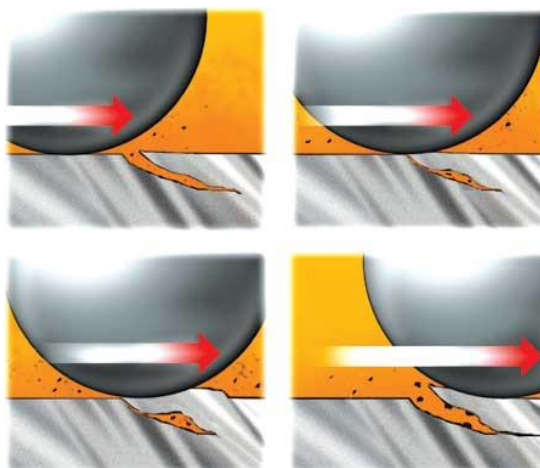
Obr. 38 Přehled tvaru nečistot, jejich otisku v kontaktní oblasti a jejich mechanismus rozpadu. Nejbezpečnější se jeví měkké, křehké nečistoty [47].

Většina kontaktních nečistot jsou okuje z provalku. Provalek je zpravidla z materiálu, který je řádově nižší kvality, včetně okují samotných. Při ohřevu bram v pecích před válcováním, vznikají okuje řádově tlustší než jednotky mm. Tyto primární okuje jsou odstraněny v sekci ostříku okují válcovací tratě. K válcovacím stolicím se dostávají pouze sekundární okuje, které vznikají v průběhu válcování. K samotnému kontaktu mezi pracovním a opěrným válcem se už dostává minimum okují, jelikož jsou strhávány samotným válcovacím procesem a chladicí médiem.

2.4.3 Mechanismy rozvoje kontaktní únavy a trhlin obecně

Samotná kontaktní únava se rozvíjí poměrně jednoduše – s každým dalším kontaktem mezi povrchy nastává rozvíjení trhlin. Na vině je zde abrazní i adhezní mechanismus. Abrazie způsobí rozšiřování kořene

trhliny – porušuje okraje trhlín při průchodu kontaktem. Adheze způsobí přilnutí čela na druhý povrch a rozevřít trhlinu v protisměru třecích sil, viz Obr. 39.

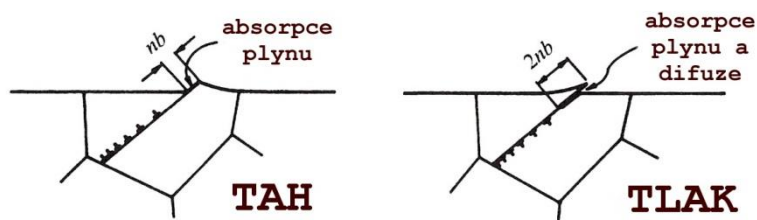


Obr. 39 Rozvoj kontaktních únavových trhlín [56].

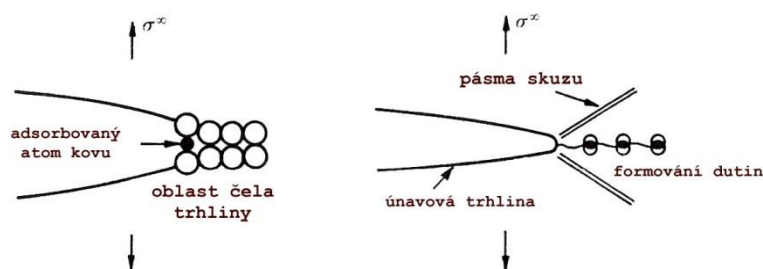
Kontaktní a teplotní únava má společný jev – vznik únavové trhliny. Pakliže se oprostíme od mechanismu vzniku jednotlivých trhlín, vyvstává otázka jejich šíření. Tuto problematiku řeší lomová mechanika.

Nejprve si shrňme prostředí, ve kterých se trhliny v povrchové vrstvě pracovního válce šíří. Pro prostředí nelze brát jako homogenní. V rychlořezných ocelích i litinách s vysokým obsahem chromu je vícero druhů karbidů, které mají vzájemně odlišné vlastnosti a liší se jak od matrice materiálu, tak i mezi sebou [124]. Lze taktéž očekávat silnou teplotní závislost všech mechanických vlastností. Oxidace podtrhuje tento fakt. Vnáší další specifické problémy, které komplikují pochopení dějů vzniku a šíření únavové trhliny. Jejich působení v mikrostruktuře bude značně nehomogenní, což povede k lokálním koncentracím napětí.

Dále tu máme vlivy, které ovlivňují samotné šíření trhlín. První z nich je prostředí. Napříč literaturou ([76] až [79]) můžeme najít zmínky o dopadu korozního prostředí na únavu materiálu. Díky agresivnímu prostředí dochází ke zkrěhnutí materiálu různými mechanismy – absorpce plynu a jeho uvěznění v trhlíně, kde je poté akcelerován proces difuze, chemické procesy (adsorpce) a lokální koncentrace napětí u čela trhliny [76], [79].



Obr. 40 Rozvíjení trhliny díky plynovým kapsám. Ve fázi tahu dojde k rozevření trhliny, do které pronikne plyn. Ve fázi tlaku dojde k uzavření plynu v trhlíně a interakci mezi plynem a okolním trhlínou [76].

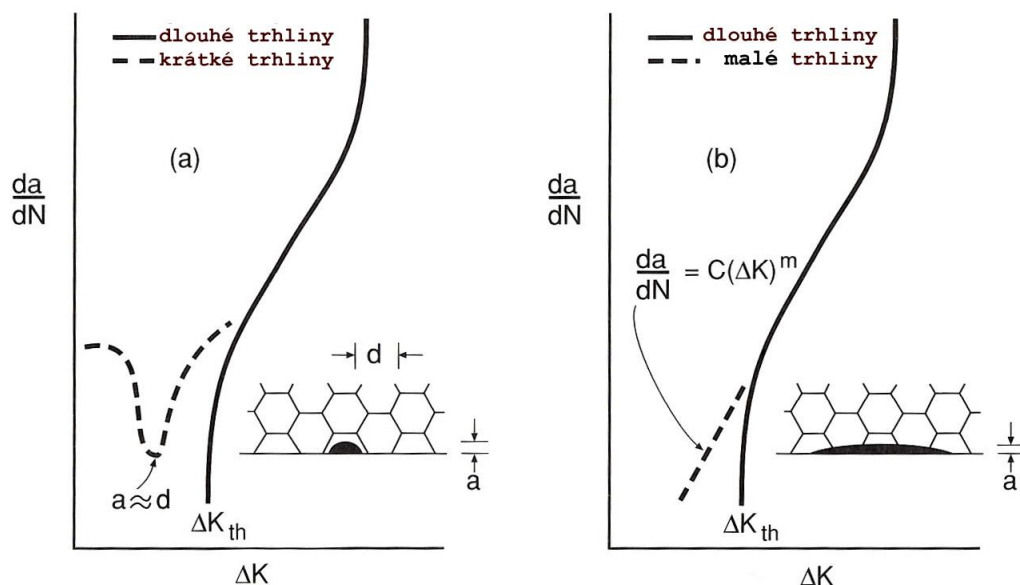


Obr. 41 Vlevo indentizace trhliny díky dekohezi, vpravo rozevírání trhliny díky lokálnímu zvýšení plastického toku a formování dutin [76].

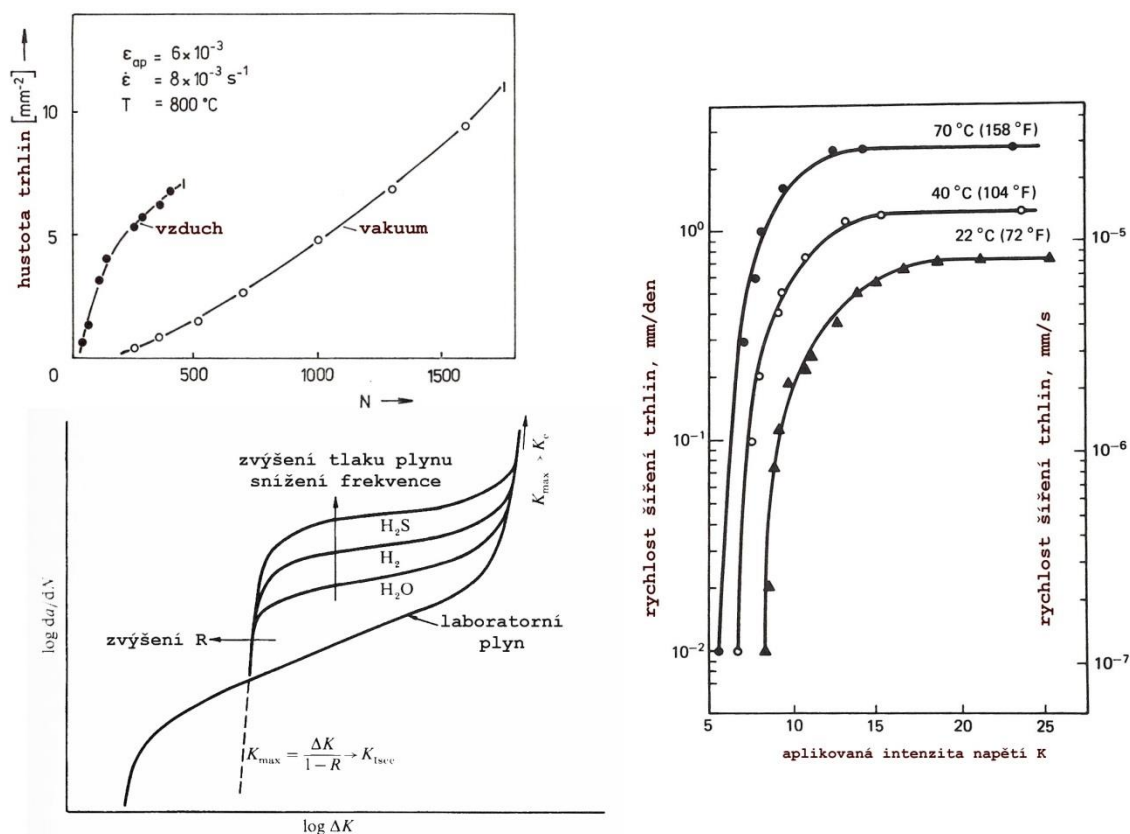
Expanze materiálu, včetně reziduálních napětí, způsobí uzavírání trhlin, což může ale vést k výše zmíněné absorpci plynu do trhliny. Smršťování materiálu naopak způsobí rozevírání trhlin a bude působit jako hnací motor šíření trhliny.

Svou roli sehrají i různé fyzikální vlastnosti matrice a karbidů. Rozdílné součinitele tepelné roztažnosti způsobují kumulaci napětí na rozhraní zrn matrice a karbidů [124]. Tím se značně usnadňuje šíření trhlin v materiálu [124].

V potaz se také musí brát relativní rozměr trhliny. Lomová mechanika uvažuje izotropní chování materiálu. Pokud je trhlina menší, než je průměrná velikost zrna materiálu, pak tato podmínka není splněna [79]. Rychlost šíření trhliny je v takovém případě považována za větší – Obr. 43 vlevo. Poněkud lepší situace panuje v případě krátkých trhlin – Obr. 42 vpravo. Pokud se nejedná o nízkou hodnotu zatížení, lze hodnoty šíření dobře extrapolovat [79].



Obr. 42 Ilustrace chování malých a krátkých trhlin [79].



Obr. 43 Vlivy korozního prostředí (vzduch vlevo nahoře, směsný plyn vlevo dole, teploty vlevo) na únavu materiálu [76], [78], [79].

Při významně vyšší teplotě (1/3 až 2/3 homologické teploty, pro ocel cca 550 °C až 1140 °C) šíření trhlin začíná být spíše závislé na čase, než na počtu cyklů [76], [78]. Závislost šíření trhlin v různých prostředích (vzduch, vakuum), teploty a tlaku plynu ilustruje Obr. 43. Se zvyšující se teplotou, kontaminanty vody se rychlost šíření trhlin zvyšuje.

Časově závislé děje lze popsat teoriemi creepu a charakterizovat tak šíření trhlin [76], [77]. Vystává však otázka, čím, nebo jak popíšeme situaci při válcování, kdy dochází k periodické změně stavů, tudíž i periodické změně závislostí.

Co máme tedy k dispozici? Známe některé základní mechanismy, jak prostředí a teplota ovlivňují šíření trhlin [76], [79]. Jejich ověření v případě podmínek válcování nebylo zatím věrohodně podloženo, na druhou stranu ani nebylo vyvráceno. Obecně se má za to, že výše zmíněné předpoklady platí, pouze kvantifikace těchto jevů je stále otevřenou otázkou. Taktéž zatím nebylo publikováno, zda v podmínkách válcování neexistují ještě jiné mechanismy, než výše zmíněné. Pokusy o popis rychlosti šíření trhlin pomocí strain přístupu nevykazovaly dostatečnou korelaci [77]. Lepších výsledků se dosáhlo při použití faktoru intenzity napětí [77]. Jsou k dispozici modely pro odhad životnosti, které však nebyly zkoumány přímo v podmínkách válcování. Na kolik se ukáže jejich účinnost a zdali nebude potřeba vyvinout nové, ukáže až další výzkum.

2.4.4 Dopady kontaktní únavy

V situaci, kdy dojde ke kombinaci tepelné a kontaktní únavy, se v povrchové vrstvě nachází síť trhlin, které mají velký rozptyl ve své orientaci. Díky tomu může dojít k makroskopickému oddělení materiálu –

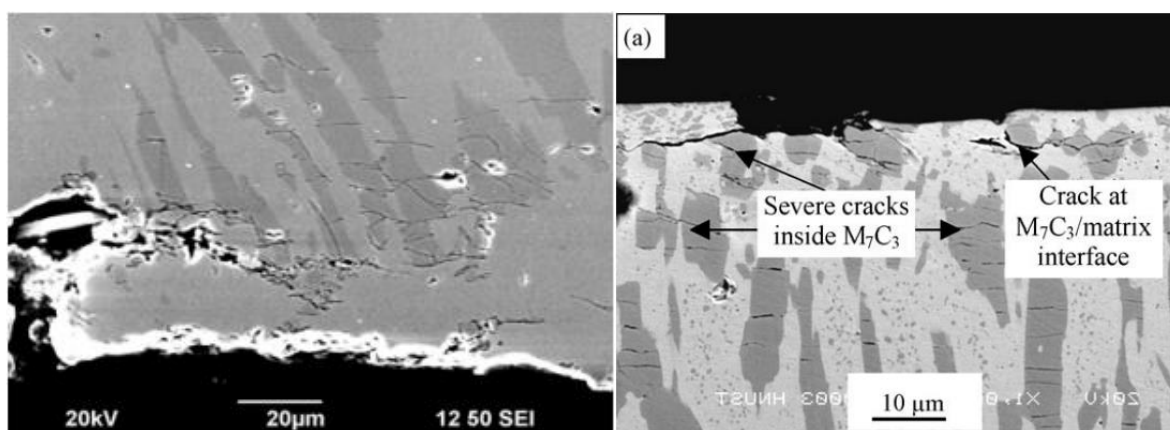
vytvoření „důlku“ (pitting) v povrchu válce. Materiál může při průchodu válcovací mezerou do tohoto prostoru expandovat, což vede ke značnému snížení kvality povrchu vývalku. Samozřejmostí je přebroušení válce s velkým úběrem na pracovní vrstvě, aby mohl být povrch zcela zahladen.

2.4.5 Předcházení kontaktní únavě

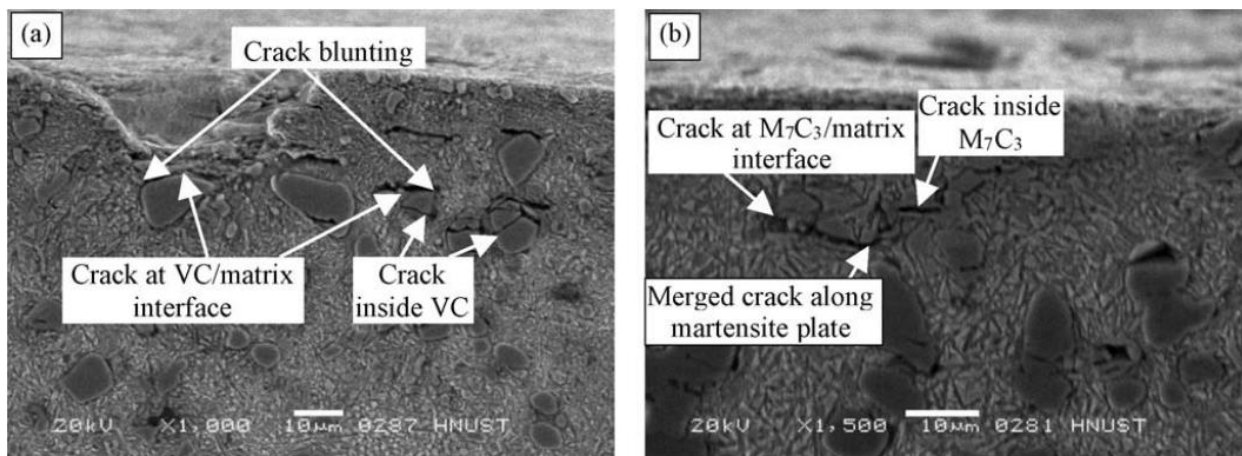
Tomuto mechanismu se dá vyhnout, pokud se použije konstrukce válcovací stolice bez opěrných válců, kde nedochází k namáhání povrchů. To ovšem nelze v praxi realizovat, jelikož použití opěrných válců vyžaduje samotná technologie válcování. Důležité je však říci, že pokud se v kontaktní vrstvě a kontaktní oblasti nenachází žádné heterogenity, nedochází k poškození povrchu. Bohužel nelze zaručit povrch válce bez defektů, nebo na kterém by nebyly koncentrátoři napětí. Zde právě pomáhají automatické online brusiče povrchu válce, viz Obr. 35, které vyhlazují povrch a zbavují ho defektů. Lze také použít jinou konfiguraci stolice, ve které je více než jeden opěrný válec. Přítlačná síla je rozložena na vyšší počet kontaktních povrchů a nominální kontaktní tlak klesne.

2.5 PARALELNÍ TRHLINY K POVRCHU

Dalším projevem degračních mechanismů jsou trhliny paralelní k povrchu (viz Obr. 44), které se objevují především v karbidech litin s vysokým obsahem chromu [118]. Jejich směr a pozice neodpovídá únavovým trhlinám ani trhlinám způsobených tepelnou únavou a nelze je přímo zařadit jako důsledek jednoho z výše zmíněných degračních mechanismů. Často působí jako koncentrátoři napětí a jsou z nich inicializovány makroskopické podpovrchové trhliny, viz Obr. 45.



Obr. 44 Mikrotrhliny paralelní k povrchu uvnitř síťoví karbidů [118] (vlevo), [198] (vpravo).



Obr. 45 Trhliny uvnitř VC karbidů a na jejich rozhraní s matricí (vlevo), spojení trhlín karbidů do makroskopické trhliny [198].

2.6 DEGRADACE POVRCHŮ V KONTEXTU

Shrňme si poznatky z této kapitoly. Povrch válce je vystaven abrazi při vstupu do válcovací mezery, kde nejvíce trpí rozhraní zrn s karbidy. Povrch je ihned zahříván. Teplotní rozdíl mezi povrchem a jádrem může přesáhnout 500 °C. Dochází k okamžité oxidaci na rozhraní skeletu karbidů. Při ochlazení dochází k plastické deformaci a k rozevírání trhlín, kam může pronikat voda (vodní pára). Zde je později uvězněna díky dalším teplotním výkyvům a oxiduje nejbližší okolí trhliny. Usnadňuje její šíření do hloubky a snižuje odolnost rozhraní vůči abrazi. Na nehomogenním rozhraní se kumulují smykové napětí při kontaktu, které narušuje povrchovou (ochranou) vrstvu oxidů. To umožňuje její oddělení od základní matrice a obnažení neoxidovaných zrn materiálu pro adhezi při dalším průchodu válcovací mezerou.

Vidíme, že problematika degradace povrchů pracovních válců přesahuje pole jedné vědní disciplíny. Výše zmíněné degradační mechanismy působí společně a vzájemně se silně ovlivňují. Determinovat jasný vliv jednoho či druhého mechanismu je obtížné a za současného stavu poznání patrně nerealizovatelné.

3 MODELOVÁNÍ PROCESU VÁLCOVÁNÍ

Prostorové uspořádání válcovací tratě často komplikuje nebo zcela znemožňuje experimentální činnost. Zde se může jevit jako vhodný nástroj pro studium modelování a simulace procesu válcování. Tato modelování/simulace má tu výhodu, že experimentální zjišťování okrajových podmínek jsou zpravidla jednodušší než přímé experimenty celého válcovacího procesu.

3.1 ANALYTICKÉ MODELY

Analytická řešení dílčích částí procesu válcování se objevují již desítky let. Hlavním motivem pro jejich tvorbu je online sledování válcovacího procesu a opotřebení pracovních válců [32], [57]. Dalšími motivy jsou predikce pravděpodobnosti závady nebo životnosti pracovních, popř. i opěrných válců [126], [127], [130].

Práce R. Coláse [58] patří mezi čistě analytické práce. Autor vypracoval kvalitní analytický model pro přenos tepla plošného vývalku. Stanovil tepelné ztráty při jednotlivých průchodech stolicemi (Tabulka 24) a verifikoval svůj model měření na reálné válcovací trati.

Tabulka 24 – Poklesy teploty plochého provalku při průchodu válcovací tratí [58]

Stage	h (mm)	T_c (°C)	T_d (°C)	ΔT (°C)	v (m s ⁻¹)	L/h_m	Δt (s)
Descaling	27.9	987	699	288	1.00	—	1.0×10^{-1}
1st stand	12.9	954	858	96	0.69	3.10	8.5×10^{-2}
2nd stand	7.6	942	878	64	1.28	3.53	2.8×10^{-2}
3rd stand	4.5	922	873	49	2.19	4.57	1.2×10^{-2}
4th stand	3.2	905	871	34	3.41	4.56	5.0×10^{-3}
5th stand	2.4	890	863	27	4.78	4.89	2.8×10^{-3}
6th stand	2.0	877	859	18	6.24	4.38	1.6×10^{-3}

Další práci [60] R. Colás a spoluautorů byl analytický popis teplotních změn na povrchu pracovního válce během válcování. Autoři vypracovali také pravděpodobnostní model pro určení životnosti válce. Výsledky přímo neověřili, pouze je srovnali s výsledky jiných autorů.

Zcela analytickou práci [61] publikovali autoři Saha et al., kde se zaměřili na teplotní pole válce a napěťový stav. Teplotní pole řešili analytickou metodou (řešení rovnice vedení tepla v cylindrickém tvaru [2]). V oblasti napěťového stavu však opsali 40 let starou práci [54], tj. rovnici pro celkové přetvoření, jež ani nerozšířili. Ta má ovšem fundamentální nedostatky, které jsou dnes už známé a které autoři v práci [61] opominuli.

Naopak Chang se ve své práci [73] zcela věnoval analytickému řešení teplotního zatížení ve válci jak u válcování za tepla, tak i za studena. Jeho model popisoval věrohodně skutečnosti, které byly pozorovány v praxi a později ověřeny i numerickými modely. Jeho práci lze pokládat za vrchol v této oblasti.

Analytické modelování válcování je mezi autory populární, v literatuře můžeme najít celou řadu dalších analytických modelů [71], [125], [166], [167], [171], [172], [176], [177], [184] a [185]. Autoři však často opisují jeden od druhého (včetně chyb [54] vs. [61]) a publikují duplicitní modely a výsledky (např. [19] vs. [167]). Kompletní analytický model válcování, který by popisoval teploty v těle válce, napěťové stavy, tření

a opotřebení ve válcovací mezeře zatím nebyl a pravděpodobně ani nebude sestaven. Numerická řešení se zatím jeví jako efektivnější nástroj pro studium procesu válcování.

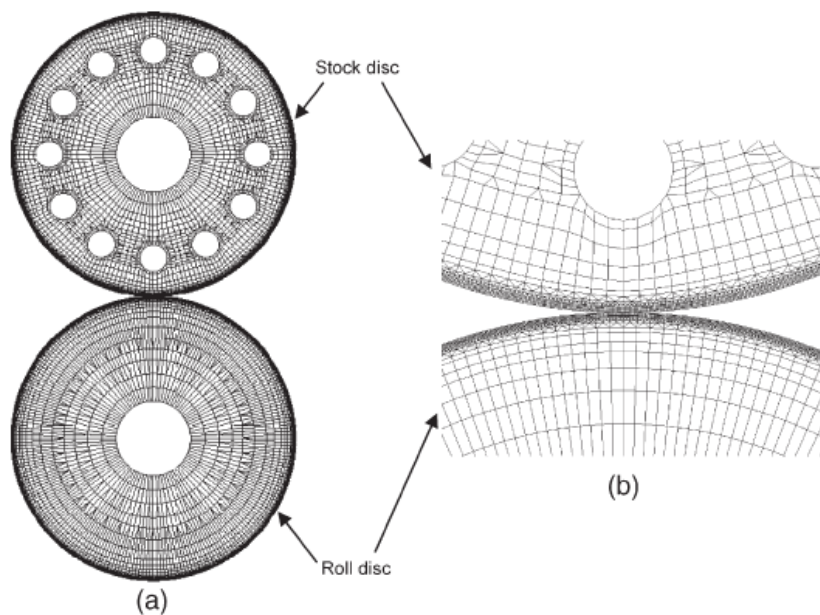
3.2 NUMERICKÉ MODELY

Technický vývoj na poli softwaru, hardwaru a měřicí techniky umožnil začít simulovat válcování jako takové. Většina analýz je numerického rázu, i když obsahují analytickou část. Většinou se jedná o různorodé numerické řešení parciální diferenciální rovnice vedení tepla v cylindrických souřadnicích [2]. Samozřejmostí jsou značná zjednodušení modelu. Takovou prací je např. [62], [63] a [70]. Mnoho autorů nepoužívá komerční software a omezí se na vlastní řešení, často založené na MKP, např. [163], [165], z čehož také plynou zjednodušení a úzké použití takovýchto modelů.

Ojedinělou publikací v modelování válcování je [9] (vydána v roce 1999), která se zaměřuje na matematické modelování, které je zde rozebráno velmi podrobně. Práce obsahuje značné množství analytických modelů i zjednodušených numerických simulací pomocí metody konečných prvků. Bohužel výše zmíněný technický rozvoj a nasazení nových materiálů při válcování, učinil knihu značně zastaralou. Nicméně i přesto informace a poznatky v ní uvedené, jsou stále cenným zdrojem při dalším výzkumu.

V práci [59] C. G. Sun sestavil integrační konečně prvkový model, který se sestával ze tří separovaných modelů pro popis termo-visko-plastických deformací provalku, ustálený teplotní stav válce a ustálený teplotní stav provalku. Tento model byl použit pro determinaci vlivu parametrů válcování na dokončující horké válcovací tratě č. 3 v POSCO, Korea. Použitý software nebyl uveden. Taktéž chybí detaily o použitém materiálovém modelu. Výsledek práce měl sloužit jako online monitorovací systém. Řešení daného problému inovovali jiní autoři o 4 roky později analytickým řešením v [69]. Cílem bylo odstranění prodlevy při výpočtu numerického modelu jeho nahrazením za rychlejší – analytický model.

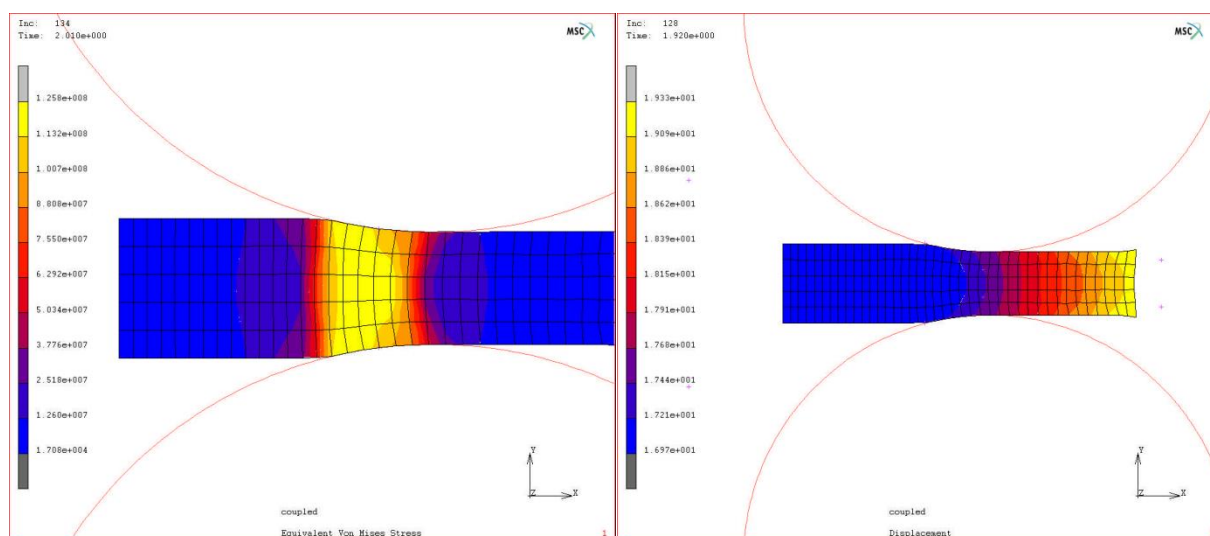
Další vývojový krok v numerickém modelování podmínek válcování provedli autoři v [64]. Sestavili analytický výpočet kontaktního tlaku a na experimentálním zařízení změřili průběh teplot pomocí termočlánků ve dvou místech pod povrchem v průběhu procesu, který na zařízení simulovalo válcování. Tyto změřené výsledky ověřili na konečně prvkovém modelu, který byl vyhotoven pomocí softwaru AutoCAD® a MSC.MARC/MENTAT. Taktéž ověřili na numerickém modelu analyticky zjištěnou hodnotu kontaktního tlaku.



Obr. 46 Konečně prvkový model použitý v [64].

Tato práce má však fundamentální nedostatky. Při simulacích jsou použity odhadem volené okrajové podmínky, materiálový model není blíže specifikován. Pro úplnost je třeba podotknout, že autoři sice konfrontovali svá měření s numerickým výpočtem, ale neověřili svá měření se skutečností, tj. se skutečným procesem válcování.

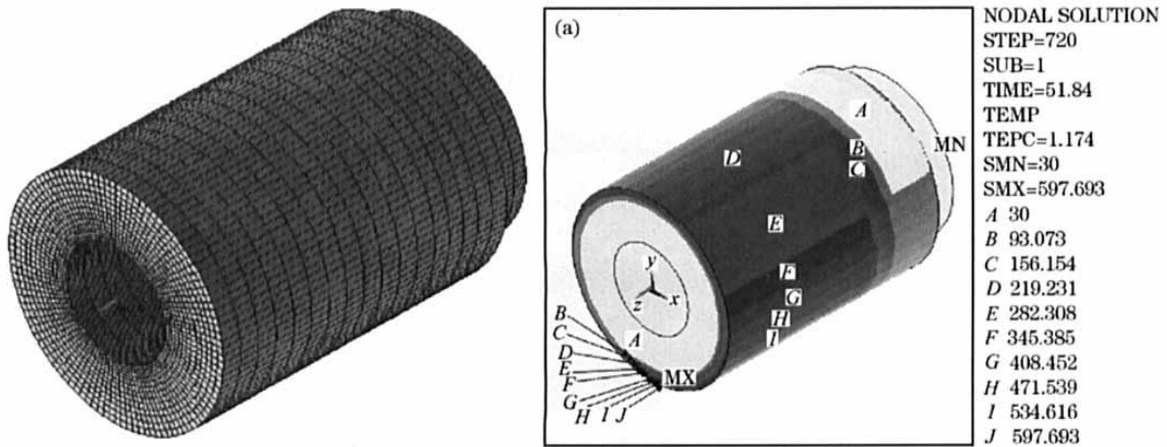
Velice zdařilou prací v oblasti numerické simulace válcování je diplomová práce [66]. Autor se soustředil na napěťové poměry provalku během válcování a kontaktní tlaky jak u válcování za tepla, tak i za studena. Vytvořil nelineární model válcování pro studium vlivu jednotlivých parametrů válcování (tloušťka, teplota provalku, rychlost válcování atd.) na celý proces. Model pracoval s teplotně závislým materiálovým modelem. Jako software byl použit MSC MARC. Svou práci podložil autor rozsáhlou studií v oblasti mechaniky kontinua. V závěru sám uvádí, že limity jeho práce byly použité okrajové podmínky.



Obr. 47 Vlevo napětí von Mises, vpravo posunutí MKP modelu válcování za tepla. Software – MSC MARC. Jeden z mnoha výstupů prezentovaných v [66].

Ještě rozsáhlejší prací, která řeší komplexně problematiku mechanického chování vrstvy oxidů na provalku během válcování, je dizertační práce [67] s fenomenálním rozsahem, který by vydal na samostatnou monografii. Autor se podrobně zabýval vznikem, rozvojem a vlivem sekundárních okujů na kvalitu povrchu a jeho degradaci, dále simulacemi šíření trhlin v provalku, teplotními poli, stavem napětí ve válcovací mezeře a mnoha dalším tématům.

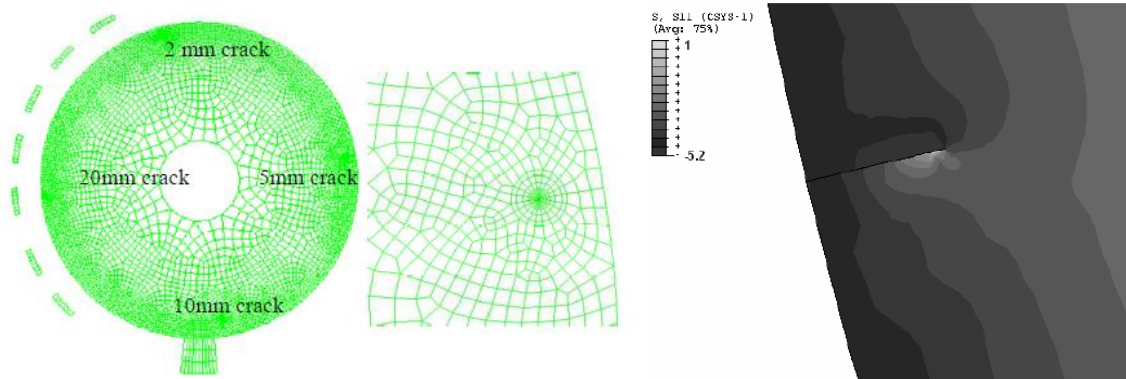
Analýzy metodou konečných prvků pomocí univerzálních komerčních systémů (ANSYS, ABAQUS) se začínají objevovat až po roce 2000 [175]. Jedna z prvních je [65], kde autoři představili konečně prvkový model pracovního válce v systému ANSYS. Jejich cílem bylo popsat teplotní pole válce a odpovídající napěťový stav.



Obr. 48 Konečně prvkový model prezentovaný v [65].

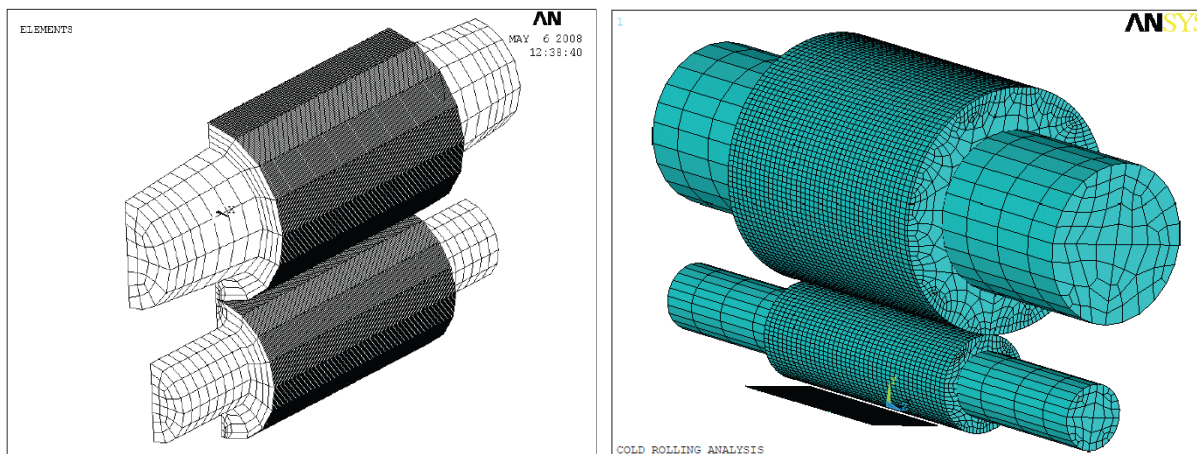
I tato práce má však zásadní nedostatky. V práci není blíže specifikováno, odkud a jaké jsou použity okrajové podmínky. Materiálový model je teplotně nezávislý a výsledné maximální napětí 148 MPa zcela jistě neodpovídá skutečnosti, tj. pokud by teplotní napětí dosahovalo těchto hodnot, tepelná únava na rychlořezných ocelích s řádově vyššími mezemi kluzu by vznikala jen velice obtížně. Model (Obr. 48) jako takový je špatně navržen. Kumuluje prvky ve středu válce a dostatečně nepopisuje jeho povrchovou vrstvu, kde se odehrávají největší změny. Autor staví tento názor na svých vlastních zkušenostech s obdobnými simulacemi [53].

Na numerický popis mechanismu rozvoje teplotních únavových trhlin byla zaměřena práce [68] od Fedorciuc-Onisa et al. Použili lineární materiálový model a lineární lomovou mechaniku, Obr. 49. V praxi však tento model nepopisuje dostatečně skutečnost.



Obr. 49 Numerický model pro predikci teplotně únavových trhlin prezentovaných v [68].

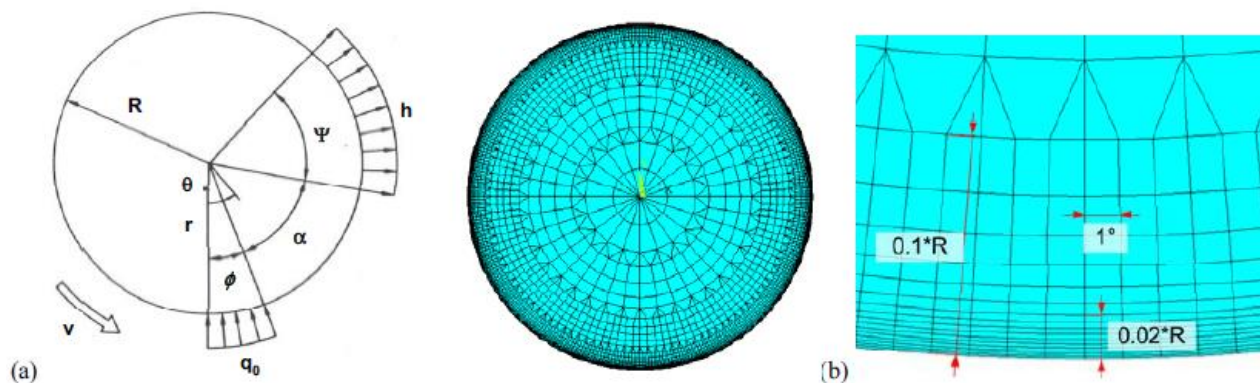
Cao et al. v [70] názorně ukázali použití simulací metodou konečných prvků pro řešení praktických problémů. Jejich cílem bylo řešení problému masivní destrukce opěrných válců ve studené válcovně a tvarových profilů vývalků z této válcovny.



Obr. 50 MKP model využitý pro optimalizaci chodu studené válcovny WISCO, Čína [70].

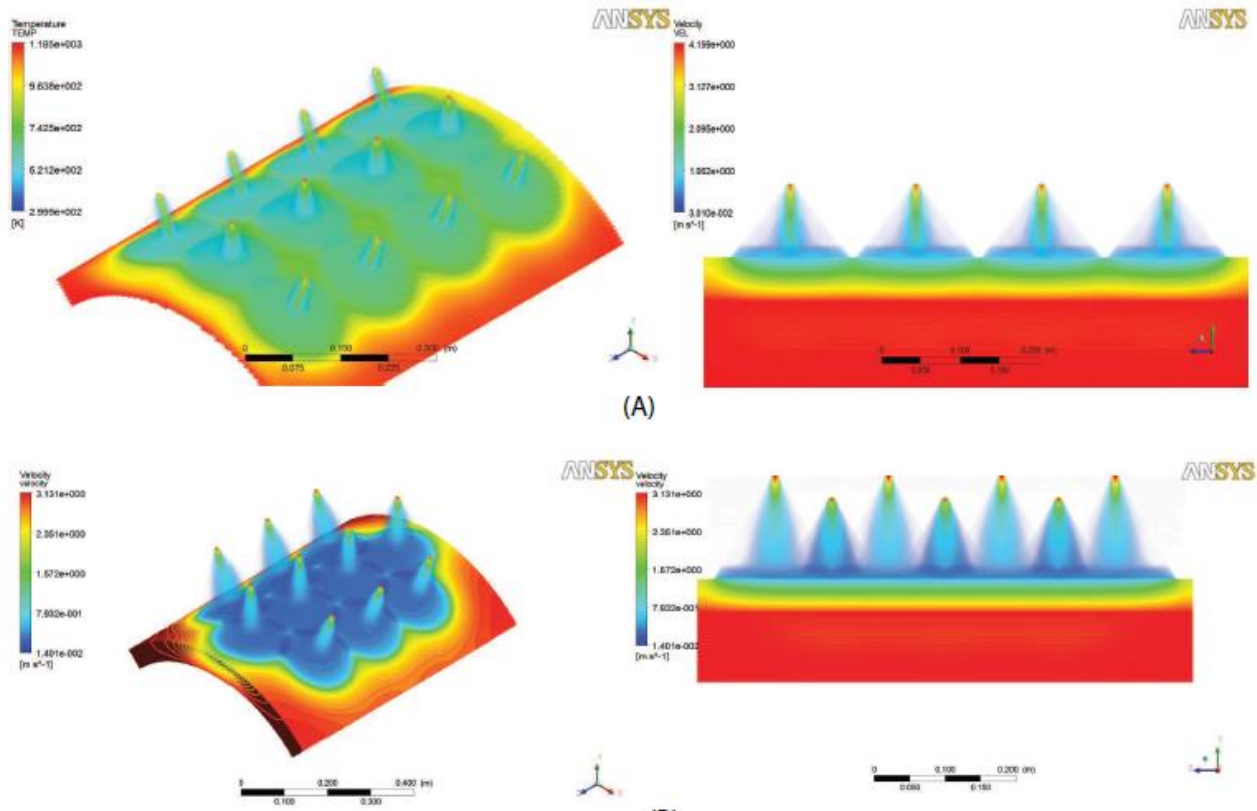
Taktéž velice zdařilý analyticko-numerický přístup zvolili autoři v [74] při řešení problémů v horké válcovně v egyptské Alexandrii. Jejich model řešil optimalizaci přítláčné síly v závislosti na úběru a teplotě provalku. Svůj model verifikovali v praxi a odstranili problémy s kvalitou povrchu ve výše zmíněné válcovně.

Zatím asi poslední navržený přístup lze najít v [50]. Autoři vytvořili 2D model s uvažováním rovinné deformace (toto však neodpovídá reálnému chování válce pozn. autora), který reprezentuje řez válcem. Je použit teplotně nezávislý elasticko-plastický kinematický model. Zdroj dat pro okrajové podmínky není blíže specifikován. Autoři práce sami dodávají, že se jedná ještě o nedokonalé počáteční stádium návrhu.

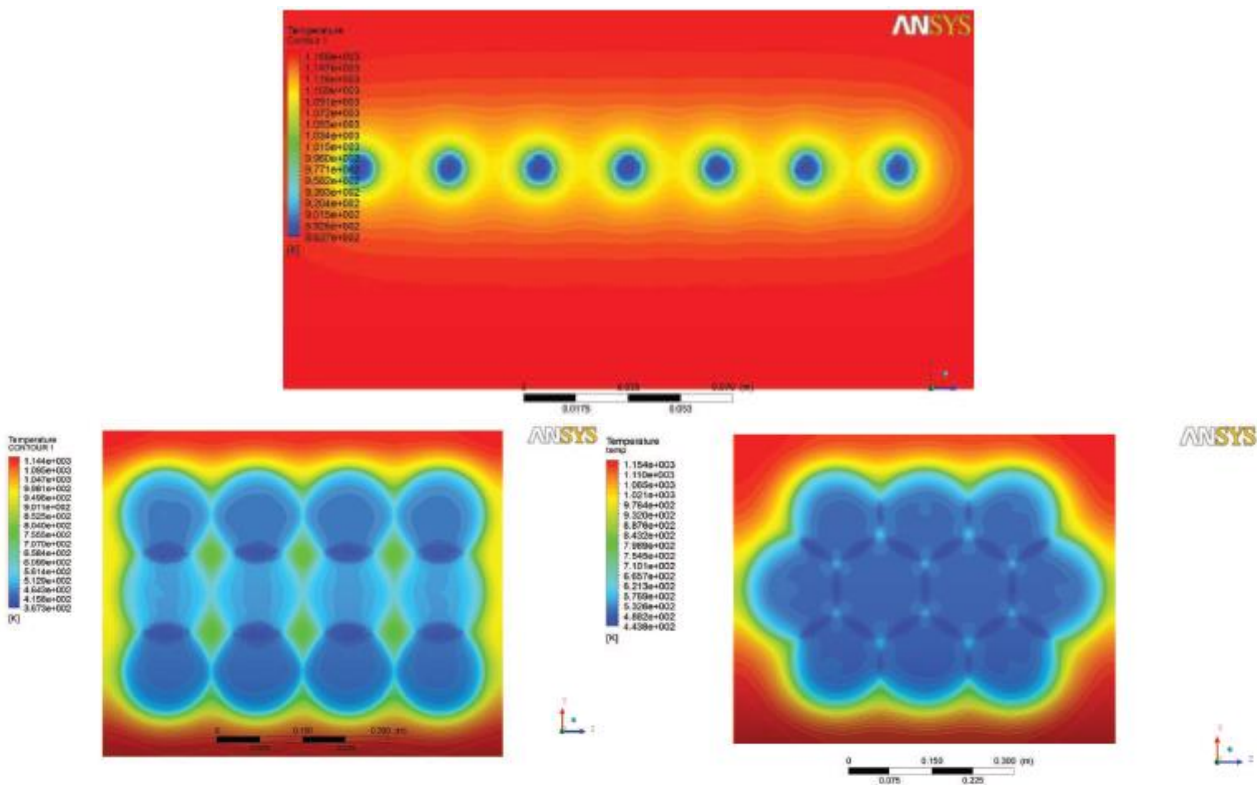


Obr. 51 2D MKP model reprezentující pracovní válec, využívá přístupu rovinné deformace a neuniformní síť směrem k povrchu válce, kde se odehrávají největší změny v teplotách i napětích [50].

Zajímavou diplomovou práci [72] vytvořil V. B. Shaibu. Simuloval teplotní pole a homogenitu různých chladících konfigurací. Využíval software pro CFD výpočty – ANSYS CFX.

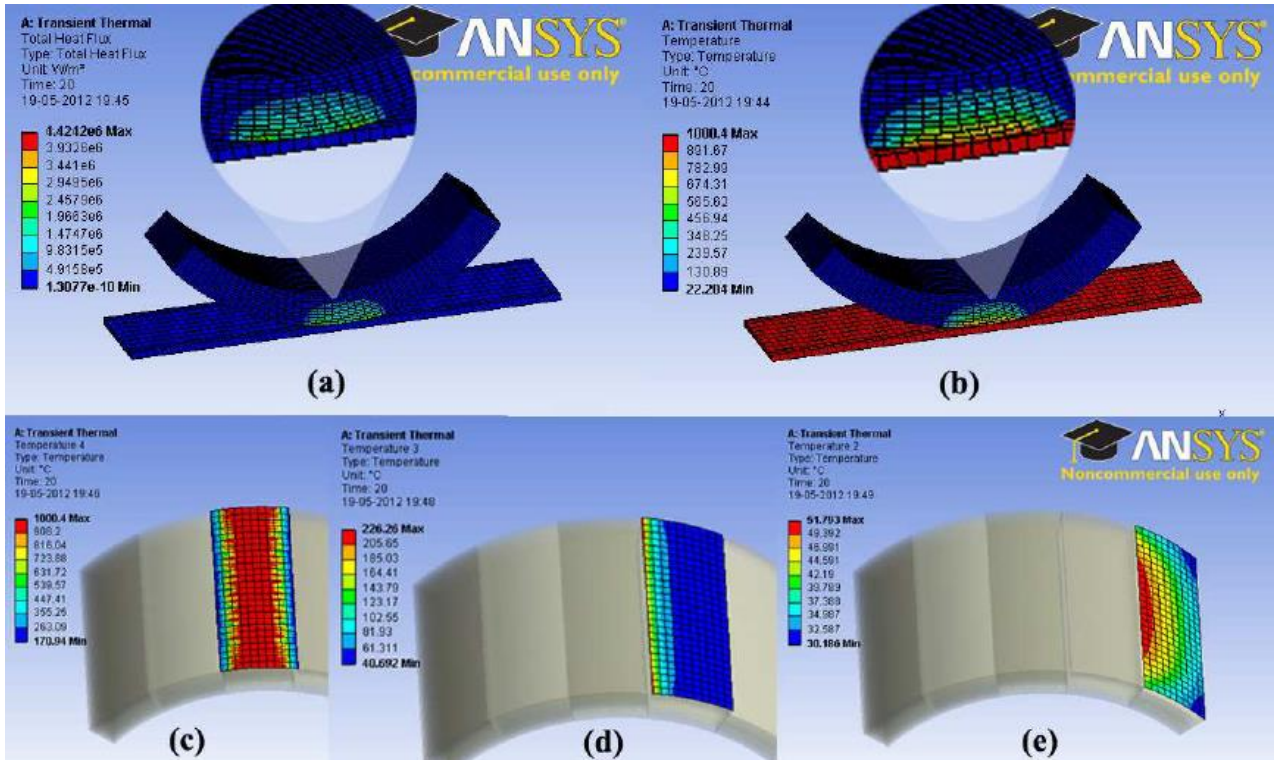


Obr. 52 CFD simulace chlazení povrchu válce [72].



Obr. 53 Homogenita povrchového chlazení [72].

Dále se zaměřil na výpočet statického teplotního pole při kontaktu válce s provalkem. Bral v potaz vedení tepla, konvekci i radiaci. Práce obsahuje i analytický podklad numerických výpočtů, neobsahuje však specifikace materiálového modelu a ani zdroj použitých okrajových podmínek. Některé výsledky prezentované v této diplomové práci jsou zavádějící (např. teplota povrchu válce okolo 1000 °C při kontaktu je abnormálně vysoká). Mnohé závěry práce obsahují již ověřené skutečnosti.



Obr. 54 Teplotní pole při kontaktu s provalkem (nahore) spolu s teplotním polem povrchu válce (dole) [72].

Pro kvalitní a směřodatnou numerickou analýzu je potřeba splnit 3 základní podmínky:

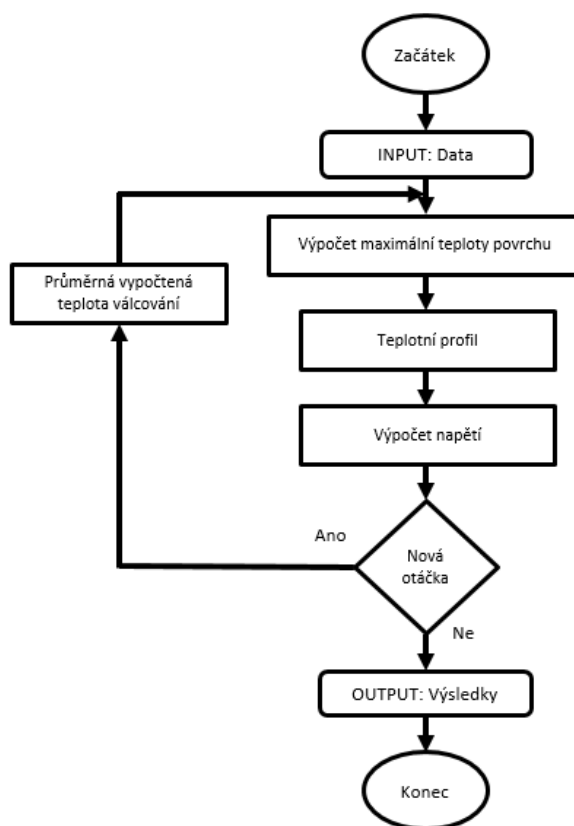
- Správný materiálový model
- Numerický model reprezentující skutečnost v odpovídající míře
- Reálné okrajové podmínky

Největší problém je s reálnými okrajovými podmínkami, které se velice obtížně získávají. Analýza, která by měla všechny tři výše zmíněné faktory, nebyla doposud publikována. Pro úplnost je zde třeba zdůraznit slovo „doposud“, jelikož značné množství prací nemusí být doposud zveřejněno kvůli utajení nebo z prostého faktu, že firmy svůj výzkum nepublikují.

4 ANALYTICKÝ MODEL PRO VÝPOČET STAVU NAPĚTÍ PRACOVNÍHO VÁLCE

V této kapitole je popsán návrh analytického modelu pro výpočet stavu napětí povrchové vrstvy pracovního válce. Výpočet je zjednodušený, přináší však značné snížení výpočetního času v porovnání s metodou konečných prvků. Vyniká tedy poměrem mezi přesností a vynaloženým výpočetním časem. Odpadá také nutnost zkoumat konvergenci, a s tím spojenou přesnost výpočtu, jako u MKP přístupu. Obsahuje zjednodušující předpoklady, které jsou popsány v dalším textu. Může sloužit jako vstupní okrajová podmínka pro další modely, které jsou prezentovány v této práci, popř. jako jednoduchý analytický nástroj pro analýzu vlivů základních proměnných válcovacího procesu.

Výpočet je řízen následujícím schématem:

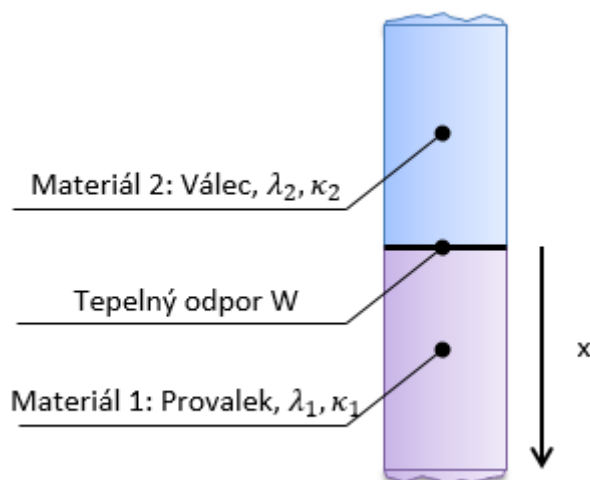


Obr. 55 Blokový schéma analytického modelu pro výpočet stavu napětí.

Výpočet má 3 části, které se řídí samostatnými matematickými modely. Vychází z práce [51], jsou v něm však čerpány poznatky i z prací [128], [162]. Nejprve je určena maximální teplota povrchu, která se nachází na konci válcovací mezery, což lze vyčíst z mnoha předchozích prací [120], [121], [135], [164] a [165]. Dále jsou určeny tepelné toky jako funkce obvodu a hloubky povrchu pracovního válce, pomocí kterých je vypočítán teplotní rozdíl vůči maximální teplotě jako funkce obvodové souřadnice pracovního válce. Nakonec je vyčíslen stav napětí, tj. přetvoření a napětí na základě vstupní teplotní křivky a počtu otáček.

4.1 URČENÍ MAXIMÁLNÍ POVRCHOVÉ TEPLoty

Zvolený přístup pro výpočet maximální povrchové teploty válce vychází z přístupu kontaktního modelu definovaného v [200]. Dvě tělesa jsou v kontaktu, přičemž se mezi nimi nachází tepelný odpor. Pro zjednodušení je uvažován pouze tepelný tok v jednom směru ($r \approx x$) viz Obr. 56.



Obr. 56 Schématické znázornění tepelného kontaktu.

Model má tyto zjednodušující předpoklady:

- Zanedbání tepelného toku v podélném směru pracovního válce/provalku
- Zanedbání latentního tepla spojeného s třením a plastizací materiálu
- Teplotně nezávislé materiálové vlastnosti
- Konstantní tepelný odpor
- Konstantní teplota válce/provalku před kontaktem

Zvolené zjednodušující předpoklady jsou založeny na výsledcích jiných autorů [133], [135]. Transformace na 1D model je podmíněná malým úhlem záběru pod 5° [51].

Pro výpočet maximální teploty byly zvoleny tyto okrajové podmínky $T(x > 0, t = 0) = T_0$ a $T(x \leq 0, t = 0) = 0$, se součiniteli tepelné vodivosti λ_1 a λ_2 a součiniteli teplotní vodivosti κ_1 a κ_2 , kde index 1, resp. 2 je označení pro provalek, resp. váleček. Souřadnice x odpovídá radiální souřadnici válce, W je tepelný odpor mezi provalkem a pracovním válečkem (v jednotkách $W \cdot m^{-2} \cdot K^{-1}$). Pro 1D případ dostáváme ODR:

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\lambda}{\rho \cdot c} \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} = \kappa \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} \quad (4-1)$$

S podmínkami přechodu (pro $x = 0$ a $t > 0$)

$$\lambda_1 \frac{\partial T_1}{\partial x} = \lambda_2 \frac{\partial T_2}{\partial x} \quad (4-1)$$

$$\lambda_1 \frac{\partial T_1}{\partial x} + W(T_2 - T_1) = 0 \quad (4-2)$$

nám dává obecné řešení ODR

$$T_1 = \frac{\lambda_1 \kappa_1^{-\frac{1}{2}} T_0}{\lambda_1 \kappa_1^{-\frac{1}{2}} + \lambda_2 \kappa_2^{-\frac{1}{2}}} \left\{ 1 + \frac{\lambda_2 \kappa_2^{-\frac{1}{2}}}{\lambda_1 \kappa_1^{-\frac{1}{2}}} \left[\operatorname{erf} \left(\frac{x}{2\sqrt{\kappa_1 t}} \right) + e^{w_1 x + w_1^2 \kappa_1 t} \operatorname{erfc} \left(\frac{x}{2\sqrt{\kappa_1 t}} + w_1 \sqrt{\kappa_1 t} \right) \right] \right\} \quad (4-3)$$

a

$$T_2 = \frac{\lambda_1 \kappa_1^{-\frac{1}{2}} T_0}{\lambda_1 \kappa_1^{-\frac{1}{2}} + \lambda_2 \kappa_2^{-\frac{1}{2}}} \left\{ \operatorname{erfc} \left(\frac{|x|}{2\sqrt{\kappa_2 t}} \right) - e^{w_2 x + w_2^2 \kappa_2 t} \operatorname{erfc} \left(\frac{|x|}{2\sqrt{\kappa_2 t}} + w_2 \sqrt{\kappa_2 t} \right) \right\} \quad (4-4)$$

w_1 a w_2 jsou stanoveny jako:

$$w_1 = \frac{W(\lambda_1 \kappa_1^{-\frac{1}{2}} + \lambda_2 \kappa_2^{-\frac{1}{2}})}{\lambda_1 \lambda_2 \kappa_2^{-\frac{1}{2}}} \quad (4-5)$$

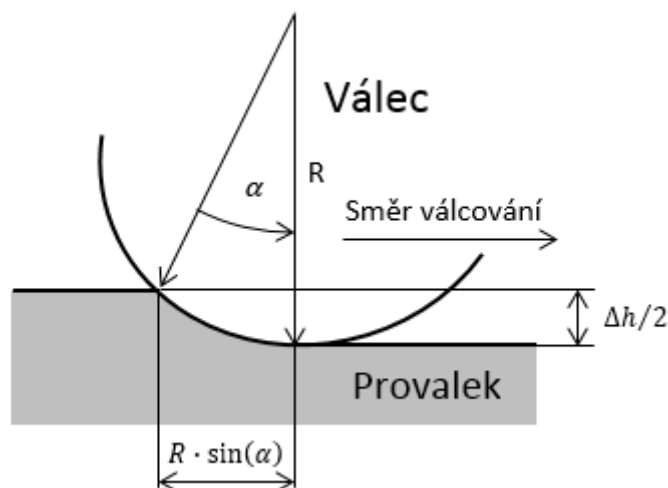
a

$$w_2 = \frac{W(\lambda_1 \kappa_1^{-\frac{1}{2}} + \lambda_2 \kappa_2^{-\frac{1}{2}})}{\lambda_1 \lambda_2 \kappa_1^{-\frac{1}{2}}} \quad (4-6)$$

Počáteční teplota T_0 ($T_0 = T_{\text{Provalek}} - T_{\text{Válec}}$). Doba kontaktu t_{Kontakt} je vypočtena ze vztahu

$$t_{\text{Kontakt}} = \frac{\arccos \left(1 - \frac{\Delta h}{2R} \right) \cdot R}{v_{obv}} \quad (4-7)$$

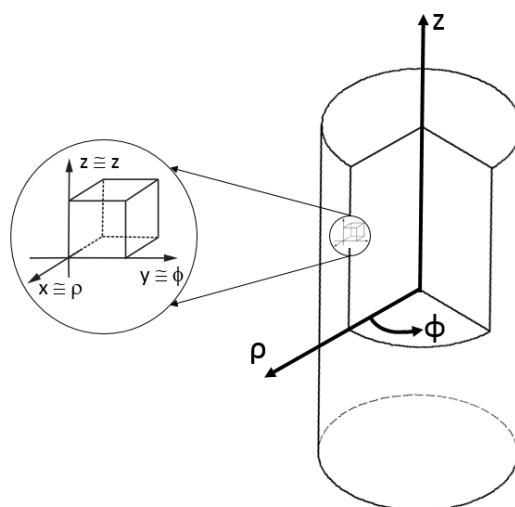
kde v_u je obvodová rychlost, Δh úběr R průměr válce, viz Obr. 57.



Obr. 57 Schéma kontaktu pracovního válce s provalkem s použitými veličinami v rovnici

4.2 STANOVENÍ TEPLOTNÍHO PROFILU

Pro výpočet teplotního pole ve válci je použit rovinný model [51], kde je pracovní válec reprezentován jako 2D disk, který je rozvinutý do roviny. Tento přístup je postaven na předpokladu, že teplotně ovlivněná oblast je malá, viz kapitola 5.8 nebo práce [122]. Tímto zjednodušením se naopak vyhneme problémům s výpočetní náročností, které vznikají při řešení Besselovy funkce ve válcových souřadnicích [136].



Obr. 58 Zjednodušující transformace cylindrického souřadnicového systému do kartézského za předpokladu malého objemu.

Pokud vezmeme v potaz i pozorování v praxi [12], [37], kdy poškození vznikají v hloubce do 200 μm , je tento přístup zcela adekvátní.

Další zjednodušení jsou tato:

- Zanedbání vedení tepla v obvodovém (tečném) směru. Toto zjednodušení je postaveno na předpokladu krátkého kontaktního času, což vede k nízké hodnotě Fourierova čísla ($Fo < 1$), které je definováno jako $Fo = \frac{\kappa \cdot t}{l^2}$ [200].
- Zanedbání prokluzu ve válcovací mezeře [128].

Řešení rovnice vedení tepla s výše uvedenými předpoklady lze teplotní profil popsat jako

$$\tilde{\Theta}_{(\psi, \phi)} = \sqrt{\psi} \cdot e^{\left(-\frac{\phi^2}{4\psi}\right)} - \frac{\sqrt{\pi}}{2} \operatorname{erfc}\left(\frac{\phi}{2\sqrt{\psi}}\right). \quad (4-8)$$

ψ a ϕ značí bezrozměrné souřadnice. Tyto souřadnice jsou stanoveny předpisem: $\psi = \frac{z}{l}$ a $\phi = \frac{x}{Y}$, kde $Y = \sqrt{\frac{\kappa \cdot l}{v_{obv}}}$ označuje teplotně ovlivněnou hloubku [51]. Souřadnice z označuje podélný směr a souřadnice x označuje hloubku. Délka oblouku je označena jako l , κ je součinitel teplotní vodivosti a v_{obv} označuje rychlost válcování, tj. obvodovou rychlost válce. Tento model je schopen zachytit libovolnou konfiguraci, vícenásobné zóny chlazení i ohřevu.

$$\Theta_{(\psi, \phi)} = \tilde{\Theta}_{(\psi, \phi)} \rightarrow 0 \leq \psi \leq 1, \quad (4-9)$$

$$\Theta_{(\psi, \phi)} = \tilde{\Theta}_{(\psi, \phi)} - \tilde{\Theta}_{(\psi-1, \phi)} \rightarrow 1 \leq \psi, \quad (4-10)$$

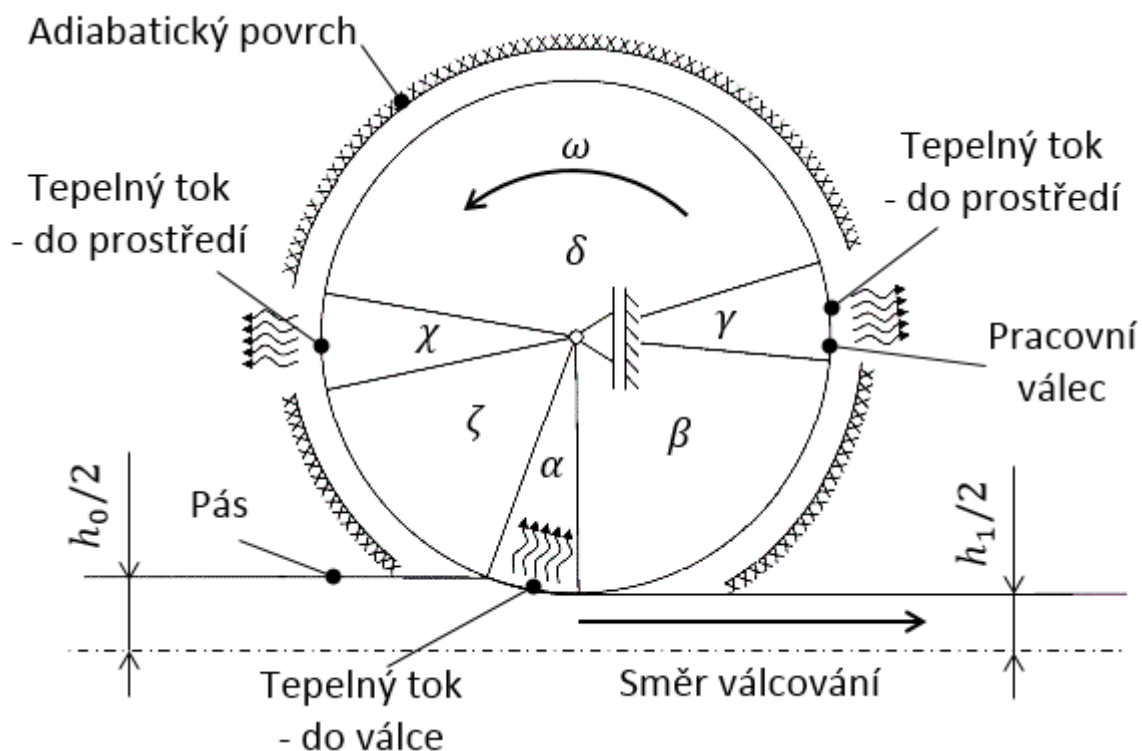
Vynásobením maximální teplotou na konci každé z tepelných zón a délkou oblouku pro danou zónu ($\phi = 0$) určíme teplotní profil (např. maximální teplota ve válcovací mezeře $\rightarrow \theta(\psi, \phi) \cdot T_{max}$).

V dalším textu je uvažován případ povrchu válce, tedy ($\phi = 0$).

Obr. 59 ilustruje rozdělení válce na zóny. Oblast α označuje válcovací mezeru (ohřev), γ a χ chladicí zóny (chlazení), β , δ a ζ jsou oblasti, kde je nulový tepelný tok do okolí.

Pro model tedy platí:

- Maximální teplota povrchu válce se nachází na konci zóny α . Na konci chladicích zón (bod $\alpha + \beta + \gamma$ a bod $\alpha + \beta + \gamma + \delta + \chi$) je teplota povrchu rovna teplotě chladicího média, která je rovna T_{ChM} (viz Obr. 60).
- T_{ChM} je střední hodnota teploty válce pro první otáčku.



Obr. 59 Náskres tepelných toků z/do pracovního válce. Identické členění zón lze nalézt v mnoha člancích, např. v [189].

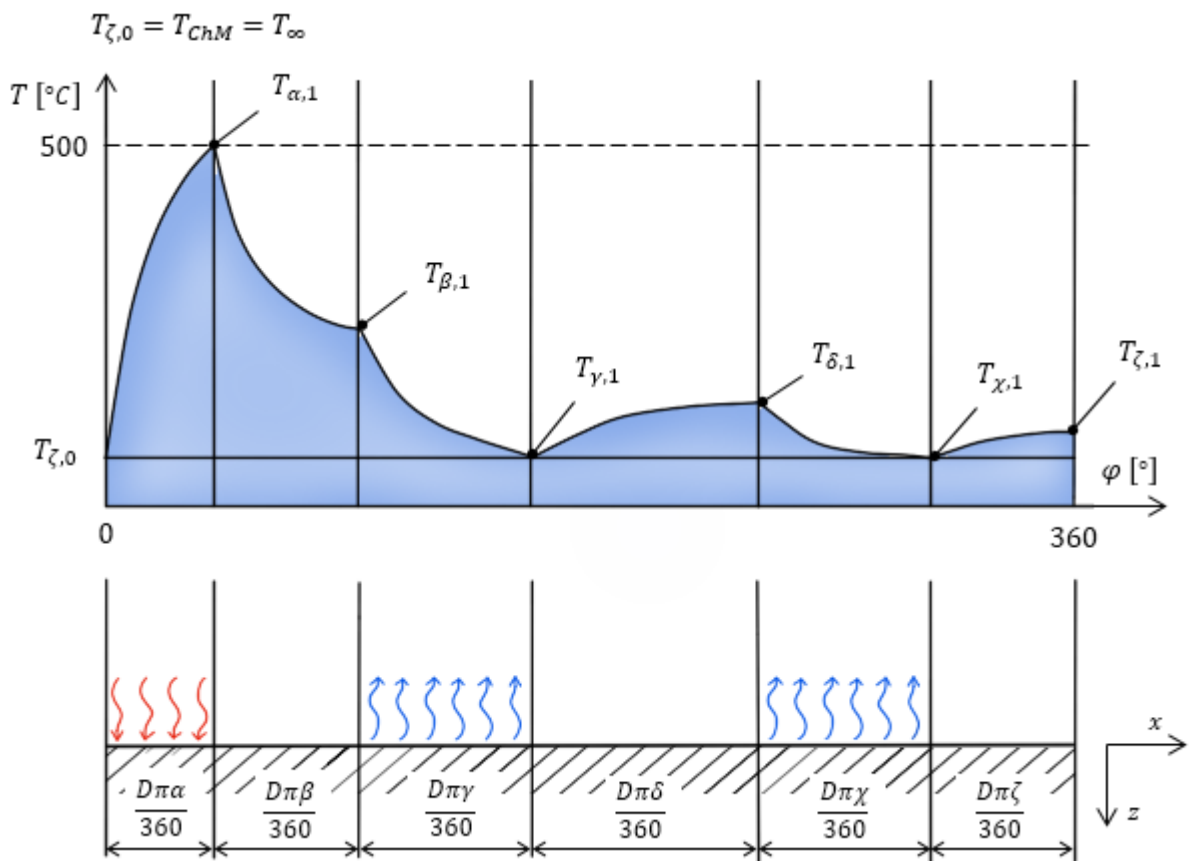
Teplotní rozdíl podél obvodu válce je počítán relativně k referenční teplotě. Tato referenční teplota je označena jako $T_{\zeta,(n-1)}$ a odpovídá počáteční teplotě válce a n -té otáčce válce. Koncová hodnota $T_{\zeta,(n-1)}$ je použita jako počáteční $T_{\zeta,(n)}$ (viz Obr. 61). Relativní teplotní rozdíly jsou značeny jako $\overline{T_{i,n}}$, absolutní teplota jako $T_{i,n}$. Jako příklad lze vzít oblast válcovací mezery, která je označena $T_{\alpha,n}$ a odtud:

$$T_{\alpha,n} = \overline{T_{\alpha,n}} + T_{\zeta,(n-1)} \quad (4-11)$$

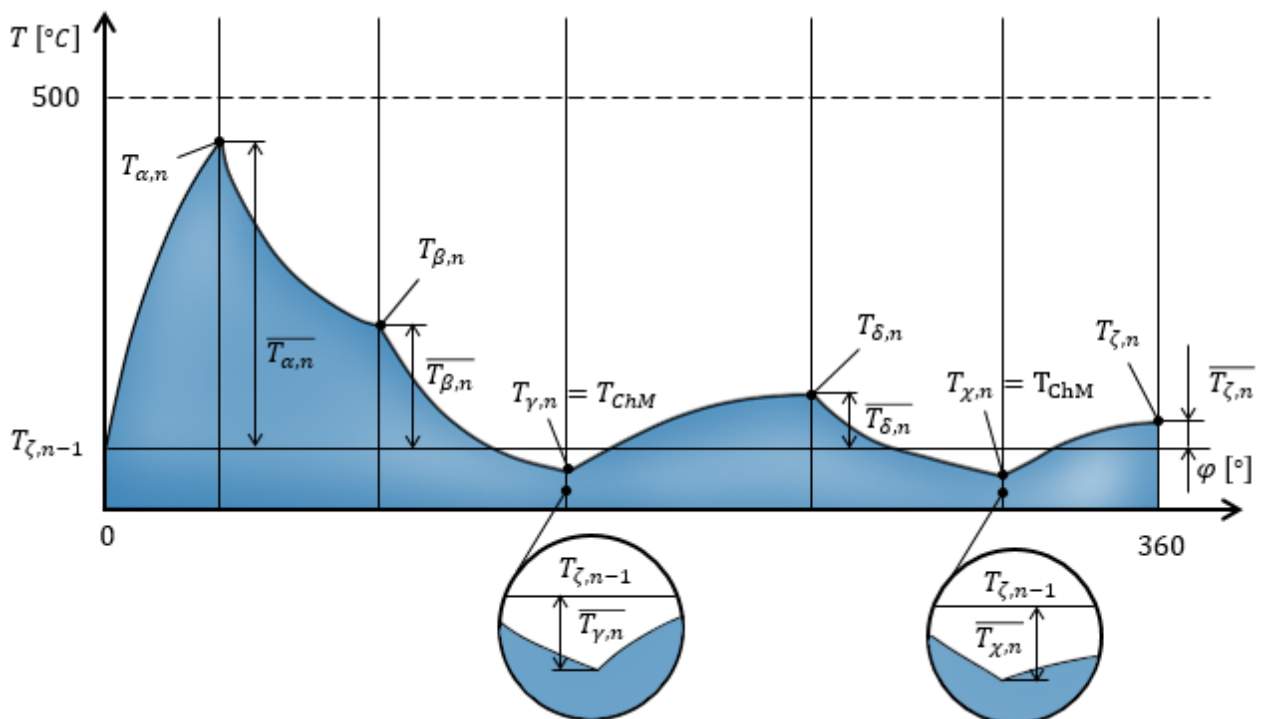
Počáteční podmínka a maximální teplota je určena z 1D modelu z kapitoly 4.1, tudíž můžeme dosadit za $\overline{T_{\alpha,n}}$ následující:

$$\overline{T_{\alpha,n}} = T_2(x = 0, t = t_{\text{kontakt}}) \quad (4-12)$$

Teplota chladicího média T_{ChM} je obdržena po průchodu chladicí zónou. Pro dvě chladicí zóny platí následující: T_{MaxK1} je maximální teplotní rozdíl vůči $T_{\zeta,(n-1)}$ v chladicí zóně na výstupní straně válcovací mezery ($= \overline{T_{\gamma,n}}$). T_{MaxK2} je maximální teplotní rozdíl vůči $T_{\zeta,(n-1)}$ na vstupní straně válcovací mezery ($= \overline{T_{\chi,n}}$).



Obr. 60 Náskres první otáčky pracovního válce.



Obr. 61 Náskres teplotního profilu n -té otáčky pracovního válce.

Pro výpočet dalších zón platí následující vztahy:

$$\overline{T_{\beta,n}} = \overline{T_{\alpha,n}} \cdot \left(\sqrt{1 + \frac{\beta}{\alpha}} - \sqrt{\frac{\beta}{\alpha}} \right) \quad (4-13)$$

$$T_{\beta,n} = \overline{T_{\beta,n}} + T_{\zeta,(n-1)} \quad (4-14)$$

$$\overline{T_{\gamma,n}} = T_{ChM} - T_{\zeta,(n-1)} = \overline{T_{\alpha,n}} \cdot \left(\sqrt{1 + \frac{\beta + \gamma}{\alpha}} - \sqrt{\frac{\beta + \gamma}{\alpha}} \right) - |T_{MaxK1,n}| \quad (4-15)$$

$$T_{\gamma,n} = \overline{T_{\gamma,n}} + T_{\zeta,(n-1)} = T_{ChM} \quad (4-16)$$

$$\overline{T_{\delta,n}} = \overline{T_{\alpha,n}} \cdot \left(\sqrt{1 + \frac{\beta + \gamma + \delta}{\alpha}} - \sqrt{\frac{\beta + \gamma + \delta}{\alpha}} \right) - |T_{MaxK1,n}| \left(\sqrt{1 + \frac{\delta}{\gamma}} - \sqrt{\frac{\delta}{\gamma}} \right) \quad (4-17)$$

$$T_{\delta,n} = \overline{T_{\delta,n}} + T_{\zeta,(n-1)} \quad (4-18)$$

$$\overline{T_{\chi,n}} = T_{ChM} = \overline{T_{\alpha,n}} \cdot \left(\sqrt{1 + \frac{\beta + \gamma + \delta + \chi}{\alpha}} - \sqrt{\frac{\beta + \gamma + \delta + \chi}{\alpha}} \right) - |T_{MaxK1,n}| \left(\sqrt{1 + \frac{\delta + \chi}{\gamma}} - \sqrt{\frac{\delta + \chi}{\gamma}} \right) - |T_{MaxK2,n}| \quad (4-19)$$

$$T_{\chi,n} = \overline{T_{\chi,n}} + T_{\zeta,(n-1)} \quad (4-20)$$

$$\overline{T_{\zeta,n}} = \overline{T_{\alpha,n}} \cdot \left(\sqrt{\frac{2\pi}{\alpha}} - \sqrt{\frac{2\pi}{\alpha} - 1} \right) - |T_{MaxK1,n}| \cdot \left(\sqrt{\frac{2\pi - (\alpha + \beta)}{\gamma}} - \sqrt{\frac{2\pi - (\alpha + \beta)}{\gamma} - 1} \right) - |T_{MaxK2,n}| \quad (4-21)$$

$$\cdot \left(\sqrt{\frac{2\pi - (\alpha + \beta + \gamma + \delta)}{\chi}} - \sqrt{\frac{2\pi - (\alpha + \beta + \gamma + \delta)}{\chi} - 1} \right) \quad (4-22)$$

$$T_{\zeta,n} = \overline{T_{\zeta,n}} + T_{\zeta,(n-1)}$$

Teplotní profil n – té otáčky je řešen superpozicí $(n - 1)$ otáček. Tento přístup však vede ke dvěma rozporům:

- Po první otáčce je na začátku další otáčky uvažován po hloubce homogenní teplotní profil ve válci. To je pravda při první otáčce a je to počáteční podmínka v 1D modelu kontaktu válce a provalku, ale již to neplatí při každé další otáčce, kde je sice homogenní teplotní profil uvažován, což je v rozporu s realitou. Z prací [133] a [135] je známo, že tento rozdíl je malý a lze ho tudíž zanedbat. Stejný závěr je učiněn v kapitole 5.2.1.

- Teplota válce v průběhu válcovací kampaně roste [54], [174]. Zde prezentovaný model je konzervativní a nepokrývá tento nárůst dostatečně přesně.

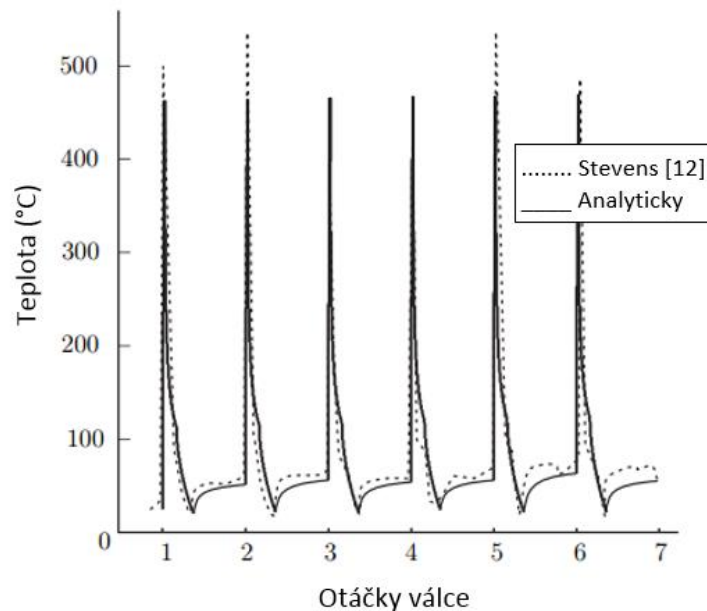
Tyto rozpory vedou na zavádějící výsledky při řešení teplotního profilu podél hloubky válce. Tentýž závěr lze najít v [51]. Proto je do poslední zóny (ζ , viz Obr. 59) začleněna konstanta, které zvyšuje teplotní navýšení mezi otáčkami. Rovnice 4-22 je pozměněna do této formy:

$$\begin{aligned} \overline{T}_{\zeta,n} = \overline{T}_{\alpha,n} \cdot & \left(\sqrt{\frac{2\pi}{\alpha}} - \sqrt{\frac{2\pi}{\alpha} - 1} \right) - |T_{MaxK1,n}| \\ & \cdot \left(\sqrt{\frac{2\pi - (\alpha + \beta)}{\gamma}} - \sqrt{\frac{2\pi - (\alpha + \beta)}{\gamma} - 1} \right) - |T_{MaxK2,n}| \\ & \cdot \left(\sqrt{\frac{2\pi - (\alpha + \beta + \gamma + \delta)}{\chi}} - F \right) \\ & \cdot \left(\sqrt{\frac{2\pi - (\alpha + \beta + \gamma + \delta)}{\chi}} - 1 \right), \end{aligned} \quad (4-23)$$

kde $F > 1$.

Takto pozměněný model umožňuje dosáhnout dostatečně přesných výsledků. Tímto je myšlena teplota na povrchu válce a v jeho bezprostředním okolí. Pro další zpřesnění je možné uvažovat nehomogenní teplotní profil při výpočtu maximální povrchové teploty založené na modelu nestacionárního vedení tepla. Toto však opět povede ke značnému zvýšení výpočetní náročnosti.

4.2.1 Příklad



Obr. 62 Porovnání výsledků modelu s měřením [51] pro 6 otáček.

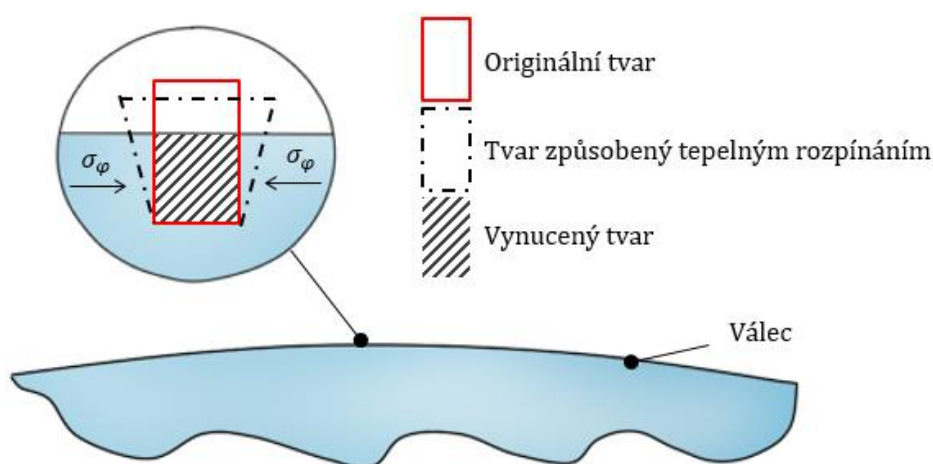
Použité termo-fyzikální vlastnosti, viz Tabulka 25.

Tabulka 25 – Použité fyzikální veličiny [127], [133]:

	$\kappa (m^2 \cdot s^{-1})$	$\lambda (W \cdot m^{-1} \cdot K^{-1})$	$W (W \cdot m^{-2} \cdot K^{-1})$
Provalek	$17 \cdot 10^{-6}$	20	100000
Pracovní válece	$12 \cdot 10^{-6}$	18	

4.3 VÝPOČET NAPĚTÍ

Poslední část analytického modelu zahrnuje výpočet stavu napětí ve vrstvě pracovního válce. Jak již bylo v této práci popsáno, vlivem teplotního namáhání vzniká i mechanické zatížení. Mechanismus vzniku ilustruje Obr. 63.



Obr. 63 Náskres tlakových napětí v tečném směru, která jsou způsobena tepelným namáháním povrchové vrstvy.

Pracovní válece se může volně rozpínat v radiálním směru, naopak v tangenciálním a axiálním směru je omezen okolním materiálem, což vede ke kumulaci napětí, viz [51], [54], [133]. Pro přetvoření v tangenciálním směru platí:

$$\varepsilon_{celk} = \varepsilon_{pl} + \varepsilon_{el} + \varepsilon_{th} = 0, \quad (4-24)$$

$$-\varepsilon_{th} = -\alpha_T \cdot \Delta T = \varepsilon_{pl} + \varepsilon_{el} \quad (4-25)$$

kde α_T je součinitel teplotní roztažnosti, ε_{pl} , ε_{el} a ε_{celk} je plastické, elastické a celkové přetvoření. ΔT je teplotní rozdíl mezi maximální teplotou na konci válcovací mezery a průměrnou teplotou válce, která je stanovena na začátku otáčky $\overline{T_{\zeta,n}}$, je tedy definována vztahem:

$$\Delta T = T_{\alpha,n} - T_{\zeta,(n-1)} = T_2(x=0, t=t_{Kontakt}) - T_{\zeta,(n-1)} \quad (4-26)$$

V oblasti lineárního chování materiálu ($\varepsilon_{pl} = 0$) lze popsat napětí v tangenciálním a osovém směru takto:

$$\sigma = -\frac{E \cdot \alpha_T \cdot \Delta T}{1 - \nu}, \quad (4-27)$$

kde E je modul pružnosti v tahu, α_T součinitel tepelné roztažnosti, ΔT je teplotní diference a ν je Poissonova konstanta.

Podmínka ekvivalentního napětí von Mises pro případ rovinné deformace je stanovena jako [153]:

$$\sigma_V = \sqrt{\sigma_z^2 + \sigma_y^2 - \sigma_z \sigma_y + 3\tau_{zy}^2}. \quad (4-28)$$

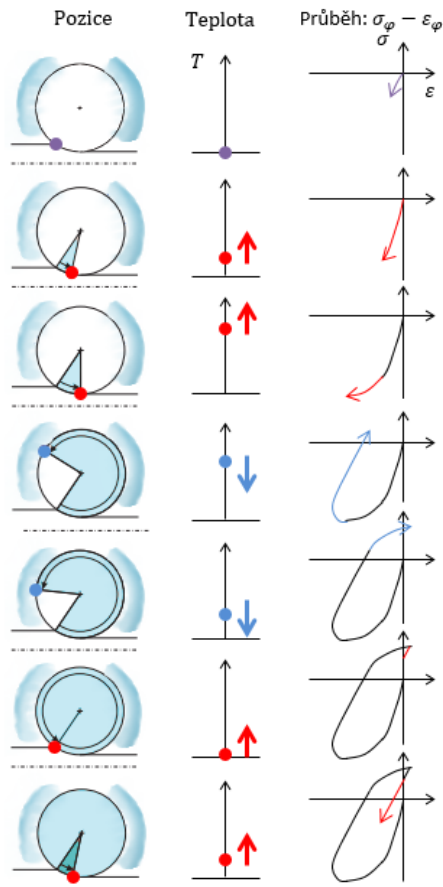
Za předpokladu, že napětí v obvodovém a osovém směru jsou si rovna ($\tau_{zy}^2 = 0$) a je uvažována nekonečně malá krychle (viz Obr. 58), rovnice 4-28 se nám ve válcovém souřadnicovém systému zjednoduší na:

$$\sigma_V = \sqrt{\sigma_\varphi^2 + \sigma_\varphi^2 - \sigma_\varphi \sigma_\varphi} = \sigma_\varphi. \quad (4-29)$$

Napětí ve válcovací mezeře, kontakt s opěrným válcem a zbytková napětí jsou zanedbány. Až na zbytková napětí lze tvrdit, že hodnota ostatních zatížení je řádově menší, než zatížení, které je vyvozeno teplotním zatížením (viz kapitola 7.1). Navíc jsou tato zatížení závislá na dalších faktorech (např. úběr). Pro přibližnou analýzu konfigurace a základní analýzu vlivu např. rychlosti válcování nebo teploty provalku je však prezentovaný výpočet dostačující.

Pro popis konstitutivního elasticko-plastického chování v materiálu byl zvolen model chování dle Lemaitre a Chaboche [153], který je rozšířený o popis teplotně závislého mezního stavu pružnosti. Chování materiálu je popisováno jako nelineární s nelineární závislostí kinematického zpevnění, viz kapitola 4.3.1.

Obr. 64 tvoří ilustraci jedné otáčky pracovního válce s popisem chování povrchové teploty a průběhu (stavu) napětí.



Obr. 64 Schéma průběhu 1 otáčky pracovního válce na geometrii pracovního válce, teploty povrchu a stavu napětí povrchové vrstvy. Při vstupu do válcovací mezery se povrch válce začne zahřívát, teplota povrchu roste, lineárně se zvyšuje napětí a přetvoření. Po dosažení mezního stavu pružnosti, vzniká plastické přetvoření, křivka mění svůj lineární charakter. Po opuštění válcovací mezery, teplota klesá a napětí opět lineárně klesá. V chladicí sekci je povrch podchlazen, celkové plastické přetvoření se snižuje, křivka opět mění svůj lineární charakter. Při opětovném vstupu do válcovací mezery se cyklus opakuje.

4.3.1 Rozšířený konstitutivní vztah dle LEMAITRE a CHABOCHE

Modifikovaný přístup dle Lemaitre a Chaboche [153], popisuje funkci mezního stavu pružnosti dle podmínky plasticity von Mises jako:

$$f(\sigma_V, q, T, \epsilon_{pl}) := |\sigma_V - q(\epsilon_{pl})| - Y(T) \quad (4-30)$$

kde $q(\epsilon_{pl})$ je proměnná kinematického zpevnění a $Y(T)$ označuje teplotně závislost mezního stavu pružnosti. V případě odlišného mezního stavu pro tlak a tah platí:

$$f(x) = \begin{cases} \sigma_{e,Tah}(T), & \text{pokud } \dot{\epsilon}_p > 0 \\ \sigma_{e,Tlak}(T), & \text{pokud } \dot{\epsilon}_p < 0 \end{cases} \quad (4-31)$$

kde $\dot{\varepsilon}_{pl}$ označuje derivaci plastické deformace podle času. Podmínka mezního stavu přetvoření je následující:

$$f(\sigma_V, q, T, \varepsilon_{pl}) = 0 \quad (4-32)$$

Rovnice pro výpočet $q(\varepsilon_{pl})$ dle [202]:

$$\dot{q}(\varepsilon_{pl}) = C \cdot \dot{\varepsilon}_{pl} - G \cdot q(\varepsilon_{pl}) \cdot |\dot{\varepsilon}_{pl}|, \quad (4-33)$$

Konstanty C a G popisují gradient a saturaci křivky napětí. Integrací a řešením rovnice (4-33) dostáváme

$$q = \eta \frac{C}{G} + \left(q_0 - \eta \frac{C}{G} \right) \cdot e^{(-\eta \cdot G \cdot (\varepsilon_{pl} - \varepsilon_{pl,0}))}, \quad (4-34)$$

kde η označuje směr zatížení (tah: 1, tlak: -1). q_0 je počáteční hodnota proměnné $\varepsilon_{pl,0}$, která označuje akumulované plastické přetvoření. Dále také platí:

$$\varepsilon_{pl} \rightarrow \infty, q = \frac{C}{G} \quad (4-35)$$

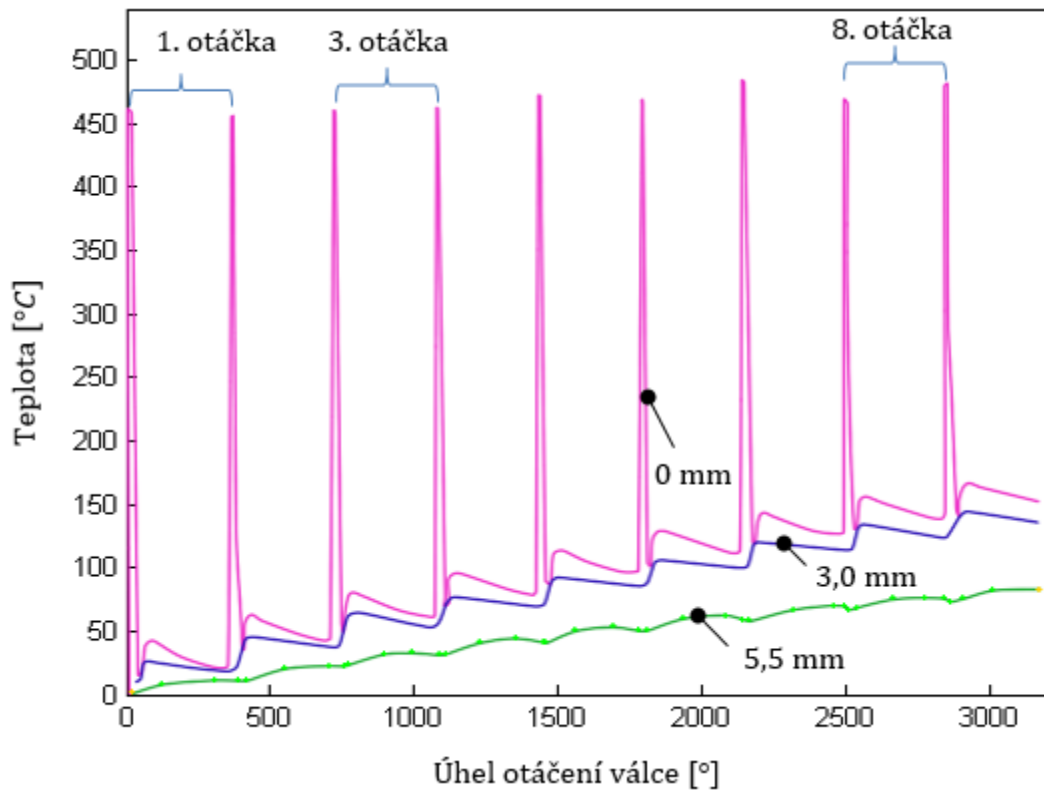
4.3.2 Příklad

Obr. 66 znázorňuje analytický výpočet stavu napětí na povrchu válce v tečném směru během 30 pracovních otáček. Okrajové podmínky:

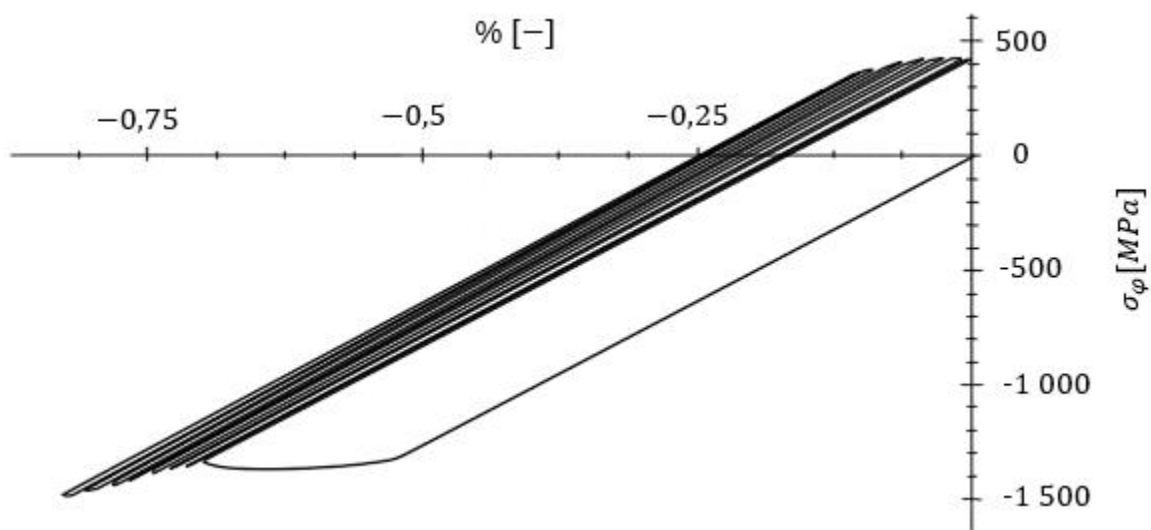
- Teplota provalku 900 °C
- Rychlost válcování 1 m/s
- Fyzikální vlastnosti, viz Tabulka 25
- Materiálové vlastnosti, viz Tabulka 26

Tabulka 26: Použité materiálové vlastnosti [153]:

E [GPa]	$\alpha_T [K^{-1}]$	$\sigma_{e,Tah}(T)$ [MPa]	$\sigma_{e,Tlak}(T)$ [MPa]	C [MPa]	G [MPa]
220	$13 \cdot 10^{-6}$	800	1700 (20 °C) 1100 (500 °C)	250	800



Obr. 65 Rozšířený výpočet příkladu z kapitoly 4.2.1 o teplotní profily pro různé hloubky v pracovní vrstvě materiálu.



Obr. 66 Průběh napětí jako funkce celkového přetvoření pro modelový příklad a teplotní profil z Obr. 65, celkový průběh 30 otáček. Okolo 15 otáčky ustává tvorba dalšího plastického přetvoření a materiál se chová pouze elasticky – elastický shakedown.

V tomto příkladu je možno vidět, jak se po zhruba 15 otáčkách se kumulace plastického napětí zastaví, proměnná $q(\varepsilon_{pl})$ konverguje ke své limitě, viz (4-36). Tento jev nazýváme „elastický shakedown⁵“, viz příloha B.

⁵ Označovaný též jako mezní stav přizpůsobení tělesa [215].

5 NUMERICKÝ MODEL PRO VÝPOČET STAVU NAPĚTÍ PRACOVNÍHO VÁLCE

Jedním z hlavních cílů této práce, je vyvinout nový nástroj – numerický model pro studium stavu napětí v povrchové vrstvě pracovního válce. Tento model musí být univerzální, schopen simulovat různou geometrii válce, pořadí na válcovací trati, různou konfiguraci chlazení, havarijní stavy atd.

Pro tento úkol byl vybrán systém ANSYS a jeho programové prostředí APDL (ANSYS Parametric Design Language), dále pak systém MATLAB. Prostředí APDL umožňuje zpracovat parametrický model geometrie válce, řídit externě vstupní okrajové podmínky, zhotovit výstup pro další zpracování. Pro jednoduchou změnu geometrie modelu nebo změnu okrajových podmínek není třeba mít hlubší znalosti APDL, stačí změna pomocí ovládacího rozhraní. Systém MATLAB ovládá výpočet, tvoří okrajové podmínky a zpracovává výstupní data.

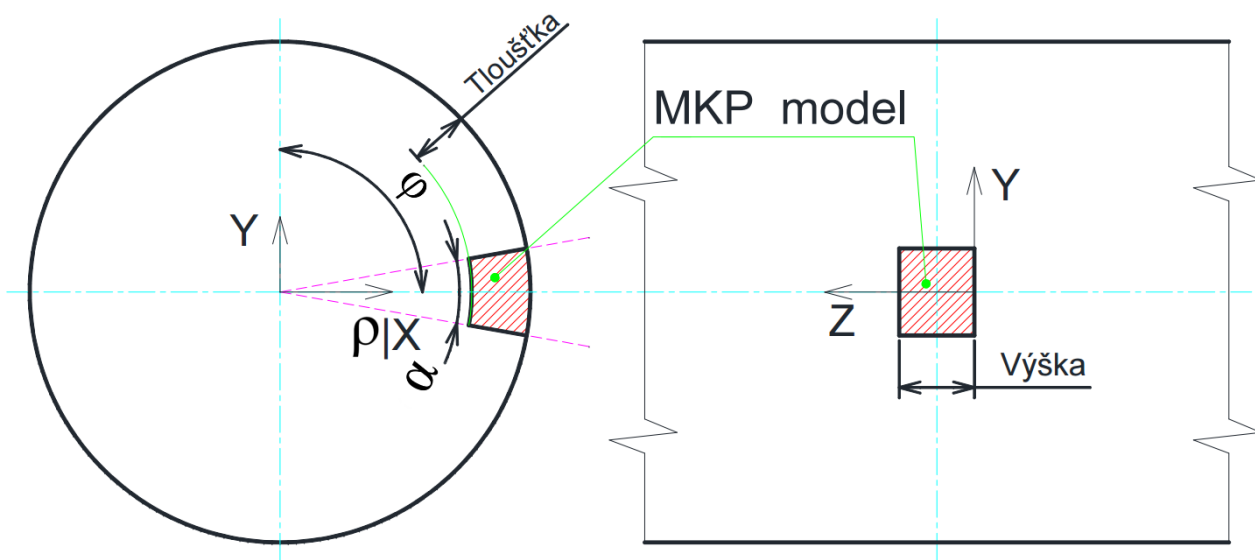
V této kapitole je podrobně rozebrán navržený model, jsou diskutovány okrajové podmínky, zpracování a celková optimalizace modelu. Další informace lze dohledat v [102].

5.1 GEOMETRIE MODELU

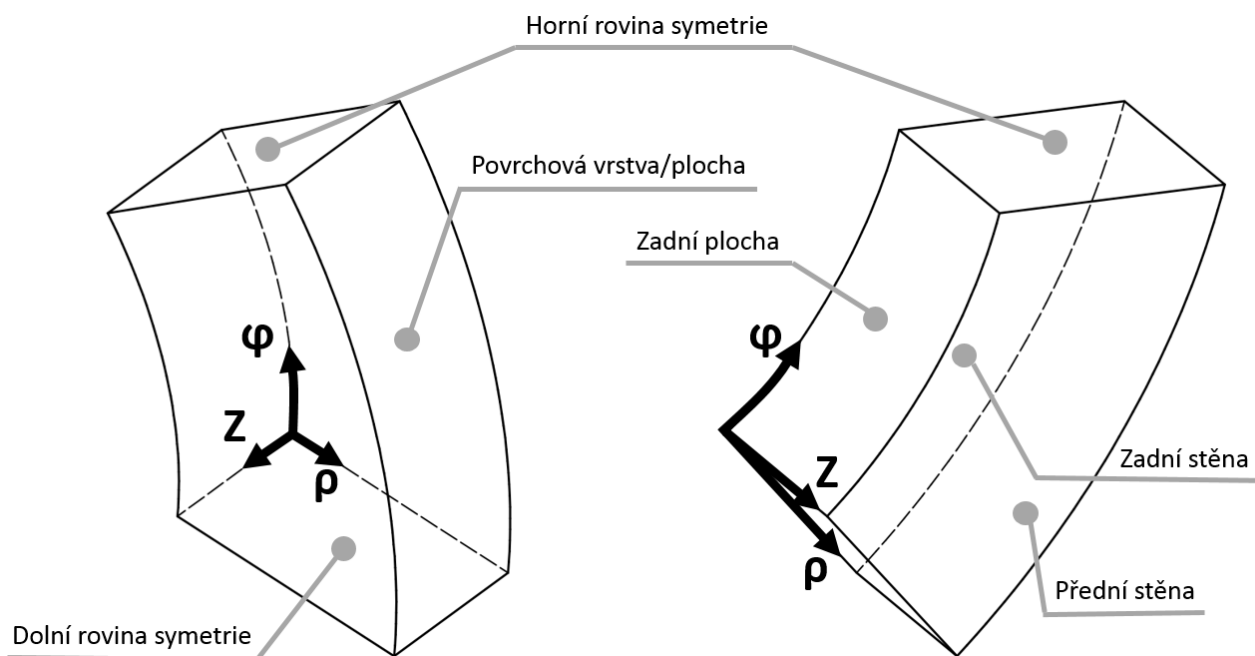
Kapitola 3.2 tvoří přehled publikovaných numerických modelů za posledních několik let. Zde představený model se snaží brát v úvahu v článku popisované zkušenosti autorů a zjednodušení, která autoři zavedli.

Geometrie modelu je navržena jako 3D kruhová výseč z dutého válce, viz Obr. 67. Použití této geometrie má několik důvodů. První z nich je skutečnost, že simulace celého objemu válce (tím je myšlen radiální směr) nemá z pohledu degradace povrchu smysl. Pokud simulujeme chování pracovního válce při válcování v řádu jednotek otáček, hloubka teplotně ovlivněné oblasti nepřesáhne 20 mm. Záleží na konkrétní konfiguraci, viz [53], [101] a kapitola 4.3.2. Pracovní válec lze tedy nahradit dutým válcem. Tento přístup má pozitivní dopad na stabilitu úlohy, protože nevznikají deformované prvky u jádra válce, jako např. v [65], viz Obr. 48.

Zde je na místě si položit otázku, zda je potřeba simulovat celý obvod válce. Geometrie válce je rotačně symetrická, zatížení však nikoliv. Zatížení je však „časově symetrické“. S přihlédnutím na počet otáček během jedné válcovací kampaně, můžeme vyslovit tvrzení, že každý jednotlivý bod povrchu pracovního válce je vystaven stejnému zatížení. Dva různé body na povrchu válce se od sebe liší pouze časovým posunem zatížení. Lze tedy vyslovit domněnku, že za jistých předpokladů, lze dostatečně přesně popsat chování stavu napětí pracovního válce na řádově menším MKP modelu.



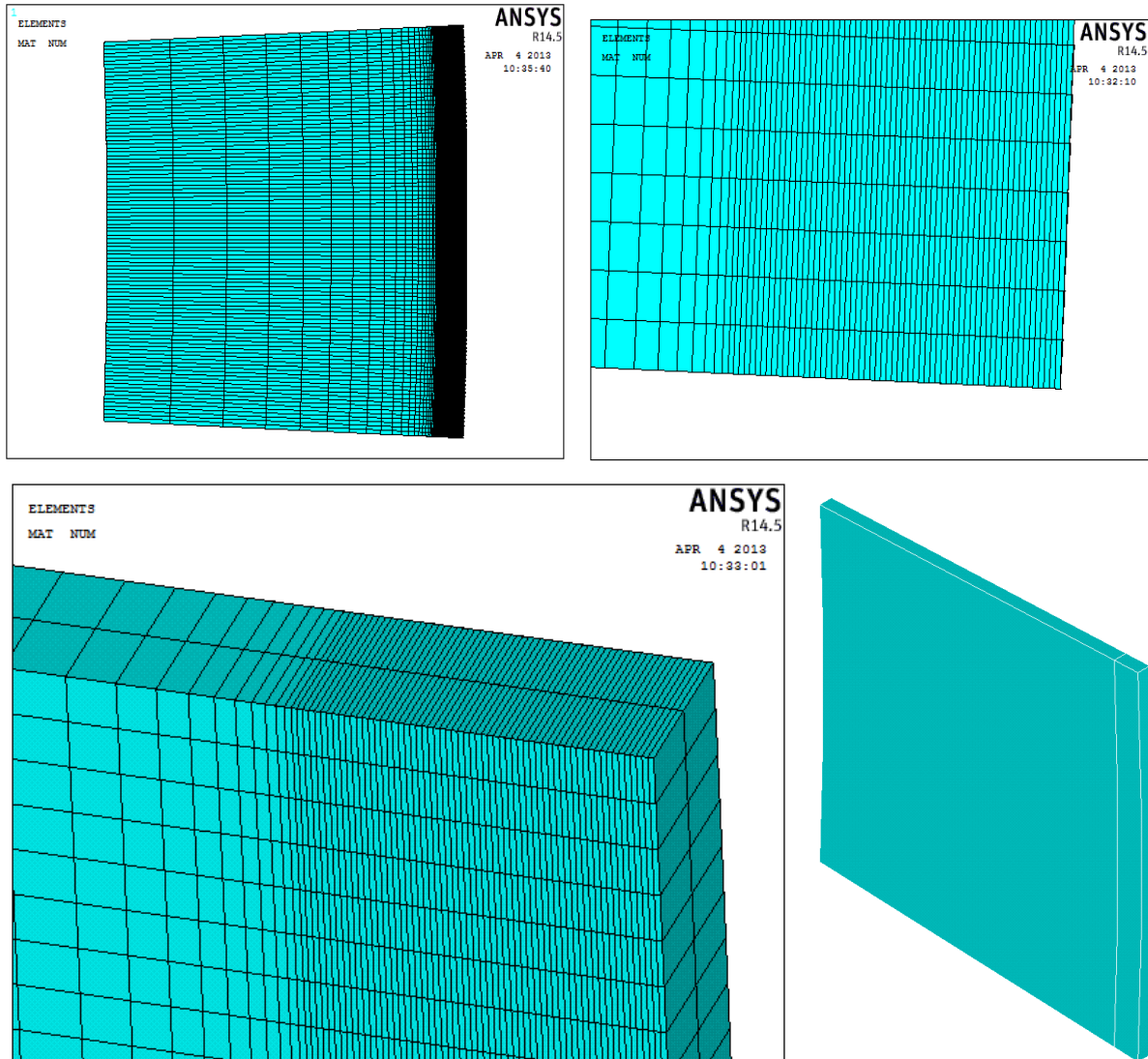
Obr. 67 Geometrie MKP modelu (červená šrafovaná část) zasazená do celkového objemu válce se zavedenými souřadnicovými systémy a názvoslovím použitým v dalším textu práce.



Obr. 68 3D náčrtek geometrie MKP modelu se zavedenými souřadnicovými systémy a názvoslovím použitým v dalším textu práce.

Rozměr v ose Z je řádově menší než ve zbývajících osách. Úloha jako taková nevyhovuje předpokladu rovinné napjatosti, resp. rovinné deformace, tudíž se nemůžeme spokojit s 2D přístupem, na rozdíl od [50], kde autoři toto chování předpokládají. V ose Z však stačí zvolit aspoň 2 sady uzlů, které se budou od sebe lišit v souřadnici Z . Tento přístup umožní správné popsání napjatosti v ose Z , viz kapitola 5.8.

Samotná geometrie je modelována ze dvou součástí – povrchové vrstvy a aditivního objemu. Tento přístup je volen čistě kvůli optimalizaci konečné prvkové sítě. Oba objemy mají stejný materiálový model a tvoří celistvé těleso.



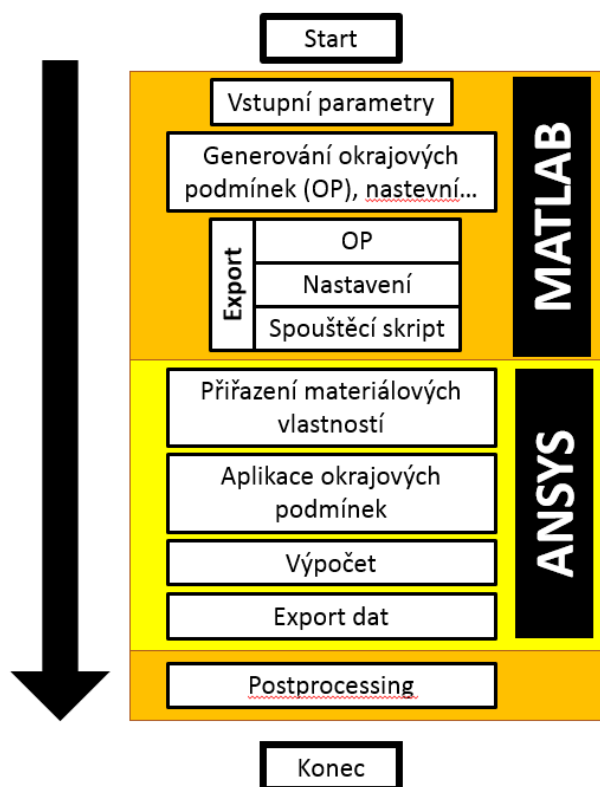
Obr. 69 Nákres objemových těles výpočetního modelu s, resp. bez konečné prvkové sítě. Úhel $\alpha = 5^\circ$ (viz Obr. 67).

Jako použitý typ prvku pro MKP síť byl zvolen lineární prvek SOLID70, resp. SOLID185 pro teplotní, resp. pevnostní analýzu.

5.2 POSTUP VÝPOČTU

Výpočet jedné chladicí konfigurace se sestává z několika kroků, jejichž sled je nutné přesně dodržet. Nejdříve uživatel nastaví nezbytné parametry výpočtu (viz dále), poté jsou vyčísleny a zformátovány okrajové podmínky do nezbytné podoby pro systém ANSYS. Následně jsou v tomto systému spočítány dvě navazující úlohy – teplotní a pevnostní analýza, viz kapitoly 5.2.1 a 5.2.2. Poté je aktivován skript pro export,

který uloží výstupní veličiny (viz Tabulka 37). Ty si opět načte systém MATLAB a vytvoří finální výstup, viz kapitola 7.



Obr. 70 Schéma výpočtu jedné konfigurace v makrosférickém modelu.

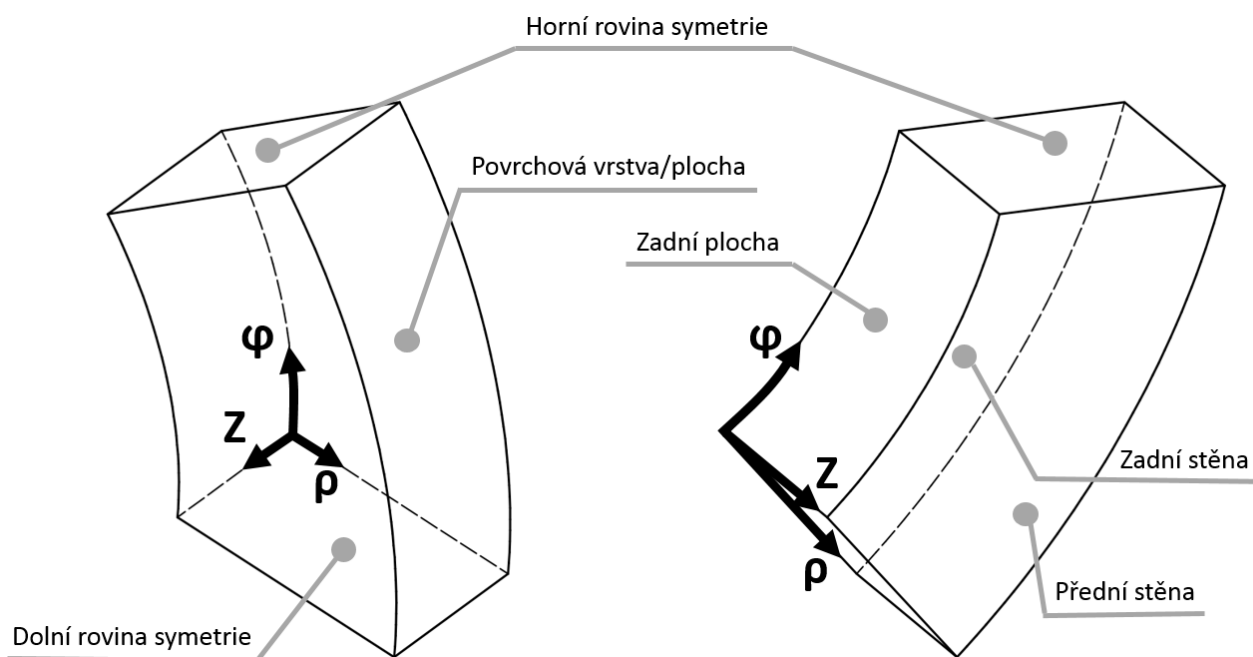
5.2.1 Teplotní analýza

Cílem první části výpočtu je vypočítat nehomogenní teplotní pole, které bude sloužit jako jedna z okrajových podmínek pro druhou část – pevnostní analýzu, viz kapitola 5.2.2. Výpočet je realizován jako nestacionární (časově závislá) teplotní úloha.

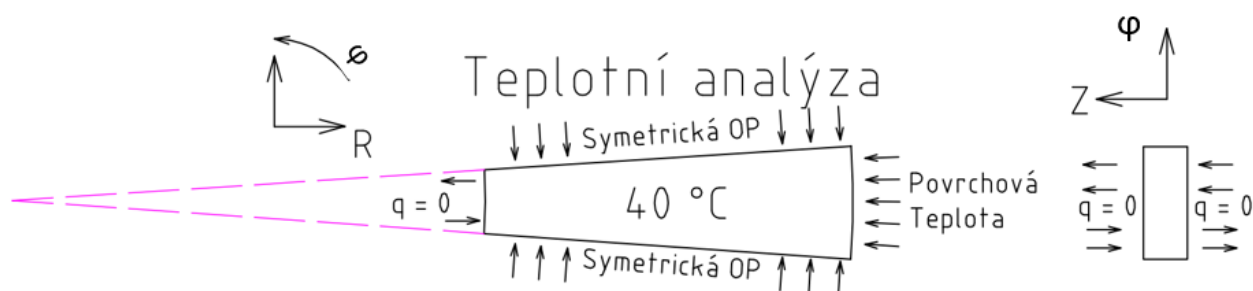
Výpočtový krok je řízen dynamicky. V oblasti kontaktu s provalkem, resp. chlazení na výstupní straně, je volen jemný, resp. středně jemný výpočtový krok v řádu setin, resp. desetin sekundy kvůli zachycení teplotní špičky, resp. poklesu teploty. Jelikož se v oblasti chlazení na vstupní straně neobjevují velké teplotní výkyvy a přesné určení tohoto místa je problematické, je zde zvolen hrubý výpočtový krok.

Ve výchozím nastavení je aplikována počáteční homogenní teplota na celý objem modelu (na Obr. 72 je to teplota 40 °C). V tom případě je potřeba zahrnout alespoň jednu otáčku navíc při přípravě teplotní okrajové podmínky, popř. rovnou aplikovat počáteční nehomogenní teplotní pole, viz příloha B. Pokud je počáteční homogenní teplota modelu zvolena jako průměrná teplota povrchové vrstvy o stejné tloušťce jako má model, v praxi nevede toto zjednodušení k pozorovatelným dopadům na výsledné teplotní pole. Ke stejnému názoru dospěli i autoři v [51], [133] a [172].

V teplotní analýze jsou dále aplikovány tyto okrajové podmínky: Horní a dolní rovina symetrie, zadní plocha, přední a zadní stěna jsou teplotně izolovány. Na povrchovou vrstvu je předepsáno časově proměnné teplotní pole.



Obr. 71 3D náčrtek geometrie modelu se zavedenými souřadnicovými systémy a názvoslovím použitým v dalším textu.



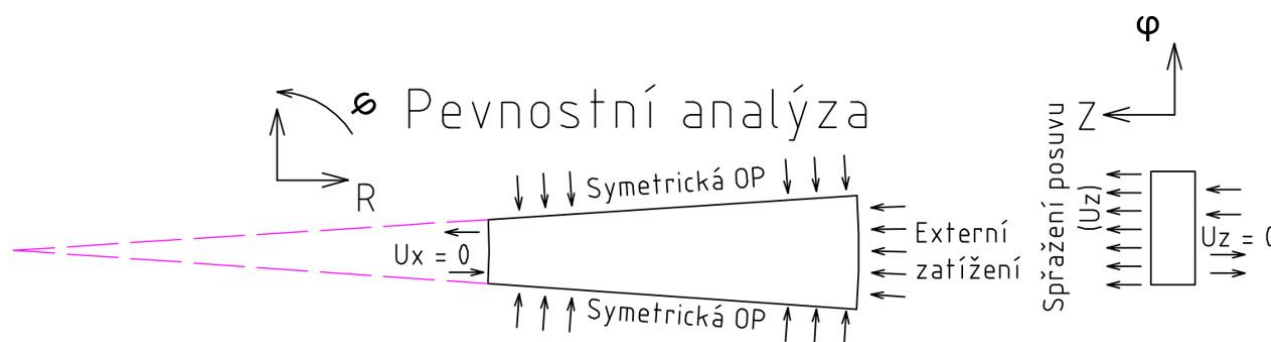
Obr. 72 Grafické shrnutí aplikovaných okrajových podmínek v teplotní analýze.

5.2.2 Pevnostní analýza

Cílem druhé části je pevnostní výpočet – stanovení stavu napjatosti. Po dokončení teplotní analýzy se systém ANSYS přepne do pevnostní analýzy. Výpočet je realizován jako cyklická smyčka statických analýz. Jako řídicí proměnná výpočetní smyčky slouží čas, podle kterého je předepsáno příslušné zatížení. Po úspěšné konvergenci úlohy a uložení výsledků se cyklus opakuje.

Výpočtový krok je volen s ohledem na konvergenci úlohy a celkovou dobu výpočtu. Pohybuje se v řádu desetin až tisícín vteřiny, v závislosti na rychlosti změny okrajových podmínek.

V pevnostní analýze jsou aplikovány tyto okrajové podmínky: Zadní plocha – omezení posuvu ve směru osy ρ , zadní stěna – omezení posuvu ve směru osy Z , přední stěna – spřažení posuvu ve směru osy Z , horní a dolní rovina symetrie – zamezení posuvu ve směru osy ϕ . Na povrchovou vrstvu je aplikováno zatížení dle požadavků uživatele.



Obr. 73 Grafické shrnutí aplikovaných okrajových podmínek v pevnostní analýze.

5.3 MATERIÁLOVÝ MODEL

Jedním z největších problémů při výpočtech válcování je správný materiálový model pracovních válců. Tento model by měl být nelineární, teplotně závislý, mít jak tlakovou, tak tahovou část a obsahovat nelineární závislost kinematického zpevnění.

5.3.1 Tahová zkouška rychlořezné oceli

Tato zkouška se standardně u tohoto druhu materiálu neprovádí, a to hned z několika důvodů. Rychlořezné oceli se používají pro nástroje, které nepracují v podmínkách, kdy by byly vystaveny jednoosé napjatosti, tudíž změřená hodnota jednoosého tahu/tlaku dostatečně neodráží vlastnosti a chování tohoto materiálu v oblasti použití [80]. Této skutečnosti odpovídají i mizivé informace o tahových zkouškách napříč literaturou.

Dalším důvodem je náročnost zkoušky. Tvrdost nástrojové oceli přináší nemalé náklady na speciální přípravky (zvláště u tlakových zkoušek). Únava zkušebních strojů je řádově vyšší, než u zkoušek běžné konstrukční oceli.

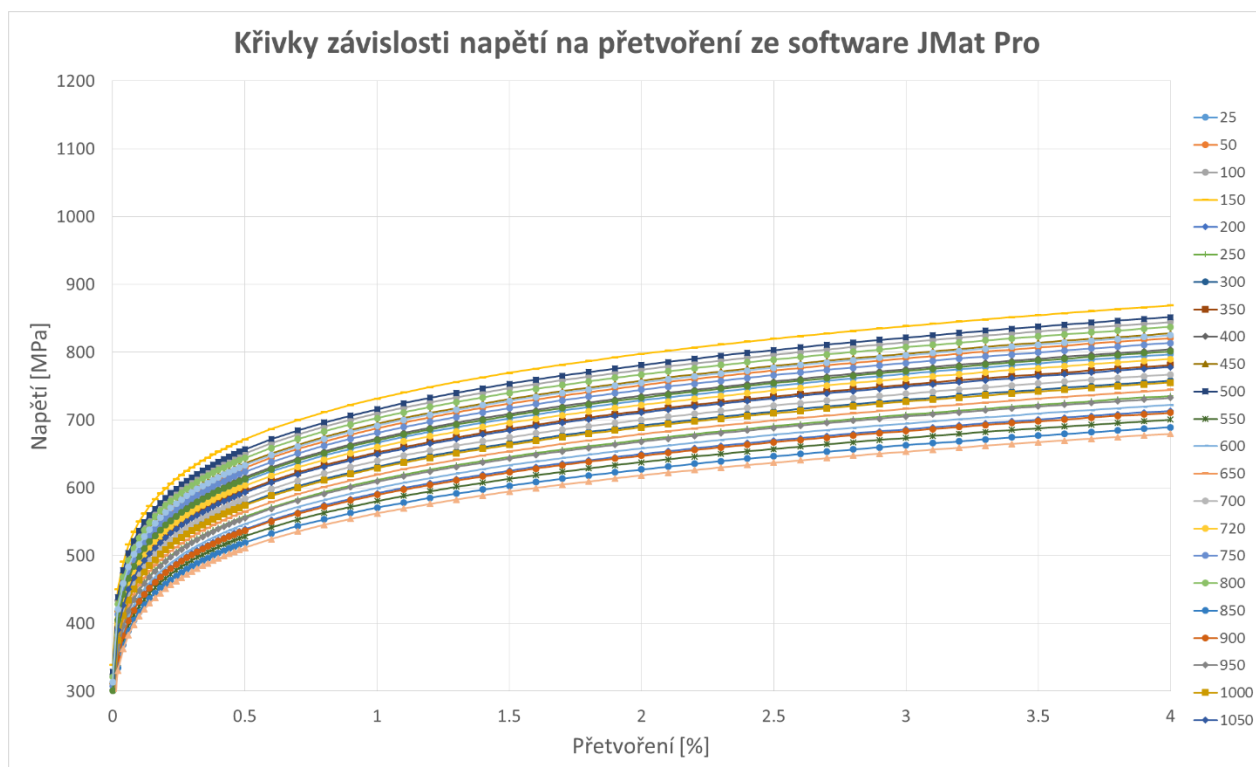
Oba výše zmíněné důvody jsou spíše ekonomického charakteru. Je tady však ještě třetí důvod – křehký lom. U rychlořezných ocelí dochází ke křehkému lomu již v elastické oblasti, daleko pod mezí kluzu. Zkoušky vykazují velký rozptyl a změřené hodnoty spíše popisují energii nutnou k přetrhnutí zkušební vzorku křehkým lomu, než požadované hodnoty meze kluzu/pevnosti. Velmi záleží na způsobu opracování vzorku, tj. na kvalitě jeho povrchu. Seběmenší vady vedou ke křehkým lomům.

V praxi se provádí spíše zkouška v ohybu, která má lepší vypovídací hodnotu pro použití rychlořezné oceli v praxi. Často se můžeme setkat s vyššími hodnotami meze v ohybu, než meze kluzu, např. v [93] nebo [103]. Toto nelogické chování je právě způsobeno křehkými lomy. Obdobně jsou na tom i ostatní materiály používané pro výrobu válců.

5.3.2 Výpočet materiálových vlastností dle chemického složení

Jeden ze způsobů, jak získat materiálové vlastnosti daného materiálu, je jejich výpočet na základě chemického složení. K tomuto úkolu je k dispozici úzce specializovaný komerční software (např. JMat Pro [112]). Tento způsob umožní vyhnout se problémům při zkouškách popsaných v kapitole 5.3.1.

Bohužel i při tomto způsobu narazíme na jistá omezení. Ta se vážou především na množství legur a obsah uhlíku. Když pomineme fakt⁶, že výrobci válců uvádí velice vágní chemické složení (např. [93] – obsah uhlíku 1,2-2,1 %, Ni 0,3-2,0 %, Mo 2,0/6,0 %), tak celkový obsah legur a jejich ušlechtilost je mimo oblast použití těchto softwarů. Ty pracují především s modely chování pro nízký obsah uhlíku v kombinaci s vysokým obsahem legur nebo naopak [113]. Pokud se tyto modely aplikují např. na rychlořezné oceli, produkují zavádějící materiálová data, viz níže.



Obr. 74 Křivky závislosti napětí na přetvoření pro rychlořeznou ocel [82]. Rychlost simulovaného zatěžování $0,1 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$. Křivky vykazují tažnost v hodnotách, nezvyklých pro rychlořeznou ocel. Taktéž absence korelace mezi teplotou (popisky vpravo) a hodnotami napětí je nezvyklá.

5.3.3 Implementovaný materiálový model

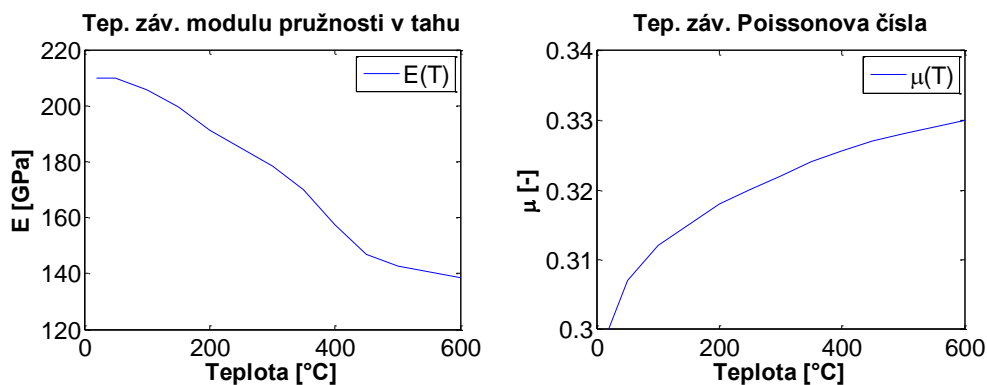
U všech simulací, které byly provedeny pomocí makrosférického modelu, je využit stejný materiálový model – teplotně závislý multilineární materiálový model s lineárním kinematickým zpevněním. Tento model byl zvolen na základě dostupných materiálových vlastností a předpokladu malých přetvoření a malých počtů simulovaných otáček, při kterých je multilineární model dostačující [153].

Pro úplnost lze uvést, že namáhání povrchu pracovního válce je cyklický děj. Materiály pracovních válců vykazují rozdílné chování v tahové a tlakové oblasti. Lze tedy předpokládat vznik jevů ratchetting a shakedown (viz příloha B). Ideální materiálový model pro popis takového chování je nelineární model s nelineárním kinematickým zpevněním [153], [179], [180]. Tento model byl již popsán v kapitole 4.3.1. Použití tohoto modelu však zvyšuje nároky na experimentální data. Vyjma teplotně závislých křivek napětí

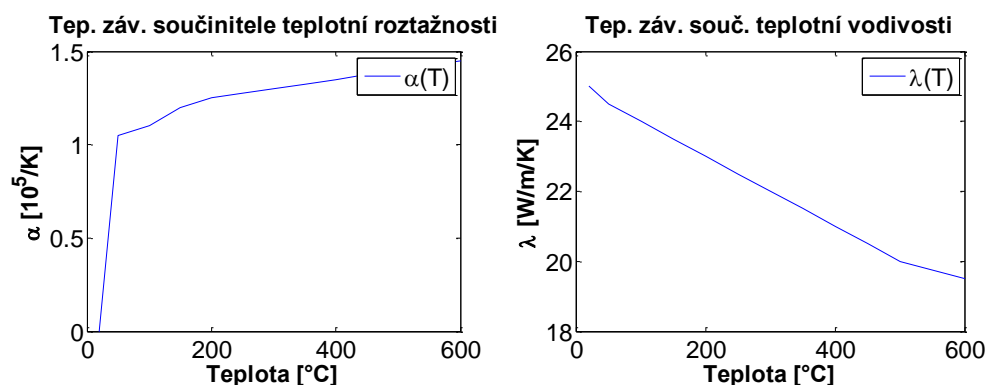
⁶ Důvodem je ochrana před konkurencí. Chemické složení je hlavní know-how všechno výrobců pracovních válců.

vs. deformace, je potřeba stanovit další materiálové charakteristiky, viz kapitola 4.3.1 nebo příloha B, popř. [153]. Jejich určení je však díky jejich stochastickému charakteru velice problematické a ekonomicky náročné.

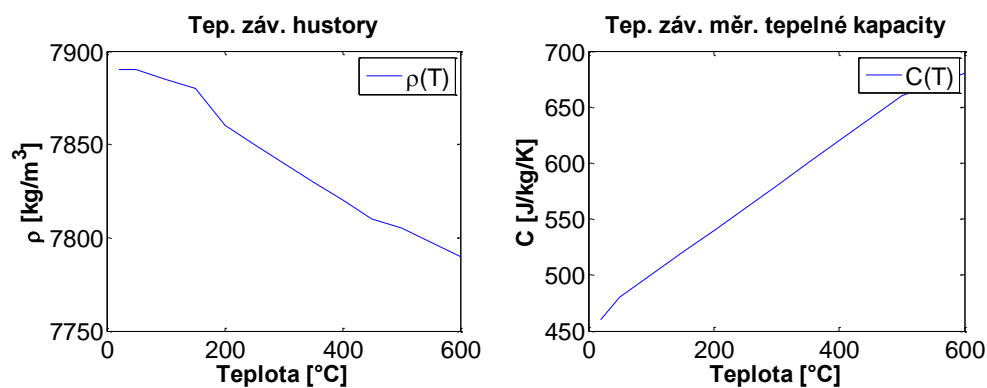
Použité fyzikální veličiny jsou následující:



Obr. 75 Teplotní závislost modulu pružnosti v tahu (vlevo) a Poissonova čísla (vpravo).

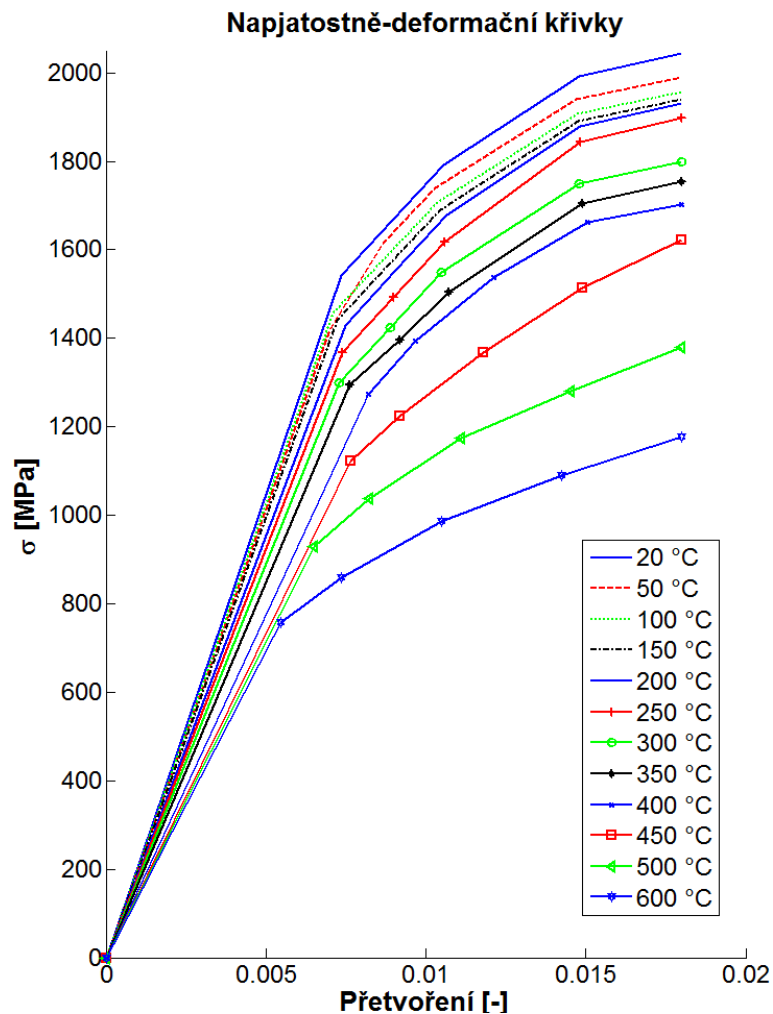


Obr. 76 Teplotní závislost součinitele teplotní roztažnosti, resp. teplotní vodivosti vlevo, resp. vpravo.



Obr. 77 Teplotní závislost hustoty (vlevo) a tepelné kapacity (vpravo).

Tyto veličiny byly změřeny v Laboratoři přenosu tepla a proudění. Díky spolupráci s výrobcí válců, se autorovi této práce podařilo získat napjatostně-deformační křivku pro rychlořeznou ocel pro teplotu 20 °C.



Obr. 78 Teplotně závislé napjatostně-deformační křivky pro tahovou oblast, které byly využity při simulacích s makrosférickým modelem.

Křivky pro teplotní rozsah 50–600 °C byly získány nepřímo – přepočtem z teplotně závislé tvrdosti povrchu rychlořezné oceli, viz další kapitola.

5.3.4 Zahrnutí oxidačního činitele

Zahrnutí oxidačního činitele do makroskopického modelu je problematické. Pokud bychom základní objem MKP modelu z kapitoly 5.1 rozšířili o další vrstvu, která by pokrývala povrchovou plochu modelu, simulovali bychom situaci, kdy je celý povrch zoxidován souvislou vrstvou, což je v rozporu s realitou, viz kapitola 2.2.

Jiný přístup by mohl spočívat v modelování sub-objemů o velikosti jednoho prvku MKP sítě, které by dohromady vytvořily celistvý objem. Poté by stačilo náhodně vybraným prvkům MKP sítě přiřadit odlišné materiálové vlastnosti podle typu oxidu. Když pomíneme náročné tvorby MKP modelu a problém stochastické povahy oxidace povrchu, opět narazíme na problém materiálových vlastností jako takových. Museli bychom znát teplotní závislosti fyzikálních a mechanických veličin jednotlivých oxidů. Toto se jeví při současném stavu techniky jako zatím nereálný úkol.

Další přístup je zjednodušení předchozí myšlenky komplikovaného modelu. Spočívá v superpozici fyzikálních a mechanických veličin elementárních prvků přítomných v materiálu pracovního válce, tj. základní matrice, karbidů a oxidů. Ilustrujme na příkladu výpočtu modulu pružnosti v tahu:

$$E_{Kompozit} = \left(\frac{x_{matrice}}{E_{matrice}} + \frac{x_{karbid}}{E_{karbid}} + \frac{x_{oxid}}{E_{oxid}} \right)^{-1} \quad (5-1)$$

Zde by stačilo u konkrétního materiálu určit podíl jednotlivých složek ($x_{matrice}$, x_{karbid} a x_{oxid}) a sestavit $E_{Kompozit}$. Analogicky bychom mohli postupovat u dalších veličin. Určení podílu jednotlivých fází by při současném stavu techniky nebyl problém. Můžeme použít analýzu obrazu z optických mikroskopů, popř. energetickou disperzní mikroskopii. Opět však narazíme na problém s určením přesných mechanických vlastností jednotlivých složek, které budou mít nepochybně anizotropní chování. Pokud bychom určili vlastnosti aspoň přibližně, můžeme izotropní rovnici (5-1) rozšířit i o anizotropní chování. Správně navržený, nicméně i značně rozsáhlý experimentální přístup spolu s iterativním numerickým modelováním, by mohl tento problém obejít.

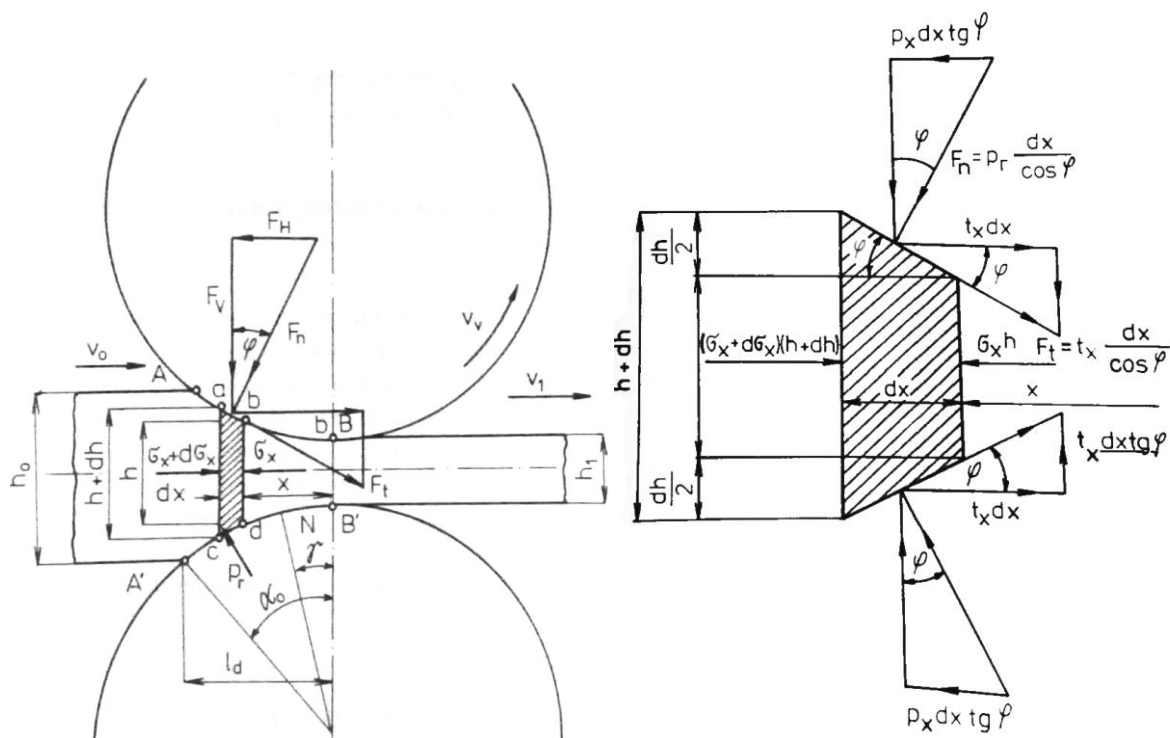
Jednodušší přístup, než výše popsáné, spočívá v předpokladu, že degradace makroskopických mechanických vlastností při zvýšených teplotách silně koreluje s degradací tvrdosti povrchu, která v sobě implicitně zahrnuje povrchové oxidační děje. Pokud tedy změříme tvrdost povrchu jako funkci teploty, můžeme od toho odvodit makroskopické vlastnosti jako funkci teploty. Tento postup samozřejmě nebude odpovídat vlastnostem po hloubce materiálu, kde materiál ještě není zasažen oxidačními procesy. Nicméně pokud vezmeme v potaz hloubku primárně ovlivněné vrstvy, ve které se tvoří plastické přetvoření (viz kapitola 7.1.1), je tento přístup v praxi uplatnitelný. Právě ten přístup je použit v této práci, při zahrnutí oxidačního činitele do materiálového modelu.

5.4 NORMÁLOVÉ ZATÍŽENÍ VE VÁLCOVACÍ MEZEŘE

Normálové napětí je v modelu implementováno dvojným způsobem. Buď uživatel může zadat přímou časovou distribuci, tj. záznam normálových napětí, nebo je použit navržený distribuční model. První možnost vyžaduje vyplněný soubor „Tlak.txt“ při volání řídicího programu výpočtu se strukturou popsanou v příloze B. Pokud tento soubor není k dispozici, je použit dále popsáný distribuční model.

5.4.1 Obecná teorie napětí ve válcovací mezeře

Definováním analytického vztahu pro vyjádření napětí ve válcovací mezeře se zabývalo mnoho autorů. Vztahy, které jsou v současnosti k dispozici, vycházejí z uvolnění jednorozměrného infinitezimálního prvku, kde je uvažována pouze jednoduchá závislost napětí na poloze.



Obr. 79 Uvolnění 1D elementu v pásnu deformace [1].

Dle Obr. 79 platí tato rovnice:

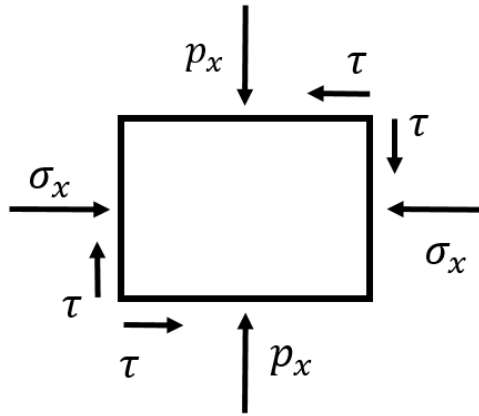
$$\sum F_x = (\sigma_x - d\sigma_x)(h + dh) - \sigma_x h - 2p_x dx \tan \varphi + 2\mu p_r dx \quad (5-2)$$

Po úpravě a zanedbání diferenciálu 2. řádu, obdržíme tuto rovnici:

$$d\sigma_x - (p_x - \sigma_x) \frac{dh}{h} \pm \frac{\mu p_r}{\tan \varphi} \frac{dh}{h} = 0 \quad (5-3)$$

V této rovnici znaménko plus, resp. mínus platí pro pásmo předstihu (1-1), resp. zpoždění (1-3). Abychom tuto rovnici mohli dále řešit, musíme si stanovit několik předpokladů. Pokud předpokládáme, že úhel záběru α_t je malý, taktéž platí, že úhel je φ malý. Pokud stanovíme, že válcovaný materiál má konstantní deformační odpor vůči čistému smyku⁷ a označíme ho k , můžeme stanovit energetickou podmínku plasticity elementu jako:

⁷ Tento předpoklad platí pouze při válcování za tepla [1], [6].



Obr. 80 Rozložení napětí v elementu.

$$(p_x - \sigma_x) = 2\tau = 2k \quad (5-4)$$

Diferencováním tohoto vztahu platí:

$$dp_x = d\sigma_x \quad (5-5)$$

Dále stanovme předpoklad, že pro nekonečně malý element platí $p_r = p_x$ a uvažujme, že podél osy y se výška válcovaného materiálu mění, tudíž můžeme dosadit $y = \frac{h}{2}$; $dy = \frac{dh}{2}$. Pokud do rovnice (5-3) dosadíme vztahy (5-4), (5-5) a $\tan \varphi = \frac{dh}{dx}$, celá rovnice (5-3) se nám převede do formy:

$$dp_x - 2k \frac{dy}{y} \pm \frac{\mu p_x dx}{y} = 0 \quad (5-6)$$

Dále platí

$$y = \frac{\Delta h}{2l_d} x + \frac{h_1}{2} \quad (5-7)$$

Diferencováním dostáváme:

$$dy = \frac{\Delta h}{2l_d} dx \quad (5-8)$$

Pro zjednodušení můžeme zavést pomocný vztah:

$$\delta = \left(\frac{\Delta h}{2l_d \mu} \right)^{-1} \quad (5-9)$$

Dosazením vztahů (5-7) až (5-9), po integraci obdržíme:

$$p_{x1} = C_1 y^{-\delta} + \frac{2k}{\delta}; \quad p_{x2} = C_2 y^{\delta} + \frac{2k}{\delta} \quad (5-10)$$

Kde první, resp. druhá rovnice platí pro pásmo zpoždění, resp. předstihu.

5.4.2 Implementovaný distribuční model normálového napětí

Pokud nalezneme integrační konstanty C_1, C_2 vztahů (5-10), dostaneme obecný distribuční model napětí, který je závislý na válcovaném materiálu, úběru a tření, naopak nezávislý na rychlosti válcování. Tyto

konstanty můžeme vyřešit doplněním okrajových podmínek vstupu, resp. výstupu z válcovací mezery. V rovině vstupu AA' (viz Obr. 79) platí $x = l_d = 1$ a $y = \frac{h_0}{2}$. Pro roviny výstupu BB' platí $x = 0$ a $y = \frac{h_1}{2}$.

Integrační konstanty jsou tedy rovny:

$$C_1 = 2k \left(1 - \frac{1}{\delta_0}\right) \left(\frac{h_0}{2}\right)^{\delta_0}; C_2 = 2k \left(1 - \frac{1}{\delta_1}\right) \left(\frac{h_1}{2}\right)^{\delta_1} \quad (5-11)$$

Nyní však musíme určit polohu neutrálního bodu ve válcové mezeře. Úběry válcovacích stolice jsou voleny tak, aby byl provalek tahově napínán při vstupu do další válcovací stolice. Toto nastavení způsobuje dodatečná napětí v rovině AA', resp. BB', viz Obr. 79. Označme je σ_A resp. σ_B , které posouvají neutrální bod. Pro integrační konstanty (5-11) musíme doplnit pomocné proměnné, které do sebe zahrnou posun neutrálního bodu vlivem napětí σ_A a σ_B , včetně dalších činitelů, které posuv tohoto bodu ovlivňují. Ty však můžeme také zahrnout do těchto napětí. Rozšíříme tedy rovnici (5-4) o člen σ_A pro první okrajovou podmínku a σ_B pro druhou okrajovou podmínku. Obdržíme integrační konstanty:

$$C_1 = 2k \left(\vartheta_0 - \frac{1}{\delta_0}\right) \left(\frac{h_0}{2}\right)^{\delta_0}; C_2 = 2k \left(\vartheta_1 - \frac{1}{\delta_1}\right) \left(\frac{h_1}{2}\right)^{\delta_1} \quad (5-12)$$

Kde $\vartheta_0 = 1 - \frac{\sigma_A}{2k}$ a $\vartheta_1 = 1 - \frac{\sigma_B}{2k}$.

Dosažením integračních konstant dostáváme finální tvar distribučního modelu pro pásmo zpoždění, resp. předstihu:

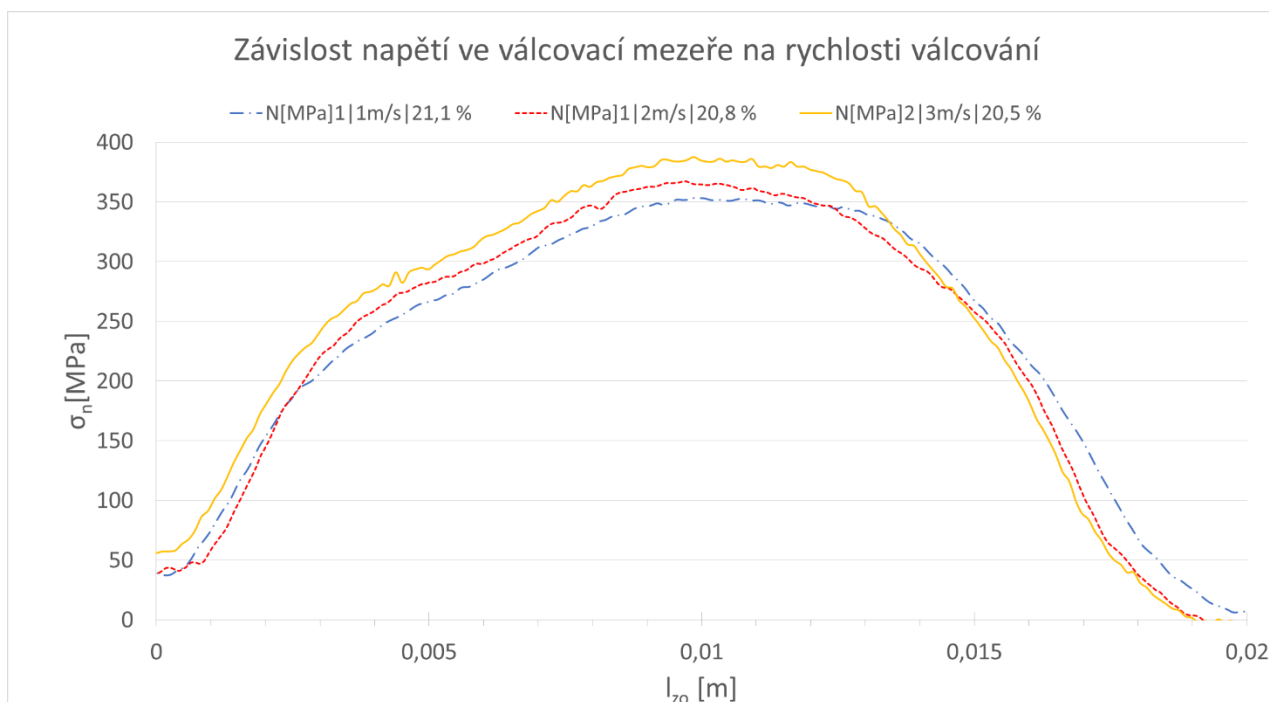
$$p_{x1} = \frac{2k}{\delta_0} \left[\left(\vartheta_0 \delta_0 - 1\right) \left(\frac{h_0}{h_x}\right)^{\delta_0} + 1 \right]; p_{x2} = \frac{2k}{\delta_1} \left[\left(\vartheta_1 \delta_1 - 1\right) \left(\frac{h_1}{h_x}\right)^{\delta_1} - 1 \right] \quad (5-13)$$

5.4.3 Závislost normálového napětí ve válcovací mezeře na parametrech válcování a srovnání experimentálních dat s numerickým modelem

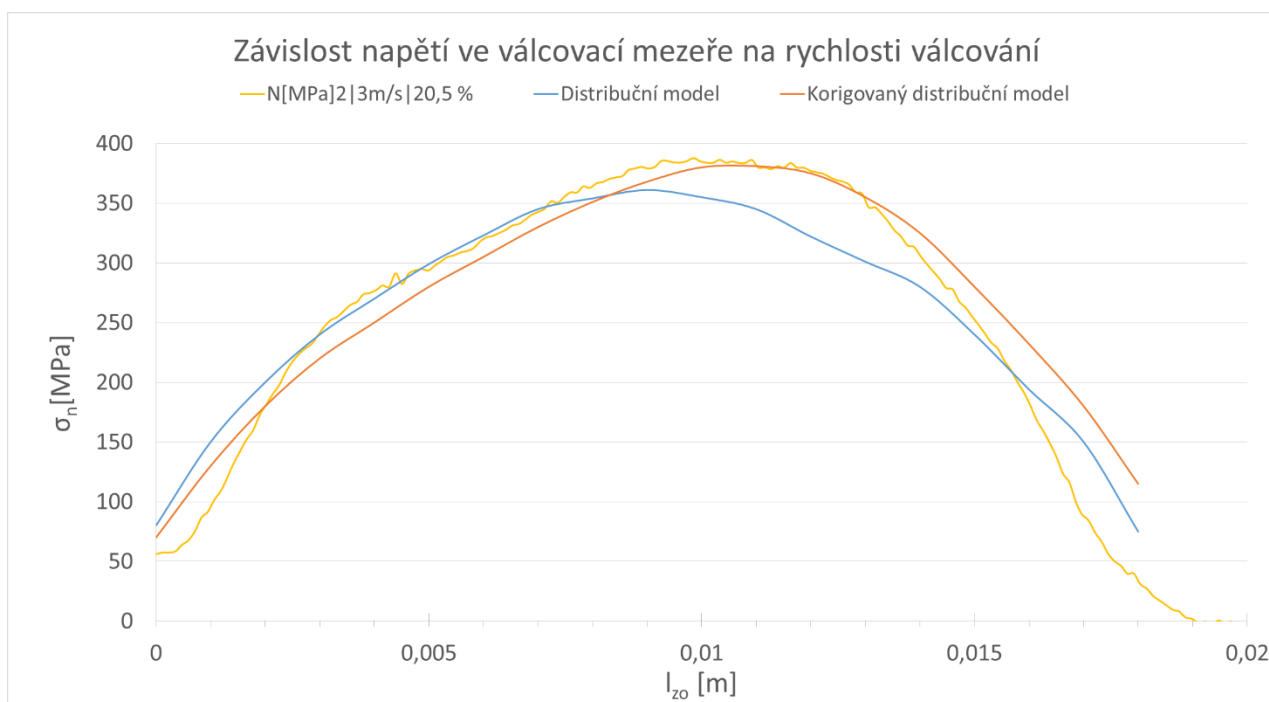
Ing. Tomáš Luks, z Laboratoře přenosu tepla a proudění, vyvíjí v rámci své dizertační práce⁸ pin senzor, který umožňuje přímé měření všech potřebných veličin pro výpočet stavu napětí – teplota, normálová a smyková napětí [205], [206].

V době psaní této práce bylo provedeno pouze jedno měření na testovací válcovací stolici švédské výzkumné organizace MEFOS [207]. Toto měření je pilotní a je třeba ho brát s rezervou [205], nicméně můžeme si na něm ilustrovat některé důležité závislosti:

⁸ Dizertační práce Ing. Lukse nebyla v době psaní této práce zatím publikována.



Obr. 81 Závislost normálového napětí ve válcovací mezeře na rychlosti válcování.

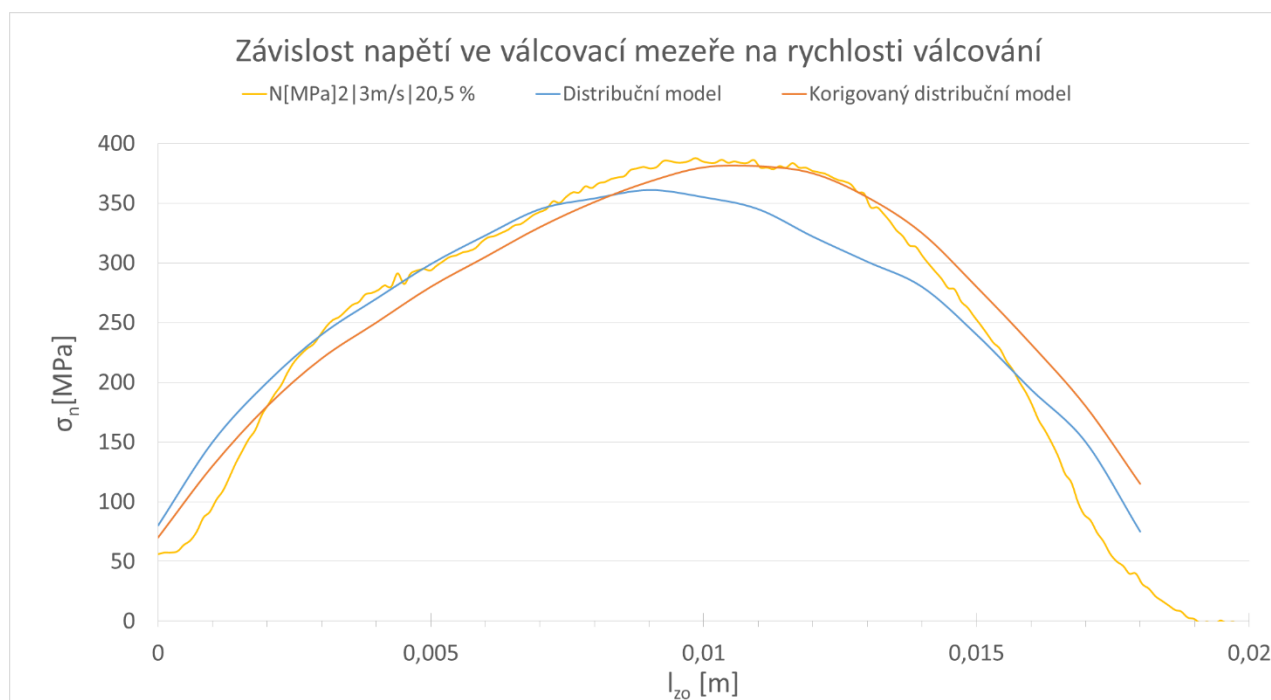


Obr. 82 Závislost normálového napětí na úběru.

Obr. 81 a Obr. 82 dokládají závislost normálového napětí na úběru a nezávislost na rychlosti válcování. Ve vztazích (5-12) a (5-13) je závislost na úběru obsažena a naopak, vztahy jsou invariantní vůči válcovací rychlosti. Samozřejmě bychom mohli uvést i další závislosti, např. na válcovaném materiálu (zvýšení nominální hodnoty tlaku), průměru válce (zvýšení nominálního napětí), stupně deformace (opět zvýšení

nominálního napětí díky zvýšení délky oblouku) atd. Tyto technologické parametry se implicitně vyskytují v proměnné k vyjadřující odpor materiálu vůči deformaci. Jejich správné stanovení je klíčové pro dané podmínky.

Otestujeme tedy distribuční model vůči měření Ing. Lukse.

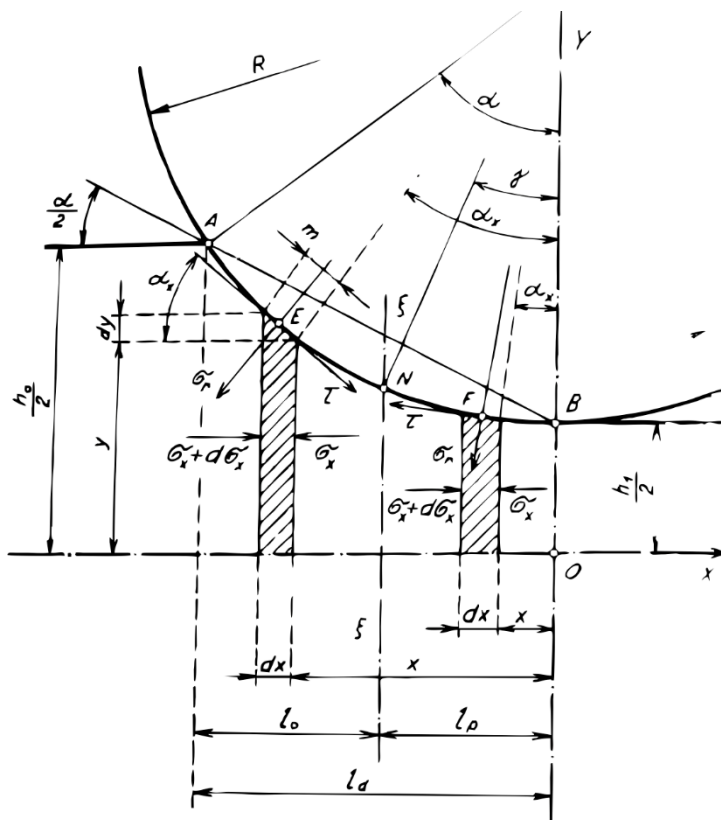


Obr. 83 Srovnání experimentálního měření a distribučního modelu navrženého pro výpočetní model pracovního válce. Pokud do rovnic zahrneme rozšíření o tahové napětí na výstupu, resp. vstupu do válcovací mezery, dostáváme korigovaný distribuční model, jehož shoda je vysoká.

5.5 SMYKOVÉ ZATÍŽENÍ VE VÁLCOVACÍ MEZEŘE

Implementace je stejná, jako u normálových napětí. Vstup je opět možný přes časový průběh smykových napětí, skrze načtení do výpočtu pomocí uložených dat do souboru Smyk.txt. Pokud tato data nejsou k dispozici, je použit níže popsáný distribuční model smykových napětí.

5.5.1 Obecná teorie smykových napětí



Obr. 84 Uvolnění 1D elementu v pásmu deformace válcovací mezery [208].

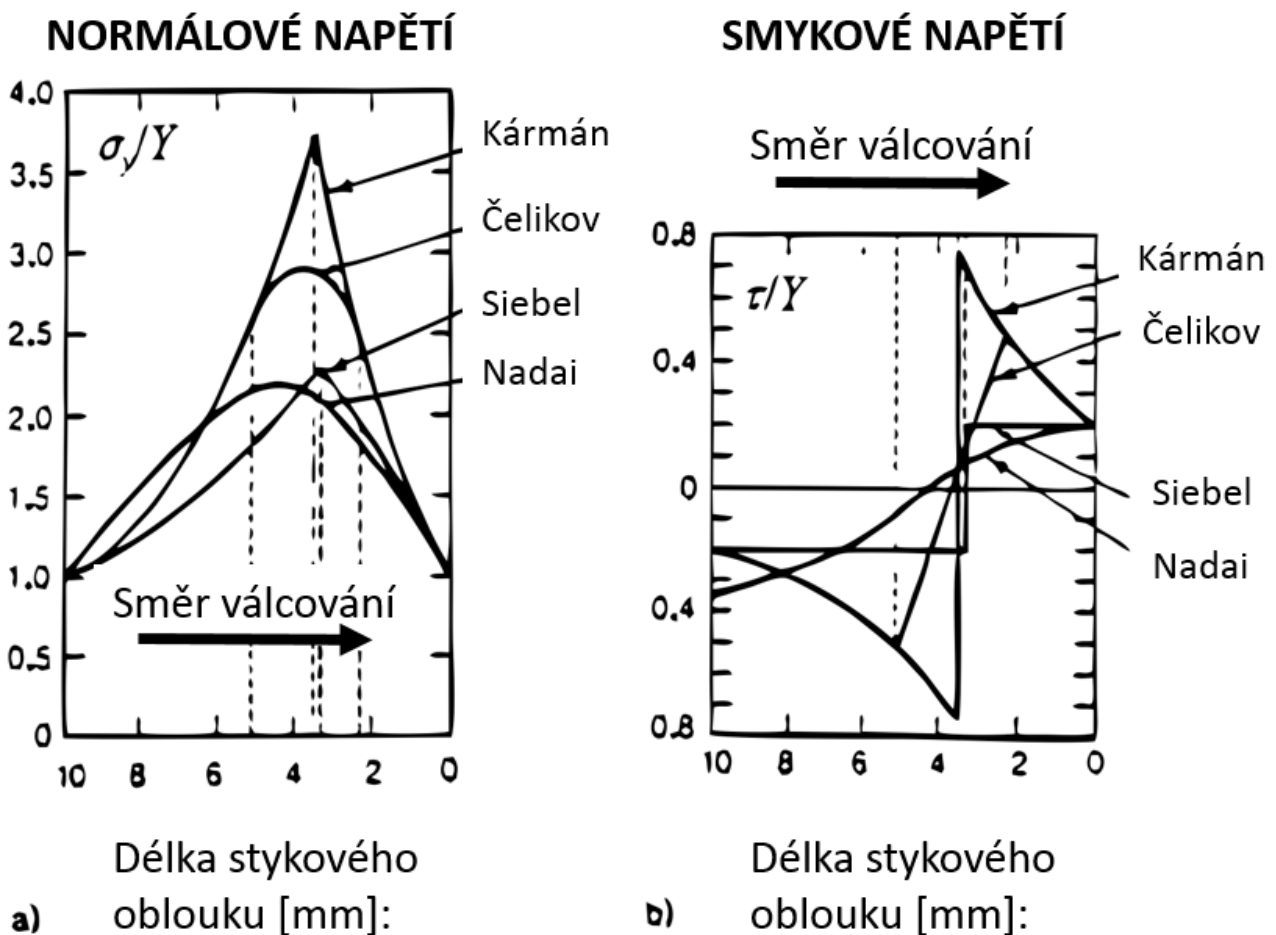
Uvedené uvolnění lze vyjádřit obecnou rovnicí:

$$\sigma_r \frac{dy}{dx} \pm \tau = \frac{d(y\sigma_x)}{dx} \quad (5-14)$$

Při uvažování rovinné napjatosti a podmínek plasticity $\frac{\sigma_r - \sigma_x}{2} = \tau_k = k$ lze tuto rovnici transformovat do podoby:

$$\sigma_r \frac{dy}{dx} \pm \tau = \frac{d[y(\sigma_r - 2k)]}{dx} \quad (5-15)$$

Řešením této rovnice se zabývalo více autorů, kteří vycházeli z různých podmínek pro smykové tření. Shrnutí jejich prací lze najít [1], [6], [132], [208]. Uveďme si toto shrnutí:



Obr. 85 Rozložení napětí ve válcovací mezeře pro různé modely třetí [1], [6]. Vlevo pro normálové napětí, vpravo pro smykové napětí.

Řešení dle Kármána předpokládá v rovnici (5-15) suchý model tření, který říká, že smyková napětí v pásmu předstihu, resp. zpoždování, je dáno předpisem $\tau = \mu_T \sigma_r$. Se zvyšováním σ_r se zvyšují i smyková napětí do své maximální hodnoty, kdy změní skokově hodnotu. Řešení podle Siebela uvažuje konstantní tření po celé délce oblouku $\tau = \mu_K k_k$, kde μ_K součinitel tření ve válcovací mezeře a k_k je odpor materiálu vůči čistému kluzu.

Řešení podle Čelikova předpokládá kombinované chování, kdy v pásmu předstihu (1-1), resp. zpoždění (1-3), je předpokládáno zvýšení, resp. snížení smykových sil. V pásmu přilnutí (1-2) je předpokládáno suché tření, tj. konstantní smykové napětí. Řešení dle Nadaiho využívá Newtonova hydrodynamického třecího modelu, který je definován jako $\tau = \eta_{DV} \frac{v_x - v_v}{h_{HF}}$, kde η_{DV} je dynamická viskozita, v_x je rychlost toku materiálu podél souřadnice x, v_v je rychlost válcování a h_{HF} je tloušťka hydrodynamického filmu.

5.5.2 Implementace distribučního modelu napětí ve válcovací mezeře

Rozložení smykových napětí je postaveno na Čelikovově popisu chování smykových napětí. Autor zde definoval průběhy smykových napětí podle poměru $\frac{l_d}{h_s}$ a hodnotou μp_x [1]. Nejprve je tedy stanoveno napětí p_x , poměr $\frac{l_d}{h_s}$ a podle toho zvolen příslušný vztah k vyčíslení smykových napětí. Vztahy zde nejsou

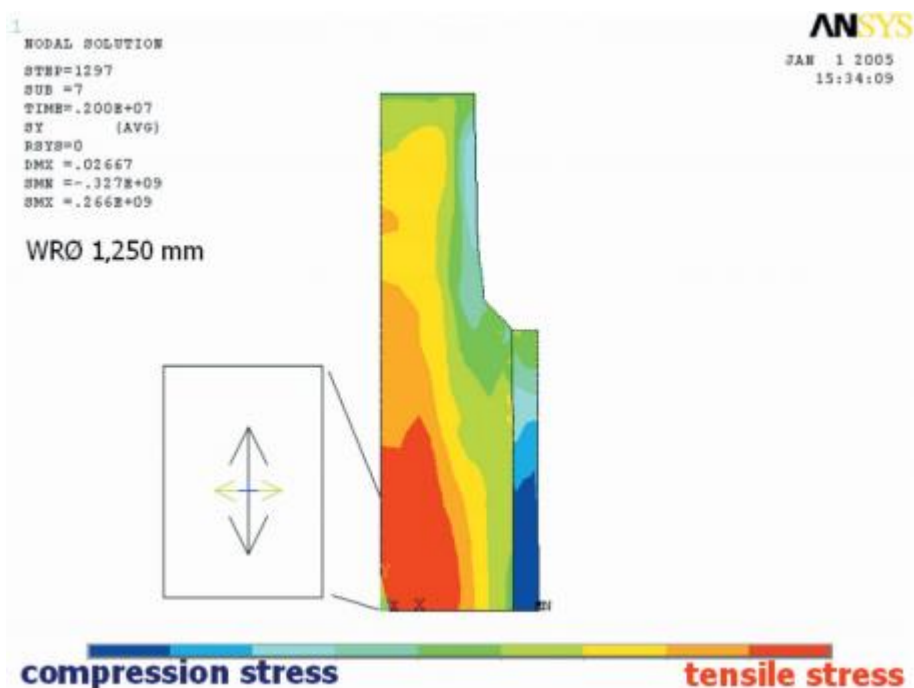
popisovány, protože v polovině případů se jedná o Fourierovy řady 6. stupně. Tento model byl srovnán s konečně prvkovou simulací kontaktu provalku a válce, viz [188]. Chování průběhu smykových napětí bylo v obou případech totožné. Bližší informace o Čelikově popisu chování smykových napětí lze dohledat v [1].

5.6 KONTAKT S OPĚRNÝM VÁLCEM

Kontakt pracovního a opěrného válce je řešen s předpokladem režimu čistého valení, kdy nevznikají smyková napětí v kontaktu, a je řešen Hertzovou teorií, která předpokládá elastické chování obou válců. Výpočet napětí má na starosti řídicí program, který vypočte kontakt jako statický, a poté na znalosti geometrie modelu, parametrů sítě a rychlosti válcování stanoví časově závislý průběh vypočteného kontaktního tlaku na povrchovou vrstvu modelu. Použité rovnice a závislosti kontaktního tlaku na provozních parametrech jsou uvedeny v příloze G.

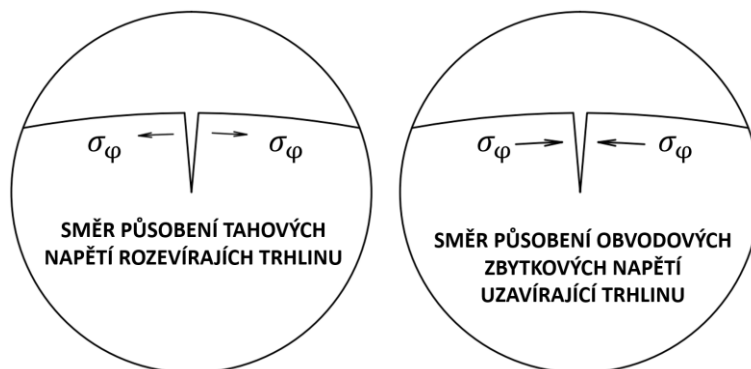
5.7 ZBYTKOVÁ (REZIDUÁLNÍ) NAPĚTÍ

Tato napětí vznikají v celém objemu pracovního válce [114], [139]. Příčinou jejich vzniku je výrobní postup, viz kapitola 1.4. Přesná hodnota zbytkového napětí je funkcí 3 prostorových souřadnic, chemickém složení materiálu, způsobu výroby a tepelném zpracování.



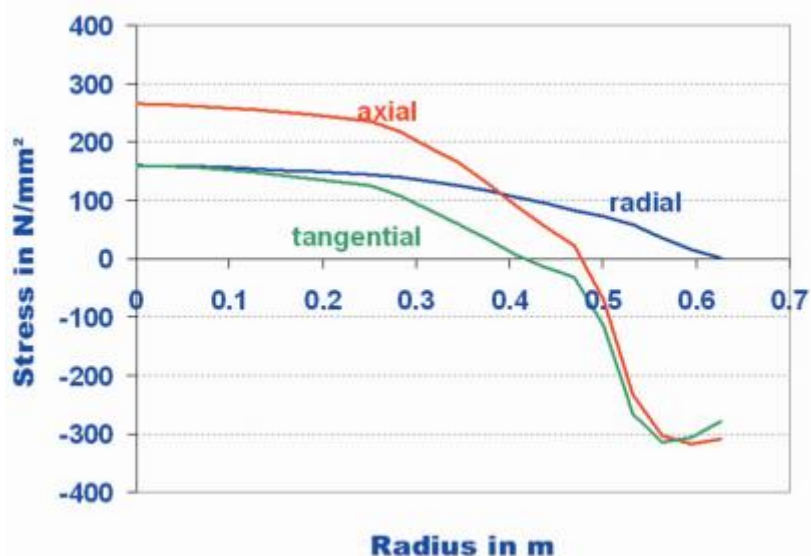
Obr. 86 Simulace zbytkových napětí v objemu pracovního válce [114]. Modrá, resp. červená barva značí největší tlakové, resp. tahové napětí. Vidíme, že pracovní vrstva obsahuje především tlakové napětí.

Zbytková tlaková napětí v pracovní vrstvě omezují šíření trhlin kolmých k povrchu. Naopak šíření trhlin, tj. jejich rozevírání, je podporováno, pokud se objevují tečná tahová napětí.



Obr. 87 Princip inhibičního působení zbytkových napětí na šíření trhlin.

V literatuře najdeme pouze několik ucelených zmínek o distribuci reziduálních napětí, např. [114], [130], [139]. Zde však nepanuje shoda mezi uváděnými výsledky. L. S. Kokhan a jeho spoluautoři uvádějí v [130] hodnoty v řádu desítek MPa, Zienhenberger a Windhager v [114] uvádějí hodnoty o řád vyšší. Autor této práce má k dispozici další studie⁹, na základě kterých se přiklání k závěrům a hodnotám uvedeným v [114].



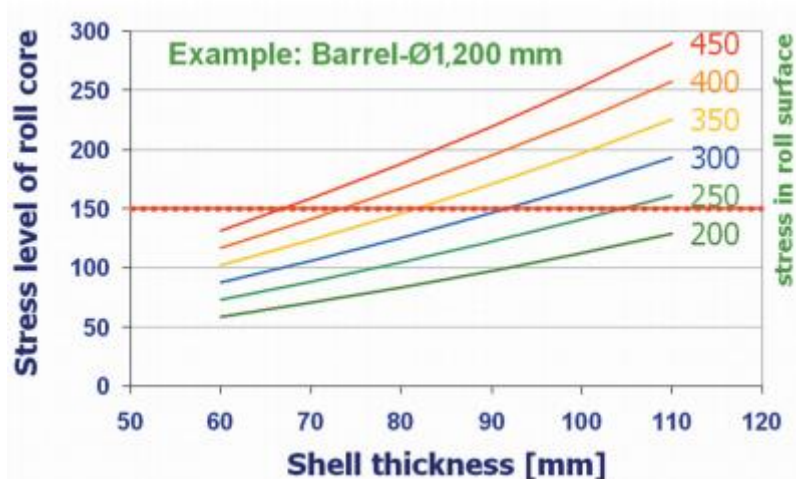
Obr. 88 Rozložení zbytkových napětí v axiálním, radiálním a tangenciálním směru jako funkce průměru válce [114]. Průměr pracovního válce 1250 mm.

Hodnoty tlakových reziduálních napětí však nemohou být cíleně zvyšovány. Tlaková napětí v pracovní vrstvě způsobují tahová napětí v přechodové vrstvě a v jádru pracovního válce, které jsou přímo úměrné tlakovým napětím v pracovní vrstvě [114]. Ve specifických situacích (začátek kampaně během zimního období, havárie chlazení) může dojít k velkým tepelným rozdílům, které neúměrně zvýší tlakové napětí v pracovní vrstvě, což vede ke zvýšení axiálního tahového napětí v jádru válce a může vést až k roztržení pracovního válce zevnitř.

Taktéž tloušťka pracovní vrstvy nemůže být neomezená. Její rozměr musí být vyvážený s rozměrem jádra pracovního válce, jelikož se zvyšující se tloušťkou pracovní vrstvy opět roste tahové napětí v jádru válce

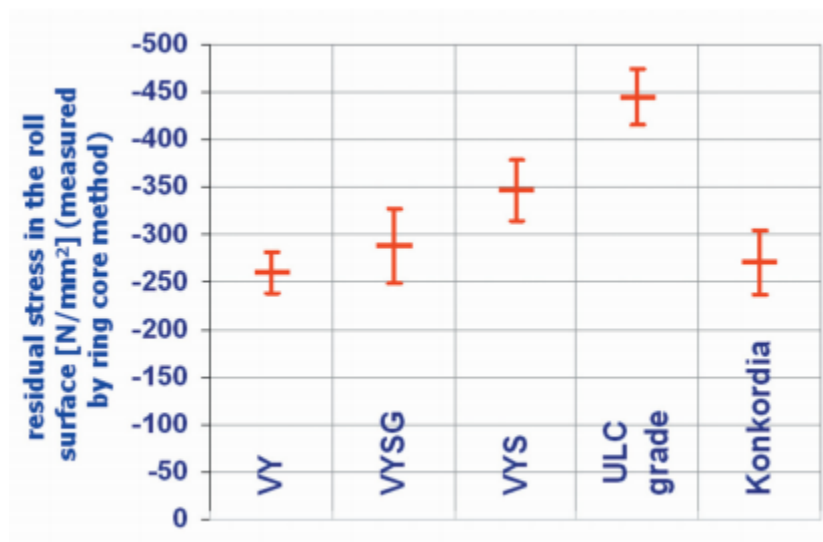
⁹ Autor této práce nezískal svolení k publikaci zmíněné studie, proto zde není uveden její zdroj.

[114]. Zienhenberger a Windhager v [114] definovali vztah pro bezpečnou tloušťku pracovní vrstvy v závislosti na hodnotě zbytkového napětí na povrchu.



Obr. 89 Definice kritické tloušťky pracovní vrstvy (shell thickness) jako funkce mezního tahového napětí jádra válce (červená linie na úrovni 150 MPa) pro různé hodnoty zbytkového napětí (450–200 MPa) [114].

Pro úplnost je nutné dodat, že současné metody měření zbytkových napětí vykazují rozptýl hodnot (viz Obr. 90), který, s přihlédnutím na vztahy uvedené na Obr. 89, dovolují stanovit bezpečnou tloušťku pracovní vrstvy s přesností $\pm 10\%$ i více. U pracovních válců se uplatní navíc pouze nedestruktivní metody měření zbytkových napětí, které mají značně omezeny potenciál hloubky, ve které jsou schopny měřit. Metody měření reziduálních napětí jsou rozebrány v příloze H.



Obr. 90 Střední hodnota zbytkových napětí s rozptylem měření pro různé materiály pracovních válců [114].

5.7.1 Vliv zbytkových napětí na stav napětí povrchové vrstvy pracovního válce

Pro posouzení vlivu zbytkových napětí na stav napětí v pracovní vrstvě pracovního válce je potřeba vyřešit dva základní problémy – distribuční pole zbytkových napětí a způsob jak toto pole zahrnout do výpočtu.

I když systém ANSYS obsahuje funkci pro počáteční zatížení¹⁰, multilineární materiálový model, který byl zvolen pro výpočty v MKP modelu z kapitoly 5, tuto funkci nepodporuje a neumožňuje přímo předepsat plastické napětí, popř. přetvoření. Řešením této situace je použít materiálový model, který je možno předepsat s počátečním napětím (ekvivalent zbytkového napětí). Takový model byl již prezentován v kapitole 4.3.1 a je taktéž diskutován v příloze B. Prostá superpozice není možná, viz příloha I, kde je taktéž diskutován vliv zbytkových napětí na stav napětí.

5.8 OPTIMALIZACE VÝPOČETNÍCH NÁROKŮ MODELU

Jeden ze základních požadavků na model, prezentovaný v této kapitole, je „optimalizovaný“. Pakliže chceme na základě studie stavu napětí v povrchové vrstvě pracovního válce vyvodit závěry s cílem optimalizovat proces válcování, je třeba simulovat široké spektrum konfigurací. Z toho plyne požadavek na „rozumný“ čas výpočtu jedné konfigurace. Je otázka, co lze považovat za „rozumný“ čas výpočtu. Autor práce si stanovil pravidlo, aby výpočet jedné konfigurace při spuštění na konci pracovního dne, byl hotov na začátku příštího pracovního dne.

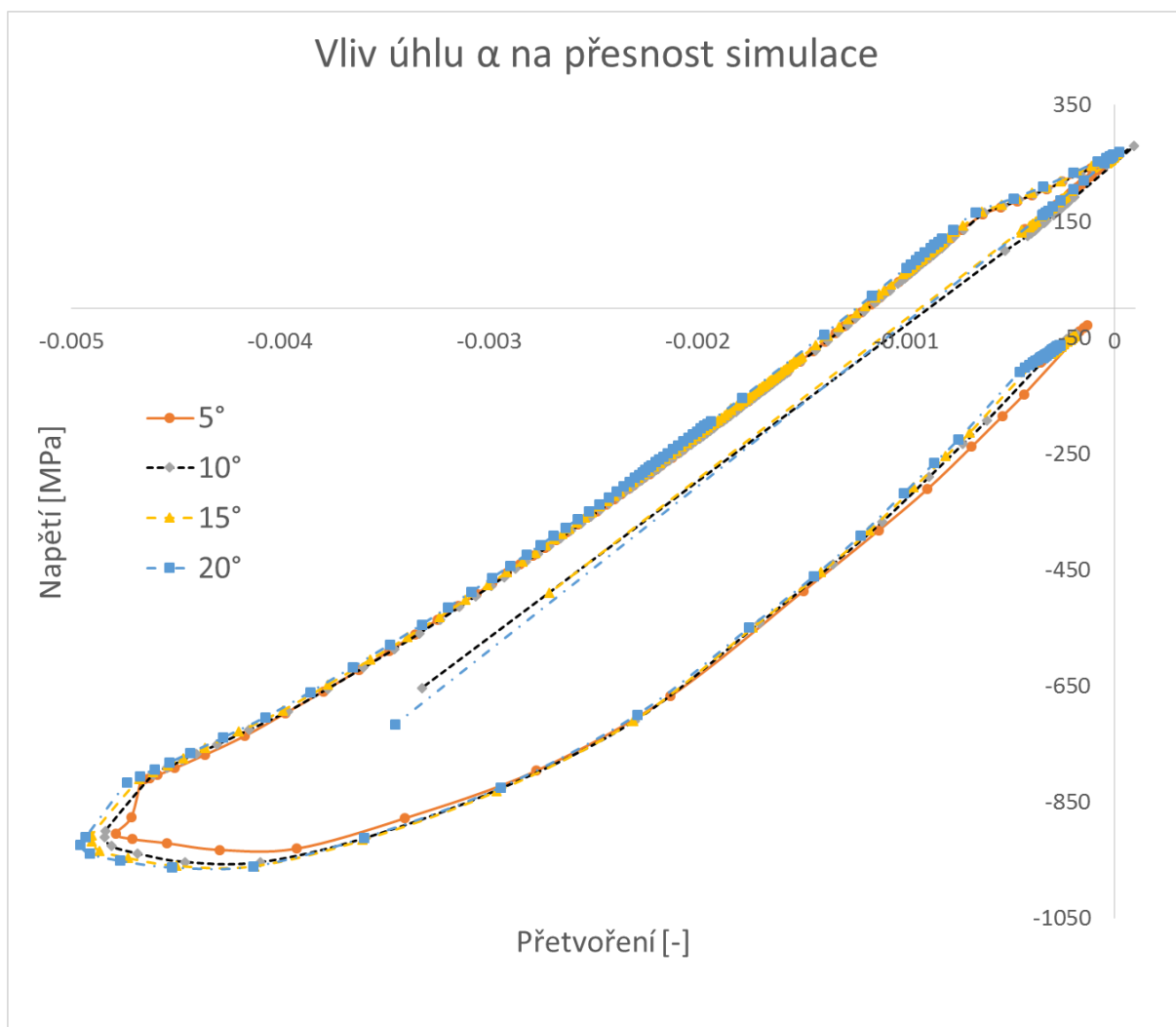
Pro úplnost lze dodat, že v této kapitole navržený model je vhodný k vytvoření „on-line“ systému, za předpokladu dostatečné výpočetní kapacity. Za předpokladu využití akcelerace s využitím grafických karet, je výpočetní kapacita současných PC dostačující. V dalších podkapitolách jsou rozebrány některé možné optimalizace výpočetního modelu.

5.8.1 Optimalizace geometrie

Proměnná, která nejvíce ovlivňuje celkový výpočetní čas, je centrální úhel modelu α . Čím je vyšší, tím rostou paměťové nároky na výpočetní stanici. Čím je nižší, tím více jsou zkresleny výsledky výpočtu. V horní a dolní rovině symetrie modelu, je teplotní i pevnostní analýze předepsána okrajová podmínka, která však neodpovídá skutečnosti. U teplotní analýzy se jedná o zamezení tepelného toku skrze tyto plochy, v pevnostní analýze je to zamezení posuvu v této rovině. Zanedbání tepelných toků v obvodovém směru, je postup, který je již v Laboratoři přenosu tepla a proudění ověřen a využíván, např. v software SimRoll [114].

V případě pevnostní analýzy je situace poněkud složitější. Okrajová podmínka zamezuje deformaci skrze horní a dolní roviny symetrie, kde ve skutečnosti deformace probíhají. V blízkosti horní a dolní roviny symetrie modelu vzniká pásmo zkreslení. Proto musí mít úhel MKP modelu α hodnotu odvozenou od záběrového úhlu. Podle požadovaných nároků, lze odvodit velikost úhlu α . Minimální doporučená velikost je 1,4 násobek úhlu záběru, hodnoty nad 2,2 násobek úhlu α nemají pozorovatelné dopady na přesnost, viz následující obrázek.

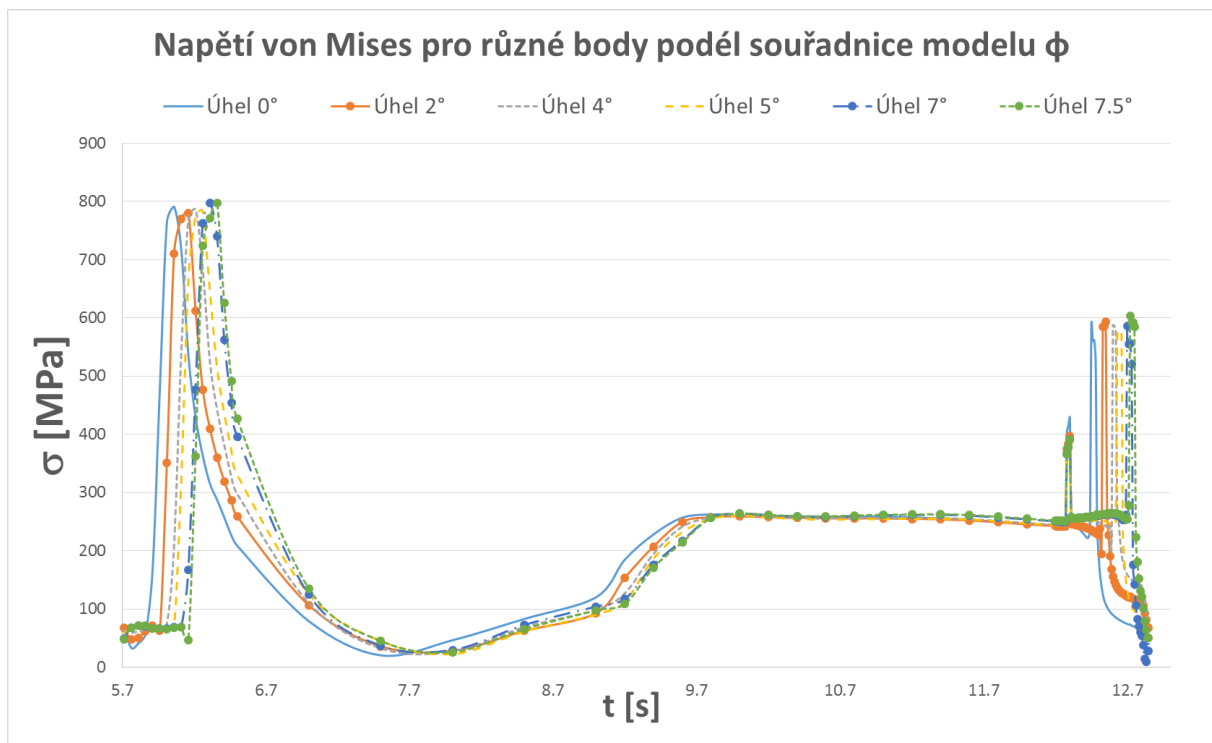
¹⁰ Jedná se o funkci INISTATE.



Obr. 91 Vliv centrálního úhlu modelu α na přesnost výsledků. Stejná úloha byla vypočtena s různými centrálními úhly (5° , 10° , 15° , 20°). Záběhový úhel činil 5° .

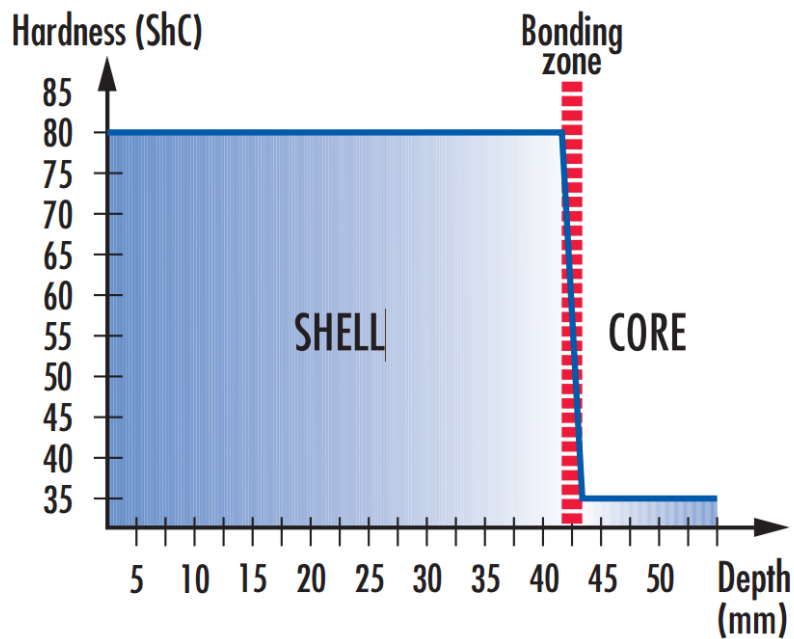
Tabulka 27 – Normované chyby konfigurací vůči modelu s $\alpha = 20^\circ$

Nominální hodnota přetvoření	Chyba $\alpha = 5^\circ$	Chyba $\alpha = 10^\circ$	Chyba $\alpha = 15^\circ$
-0.00005	-36%	-19%	-8%
-0.00010	-9%	-4%	-2%
-0.00015	-2%	-1%	-1%
-0.00020	-2%	-1%	-1%
-0.00025	0%	-1%	-1%
-0.00030	-1%	0%	0%
-0.00035	-1%	-2%	0%
-0.00040	-3%	0%	0%



Obr. 92 Průběh ekvivalentního napětí von Mises z několika bodů na povrchu MKP modelu s různou souřadnicí ϕ . Časový průběh je posunutý vlivem různé souřadnice ϕ , charakter však zůstává zachován, vyjma hodnot z bodů úhlu $\phi = 7^\circ$ a $7,5^\circ$, které se nacházejí v oblasti zkreslení díky okrajové podmínce.

Další možností, jak model zjednodušit, je nesimulovat celý jeho průřez, jako např. v [50] nebo v [65], ale pouze jeho pracovní vrstvu. Vyhnete se tak problémům s degradací konečněprvkové sítě u středu válce a nemusíme tak znát materiálové vlastnosti jádra válce. Výrobci válců garantují homogenní vlastnosti materiálu po hloubce pracovní vrstvy, viz Obr. 93.

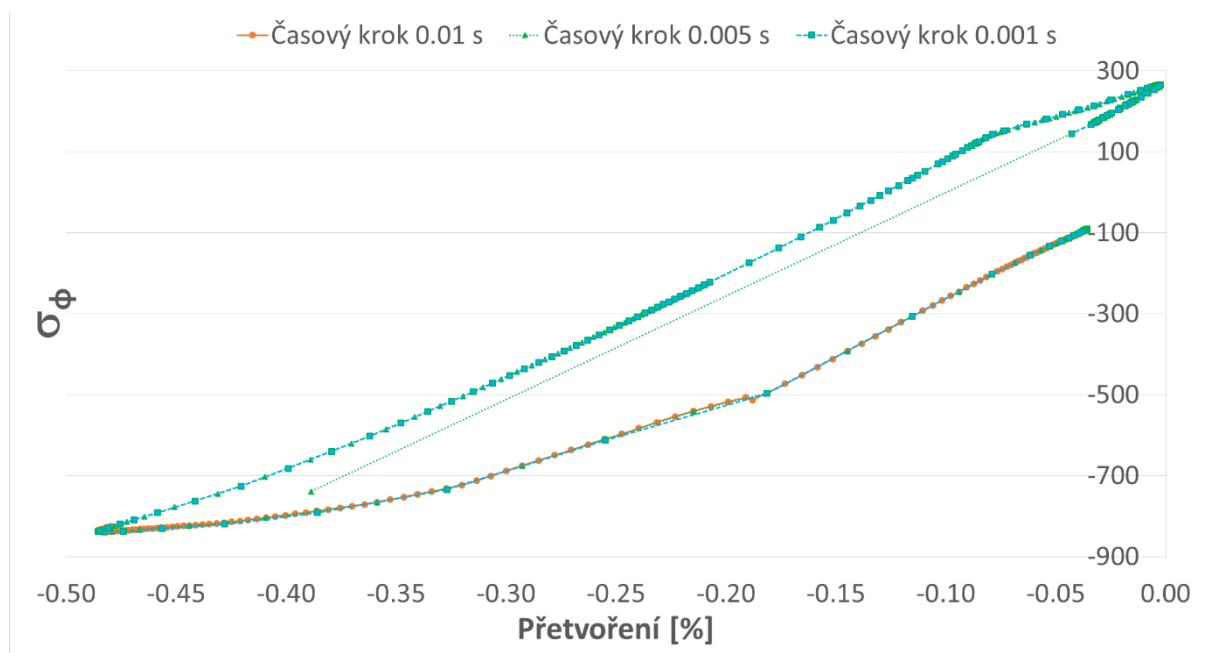


Obr. 93 Homogenní tvrdost povrchové vrstvy pracovního válce [103]. Velice podobné informace lze též nalézt v [81].

Můžeme tedy použít pouze jeden materiálový model na celý MKP model. Pokud simulujeme malý počet otáček, zkrácení teplotního pole vlivem předepsání nulového tepelného toku na zadní stěnu MKP modelu můžeme zanedbat vzhledem k omezené teplotní penetraci do modelu.

5.8.2 Optimalizace časového kroku

V příloze C je popsán algoritmus výpočtu časově závislých okrajových podmínek. Minimální smysluplný krok lze stanovit na základě dělení sítě (zvolený počet prvků na stupeň) tak, aby byla zachycena plynulá změna okrajových podmínek. Ovládací program tento krok vypočítává automaticky. Uživateli je dána možnost zadat maximální časový krok, který bude použit pro výpočet v systému ANSYS.



Obr. 94 Vliv časového kroku na tvar hysterezní smyčky. Pro zachycení tvaru stačí časový krok i o řád nižší, než je vzorkovací frekvence vstupních dat. Data na obrázku pocházejí z experimentu se vzorkovací frekvencí 280 Hz, tvar křivky lze zachytit i s frekvencí 100 Hz.

5.9 MINIMÁLNÍ NÁROKY NA VÝPOČETNÍ KAPACITU

Se současnou úrovní optimalizace výpočtu, jsou výpočetní nároky následující:

Tabulka 28 – Minimální požadavky na výpočetní kapacitu

Operační paměť	Volná kapacita pevného disku	Stránkovací soubor Windows	Výkon CPU
8 GB	200 GB	8 GB a více	40 Gflops a vyšší

Velikost operační paměti je determinována centrálním úhlem modelu α , pro hodnoty nad 15° nestačí běžná operační paměť o velikosti 8 GB. Systém ANSYS je nucen stránkovat na disk a výpočet se protáhne z řádu hodin na řád dnů. Pro větší úhel než 20° výpočet havaruje na nedostatku operační paměti. Velké nároky na diskovou kapacitu jsou dány ukládáním *.LDHI souboru, kam si systém ANSYS ukládá stav analýzy a okrajové podmínky při cyklické výpočetní smyčce pevnostní analýzy.

Roli zde hraje i počet kroků v jedné výpočetní smyčce pevnostní analýzy. Pokud je počet kroků příliš vysoký, systém ANSYS akumuluje data v operační paměti, což opět vede ke stránkování. Citelně lepší programátorský přístup je rozdělení smyček se stejným krokem, které na první pohled působí nelogicky, ale dovolují lépe pracovat se systémovými zdroji.

6 PŘÍPADOVÉ STUDIE

Tato kapitola popisuje tři případové studie. U dvou z nich je využit navržený model z kapitoly 5. První studie si primárně klade za cíl stanovit podíl zatěžujících činitelů na stav napětí. Druhá studie popisuje stav napětí při havárii chlazení. Třetí studie využívá numerického modelování v programu SimRoll pro studii prostorové konfigurace chlazení. U každé podkapitoly je simulace popsána a je uveden zdroj použitých dat.

Všechny simulace jsou provedeny s těmito předpoklady:

- Pracovní vrstva pracovního válce má plnou hloubku – válec je nový.
- Všechny simulace mají stejné okrajové podmínky, vyjma zatížení.
- Všechny simulace sdílejí stejný materiálový model, prezentovaný na Obr. 74.
- Zadní stěna MKP modelu je totožná se střední rovinou válce.

Výsledky těchto studií jsou uvedeny v samostatné kapitole 7.

6.1 PODÍL ZATĚŽUJÍCÍCH ČINITELŮ

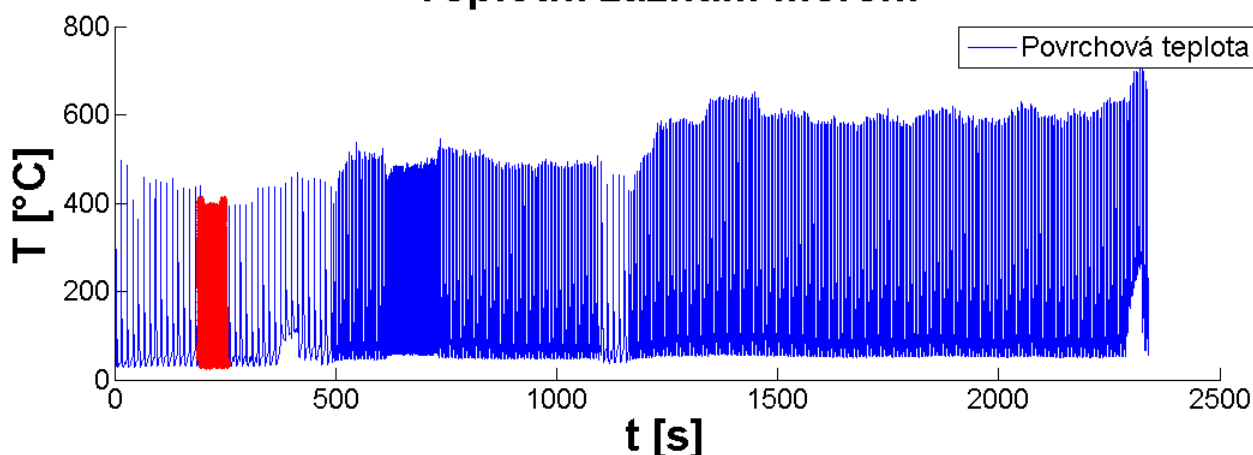
V této studii se rozeberou vnější vlivy na stav napětí v povrchové vrstvě pracovního válce. Simulační plán analýz je vystavěn tak, že vnější činitelé se přidávají postupně. První simulace zahrnuje pouze tepelné namáhání, dále je přidáno normálové zatížení vznikající ve válcovací mezeře, dále smykové zatížení a kontakt s opěrným válcem. Tato studie má primárně 3 cíle:

- Výsledky z těchto simulací rozklíčují, jak se jednotlivé vlivy podílejí na celkovém stavu napětí a zda se vyplatí s nimi počítat pro optimalizační simulace.
- Přinesou informace o stavu napětí při použití reálných dat a teplotně závislého materiálového modelu. Tyto informace zatím v odborné literatuře chybí.
- Přinést nový pohled na stav napětí v povrchové vrstvě pracovního válce a prohloubit naše znalosti.

6.1.1 Teplotní namáhání

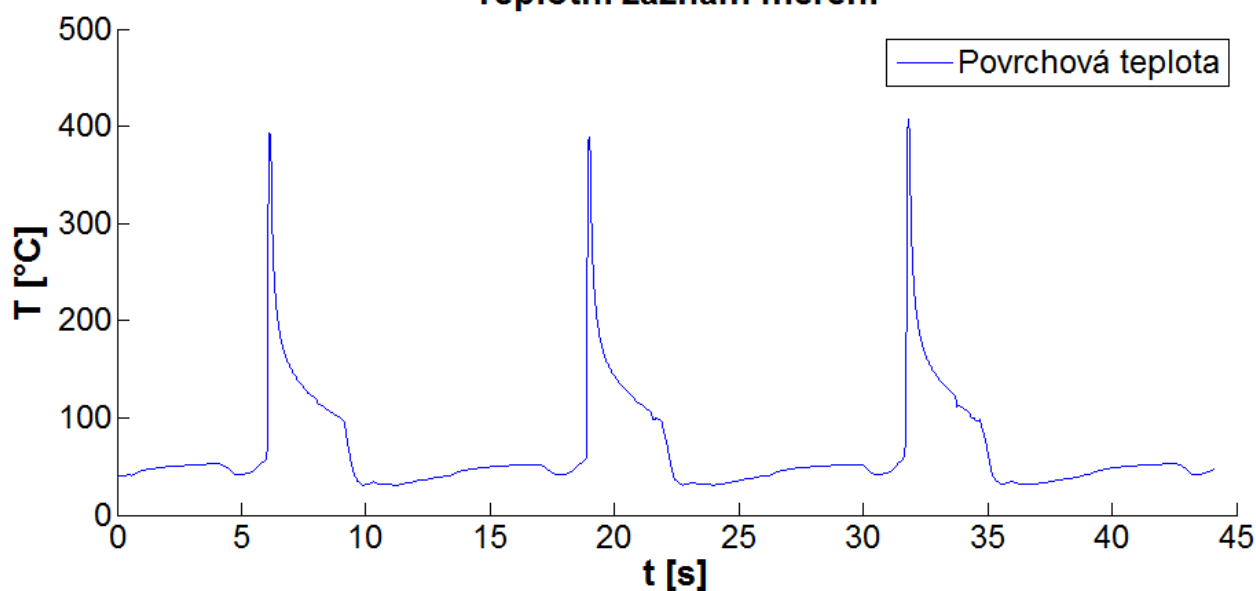
K teplotnímu namáhání, tj. předepsaný průběh povrchové teploty (viz příloha B) je využito experimentálního měření ze společného projektu Laboratoře přenosu tepla a proudění a belgického výzkumného centra CRM [203]. Toto měření proběhlo v roce 2009 a bylo primárně určeno k výzkumu chlazení. Teplotní záznam byl vyhotoven pomocí podpovrchového senzoru zabudovaného přímo ve válci. Teplota povrchu byla dopočtena pomocí inverzní úlohy. Detaily o tomto měření a jeho vyhodnocení lze dohledat v [204]. Výchozí teplotní pole bylo uniformní a rovno 40 °C.

Teplotní záznam měření



Obr. 95 Záznam teploty z celého měření [204]. Červeně je naznačena oblast, která slouží jako okrajová podmínka pro teplotní analýzu.

Teplotní záznam měření



Obr. 96 Detailní pohled na záznam teploty, která byla použita jako okrajová podmínka. Originální čas měření je posunut k nule.

6.1.2 Ostatní zatížení

K teplotnímu zatížení popsanému v kapitole 6.1.1, je dále přidáno externí zatížení – normálové a smykové napětí ve válcovací mezeře. K jejich stanovení byl využit navržený distribuční model z kapitol 5.4 a 5.5. Zbytková napětí nebyla uvažována. Testovací válcovací stolice v CRM není vybavena opěrným válcem. I přesto byl kontaktní tlak aplikován. Maximální kontaktní tlak opěrného a pracovního válce byl vyčíslen na 903 MPa a byl vypočten dle Hertzovy teorie. Při jeho stanovení autor práce vycházel z hodnot obvyklých pro válcovací stolice.

Tabulka 29 – Nastavení parametrů distribučního modelu napětí ve válcovací mezeře a kontaktu s opěrným válcem

h_0, h_1 [mm]	δ_0, δ_1 [-]	ϑ_0, ϑ_1 [-]	E_1, E_2 [GPa]	ν_1, ν_2 [-]	R_1, R_2 [mm]	k [MPa]
15/12,6	0,01/0,015	0,5/0,4	210/210	0,3/0,3	408/850	35

6.2 HAVARIJNÍ STAV

Od provozovatelů válcoven můžeme často slyšet názor, že prostor pro další zvyšování doby, po kterou může být pracovní válec osazen ve válcovací stolici a jeho celkové životnosti, je již vyčerpán. Tato doba byla dostatečně zvýšena po nasazení pracovních válců z rychlořezné oceli, resp. oceli/litiny s vysokým obsahem chromu. To, co však narušuje rovnováhu mezi množstvím vyválcovaného materiálu a cenou pracovního válce, je havarijní stav.

V praxi může nastat situace, kdy dojde k vypnutí či havárii chlazení. Důvody mohou být nedbalost obsluhy válcovací stolice, problémy s filtrací vody či technická závada. Tento případ nenastává často, z pohledu degradace povrchu pracovního válce je však nad míru zajímavý.

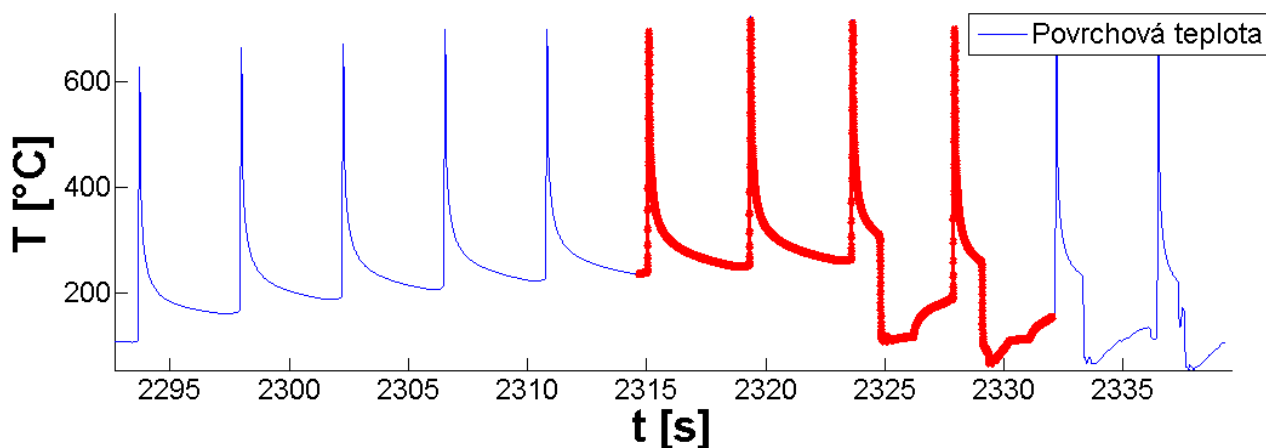
V této kapitole bude zkoumán stav napětí ve speciálním případě – tepelného šoku při havárii chlazení. Naměřená data z belgického CRM ukazují, že výpadek chlazení není pro pracovní válec přímo „smrtící“. Dochází pouze ke krátkodobému přehřívání válce. Problém však může vyvstat ve chvíli, kdy obsluha zapne chlazení. Povrchová vrstva pracovního válce vystavená zvýšenému tepelnému šoku může způsobit masivní trhliny v celé pracovní vrstvě válce (spalling), čímž je válec nenávratně zničen.

6.2.1 Teplotní zatížení

Teplotní zatížení je dáno záznamem podpovrchové teploty pracovního válce a vychází ze stejného experimentálního měření popsaného v kapitole 6.1.1, viz Obr. 97. Aplikovaný teplotní záznam odpovídá situaci, kdy je chladicí systém odstaven a posléze opět spuštěn. Teplota povrchu válce je zvýšena vysoko nad běžnou pracovní teplotu a povrch je poté vystaven teplotnímu šoku při opětovném spuštění chlazení.

Výchozí teplotní pole bylo zvoleno jako homogenní a rovno 75 °C.

Teplotní záznam měření



Obr. 97 Záznam experimentálního měření, která byla aplikována jako okrajová podmínka v teplotní analýze. Teplota byla opět měřena podpovrchovým senzorem a dopočtena inverzní úlohou. Červeně je vyznačena část, která byla podrobena i teplotní analýze.

6.2.2 Ostatní zatížení

Normálové a smykové zatížení nebylo součástí měření a bylo stanoveno na základě dostupných informací z měření a navrženého distribučního modelu. Zatížení od opěrného válce není uvažováno, díky nedostatku informací. Zbytková napětí nebyla uvažována.

Tabulka 30 – Nastavení parametrů distribučního modelu napětí ve válcovací mezeře a kontaktu s opěrným válcem

h_0, h_1 [mm]	δ_0, δ_1 [-]	ϑ_0, ϑ_1 [-]	k [MPa]
15/12,6	0,01/0,015	0,5/0,4	35

6.3 VLIV POLOHY CHLADÍCÍCH KOLEKTORŮ

Z literární rešerše a dostupných analytických i numerických modelů vyplývá obecný názor, že chlazení je tím účinnější, čím je povrch rychleji zchlazen. Problém spočívá v tepelném šoku, který je tím větší, čím je povrch rychleji zchlazen. Vystává tedy otázka, co je lepší? Chladit dříve a způsobovat tak větší tepelné šoky nebo později, kdy však více tepla přechází do válce.

Na vstupní straně vystává obdobná otázka. Chladicí kolektory se mohou objevovat v místech těsně u opěrného válce, popř. těsně u vstupu provalku do válcovací mezery. Poloha u opěrného válce skýtá výhody v podobě delšího času, po který může chladicí médium na povrchu válce působit. Voda je unášena směrem rotace a stéká po povrchu válce. Naopak chlazení u vstupu provalku podchlazuje povrch pracovního válce, který tak nedosahuje vysokých teplotních špiček.

Tyto otázky se snaží zodpovědět simulace popsané v této kapitole. Pro vstupní i výstupní stranu byly zvoleny dvě prostorové konfigurace, které charakterizují nejčastější prostorové uspořádání ve válcovnách.

Pro simulace byla vybrána změřená válcovací kampaň z Třineckých železáren, která byla měřena v roce 2009. V tomto měření byly zaznamenány počty bram, průchozí časy a byla známa chladicí konfigurace válcovacích stolic. Tyto informace byly zpracovány v programu SimRoll [115], který vypočítá časový průběh teploty válce ze zadaných okrajových podmínek. Tento program spočte pouze teplotní pole a využívá zjednodušujícího principu rotační rovinné desky, která simuluje teplotní pole v celém objemu válce, přičemž zanedbává tepelné toky v obvodovém směru pracovního válce¹¹. Tento předpoklad – zanedbatelných tepelných toků v obvodovém směru, byl již v Laboratoři přenosu tepla a proudění ověřen a je považován za opodstatněný.

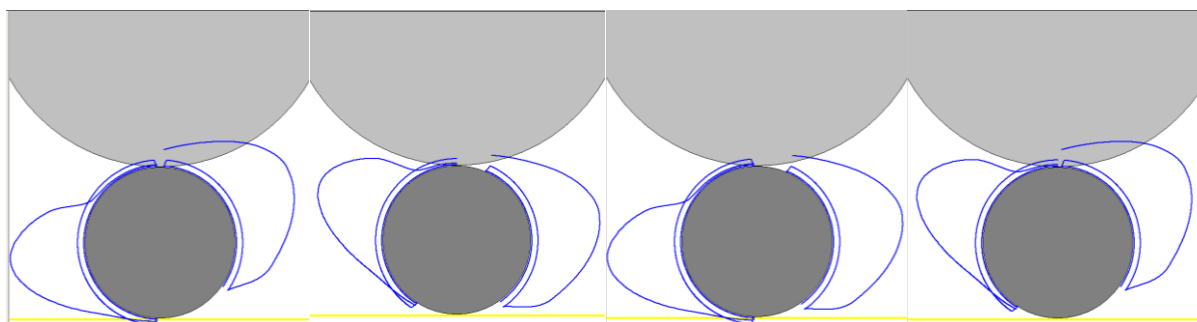
Simulovány byly celkově 4 konfigurace, 2 obvyklé polohy na vstupní, resp. výstupní straně válcovací mezery. Intenzita chlazení byla pro všechny konfigurace zachována, pouze se měnila jejich souřadnice φ , viz Obr. 67 a Obr. 98.

Tabulka 31 – Konfigurace chlazení

Číslo konfigurace	Poloha chladícího kolektoru na výstupní straně	Poloha chladícího kolektoru na vstupní straně
1	90°	270°
2	70°	240°
3	70°	270°
4	90°	240°

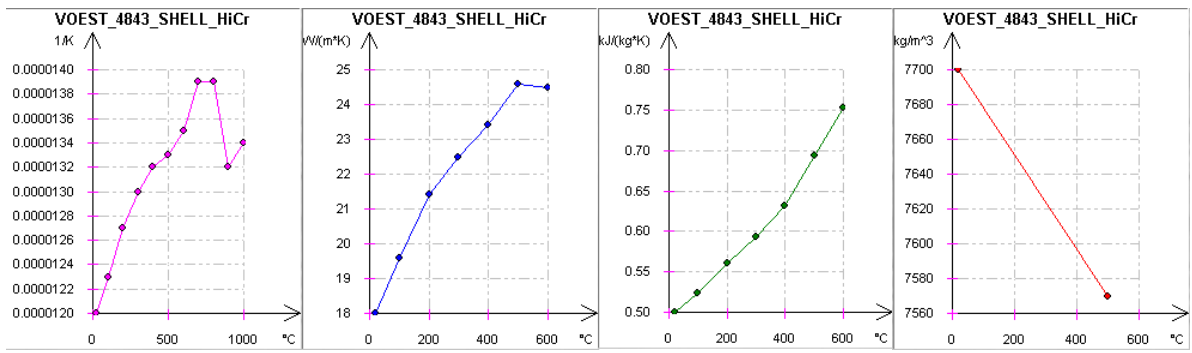
Tabulka 32 – Nastavení simulací pro posouzení vlivu polohy chladícího kolektoru

Průměr válce (pracovní/opěrný) [mm]	Tepelný kontakt mezi provalkem a pracovním válcem [$W \cdot K^{-1} \cdot m^{-2}$]	Intenzita chlazení na výstupní straně [$W \cdot K^{-1} \cdot m^{-2}$]	Intenzita chlazení na vstupní straně [$W \cdot K^{-1} \cdot m^{-2}$]
654/1500	30 000	11 000	11 500



Obr. 98 Nákresy chladících konfigurací. Zleva doprava: Konfigurace 1, 2, 3, 4.

¹¹ Stejný zjednodušující princip, jako je využit při návrhu modelu z kapitoly 5



Obr. 99 Fyzikální vlastnosti pracovního válce použití při výpočtu v programu SimRoll.

7 VÝSLEDKY A HODNOCENÍ PŘÍPADOVÝCH STUDIÍ

V této kapitole jsou uvedeny výsledky z případových studií kapitoly 6. Pro vyhodnocení jsou využity dvě hlavní metody – klasické hysterezní smyčky, kde je vynesena závislost napětí σ na celkovém přetvoření ε_{celk} a dále pak 3D grafy, které jsou blíže popsány v dalším textu práce.

Značení bodů je provedeno podle metodiky, která je uvedena v příloze D, viz Obr. 153. Následující tabulka obsahuje seznam prezentovaných veličin, jednotek a označení.

Tabulka 33 – Seznam prezentovaných veličin, včetně jednotek a použitého značení

Název veličiny	Jednotka	Označení veličiny
Čas	[s]	t
První hlavní napětí	[MPa]	σ_1
Druhé hlavní napětí	[MPa]	σ_2
Třetí hlavní napětí	[MPa]	σ_3
Redukované napětí dle von Mises	[MPa]	σ_{vM}
Obvodové napětí	[MPa]	σ_φ
Plastické přetvoření v obvodovém směru	[%]	ε_{pl}
Celkové přetvoření v obvodovém směru	[%]	e_{celk}

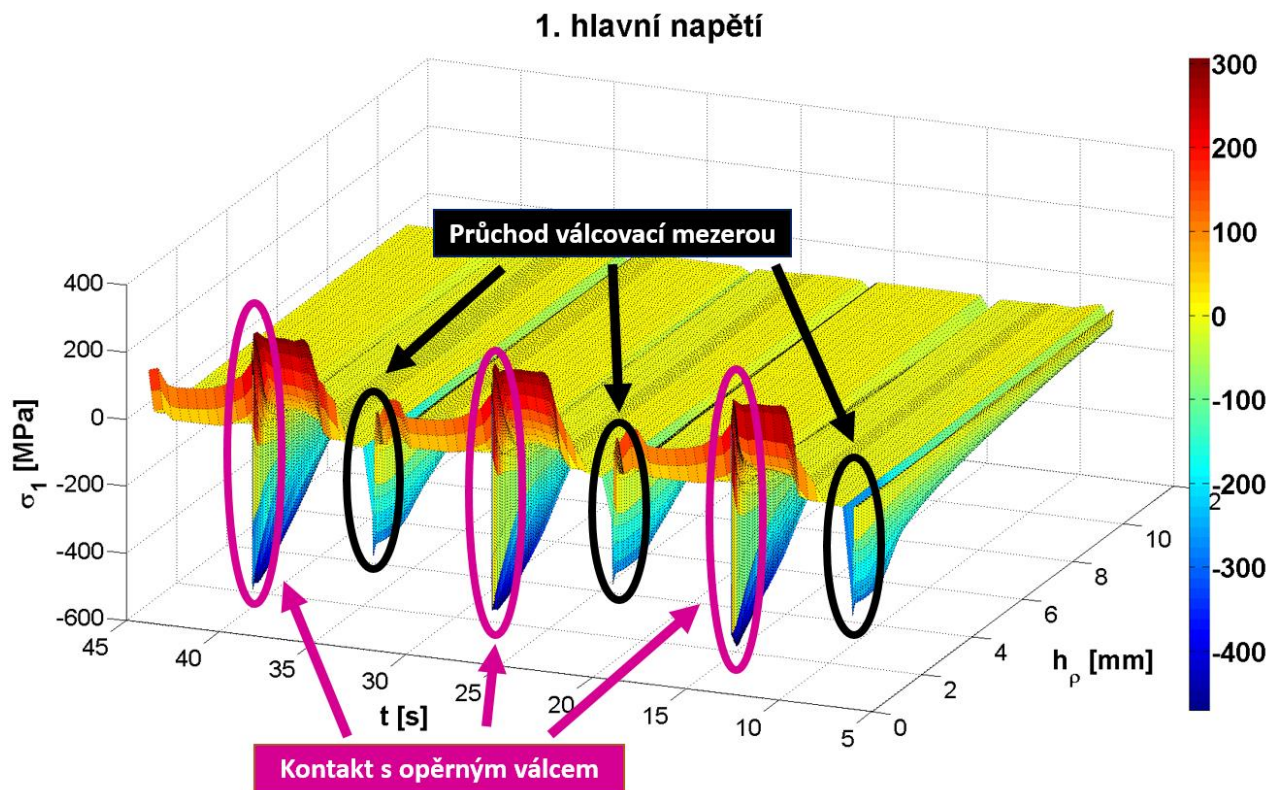
Kapitoly 7.1 a 7.2 obsahují 3D grafy hlavních napětí, ekvivalentního a obvodového napětí, celkového a plastického přetvoření jako závislosti času t na vzdálenosti od povrchu h_ρ . Jejich cílem je zachycení cyklického chování v průběhu několika otáček pracovního válce, penetrace napětí, popř. přetvoření do hloubky a celková názornost výsledků.

Ona názornost může být pro nezasvěceného čtenáře obtížná, čehož si je autor práce vědom. Pro lepší orientaci slouží Obr. 100 až Obr. 106, na kterých jsou označeny jednotlivé fáze otáčky pracovního válce. Klíčem k pochopení těchto grafů je jejich struktura. Grafy jsou vytvořeny v systému MATLAB, který generuje 3D objekty (grafy), které mají dvě osy stále stejné – nezávislá veličina čas t a nezávislá veličina vzdálenost od povrchu h_ρ . Třetí osa je variabilní podle prezentované veličiny.

Prezentované 3D grafy (objekty) se mohou natáčet do různých pohledů a to jak ortogonálních, tak izometrických. Všechny obrázky, které využívají 3D grafů se skládají ze tří ortogonálních pohledů a jednoho izometrického. V ortogonálních pohledech je potlačena viditelnost jedné z nezávislých veličin (buď čas t nebo vzdálenost od povrchu h_ρ). Izometrický pohled dokresluje představu o prostorovém znázornění veličiny. Místy se může použít úhel natočení izometrického pohledu lišit pro lepší představu.

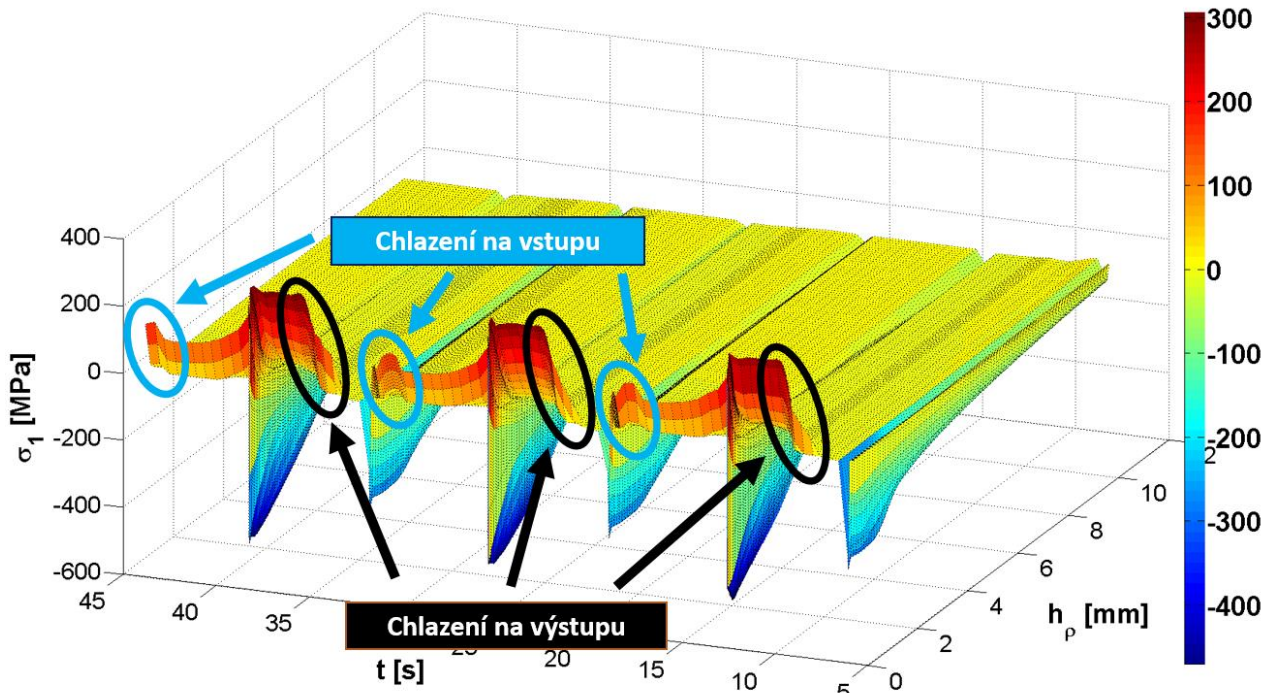
Každý 3D graf v kapitole 7.1 (první případová studie – podíl zatěžujících činitelů) zobrazuje 3 otáčky pracovního válce, proto lze na nich vysledovat tři periodické výkyvy veličiny, viz Obr. 100 až Obr. 104. Každý 3D graf z kapitoly 7.2 (druhá případová studie – havarijní stav) zobrazuje 4,5 otáčky pracovního válce, proto lze vysledovat až pět periodických výkyvů zobrazované veličiny, viz Obr. 105.

V rámci zkrácení rozsahu práce, nejsou u první případové studie uvedeny 3D grafy u všech jednotlivých podkapitol, pouze u finální konfigurace, kde jsou zahrnuti všichni činitelé. Zbylé 3D grafy lze nalézt v příloze J.



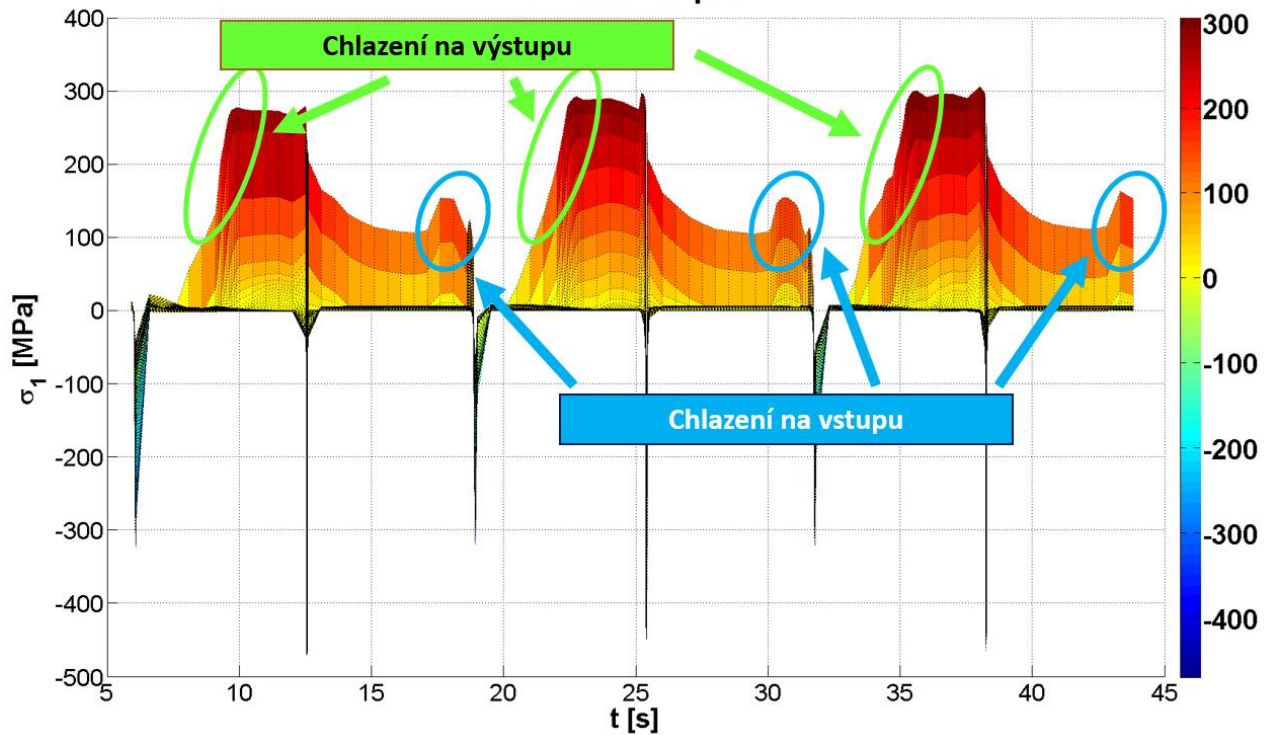
Obr. 100 Izometrický pohled na první hlavní napětí. Na obrázku jsou periodické průchody válcovací mezerou (černá barva) a kontakt s opěrným válcem (fialová barva). Pro jejich rozlišení je důležité si uvědomit orientaci a směr souřadnic. Čas narůstá zprava doleva (a je ořezán na začátek v čase 5 vteřin), přičemž všechny grafy jsou ořezány tak, že první nastává vždy průchod válcovací mezerou.

1. hlavní napětí

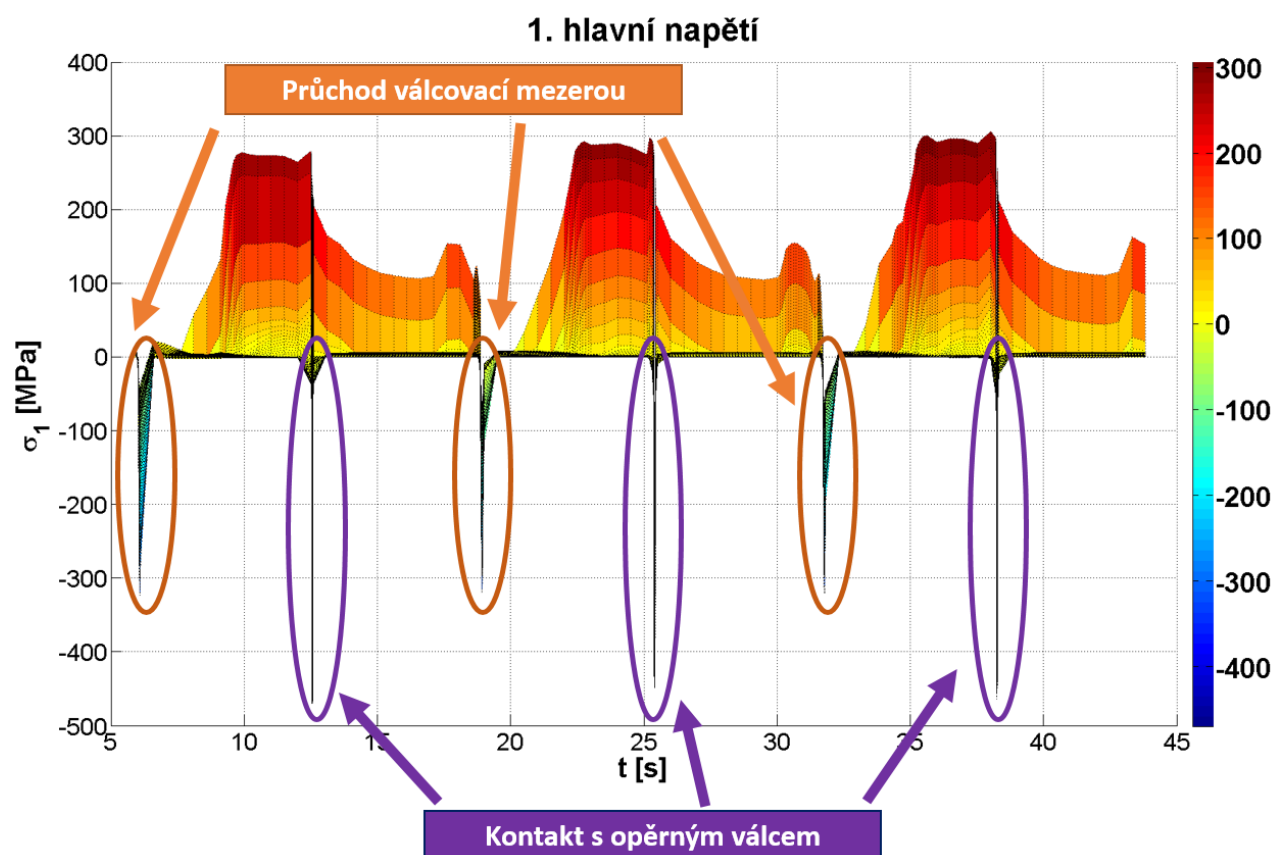


Obr. 101 Izometrický pohled na první hlavní napětí, které je identický s předchozím obrázkem. Na obrázku jsou zaznačeny periodické změny napětí, které jsou způsobené chlazením na výstupu (černá), resp. vstupu (azurová).

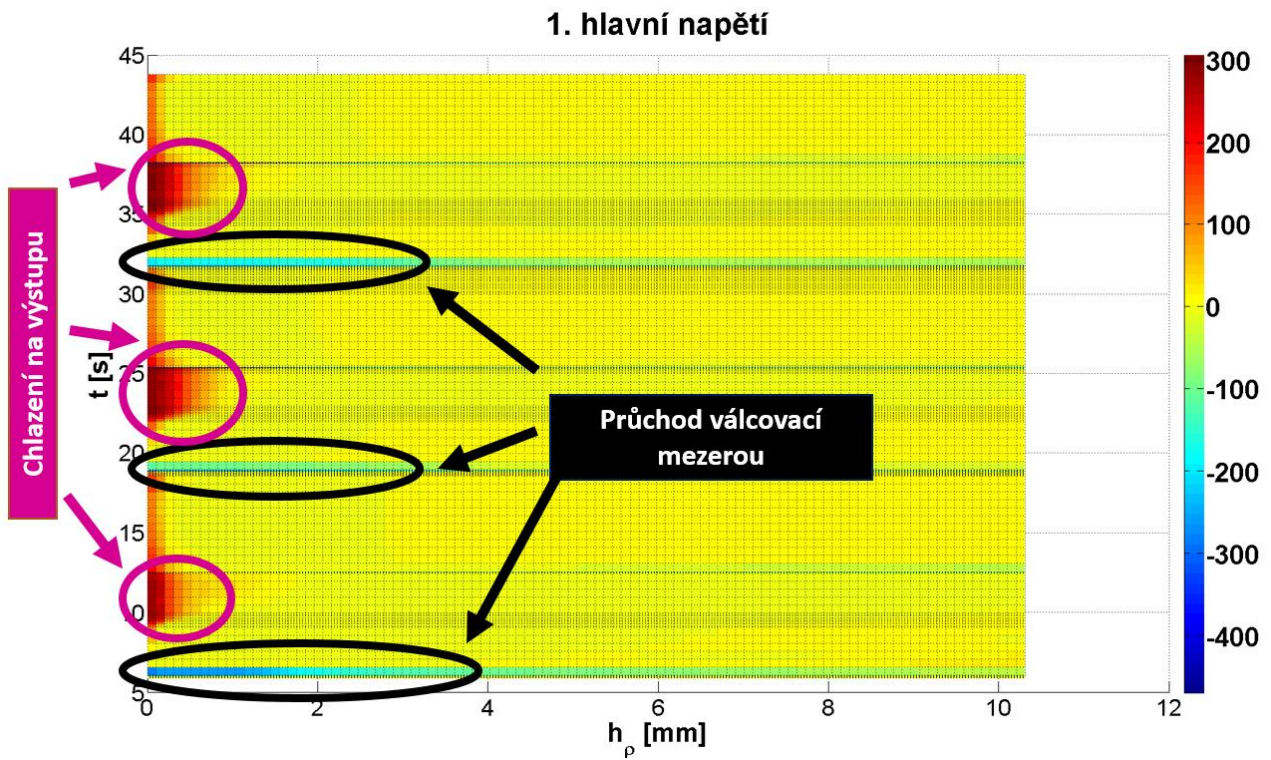
1. hlavní napětí



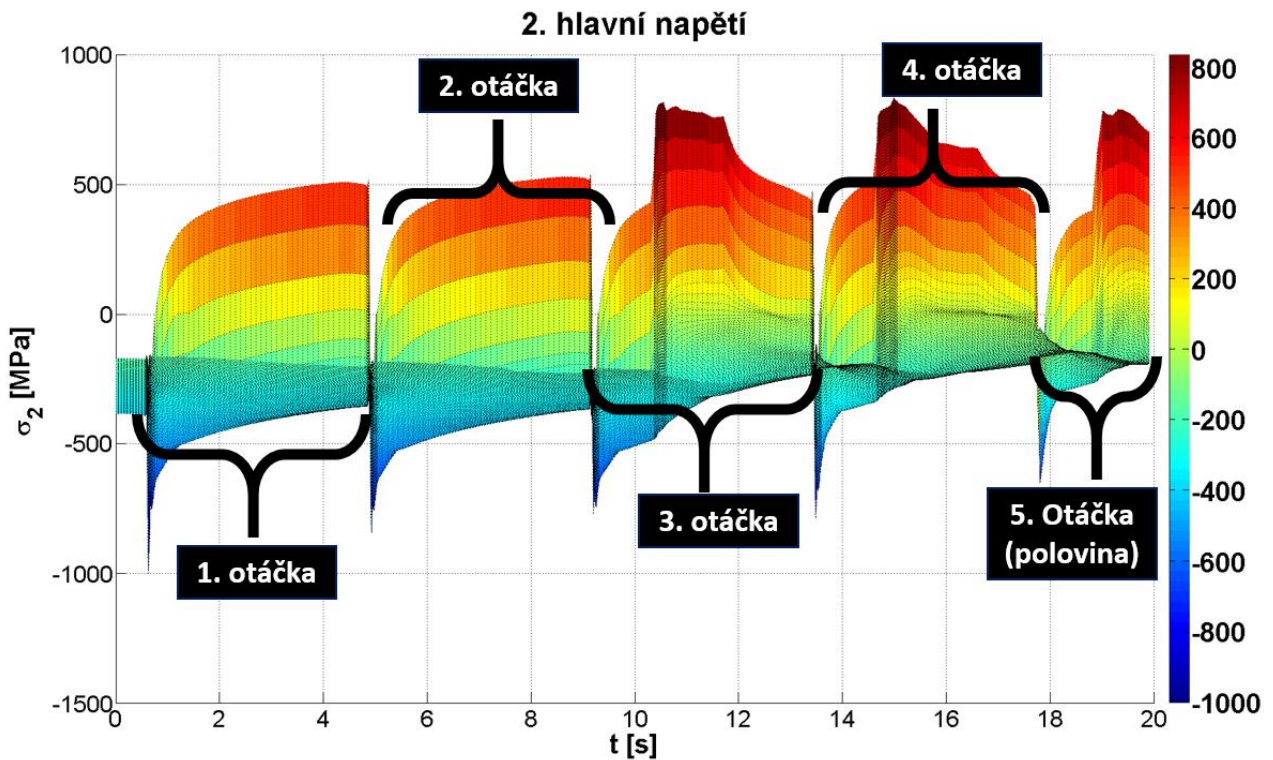
Obr. 102 Ortogonální pohled na 3D graf prvního hlavního napětí, ve kterém je potlačena viditelnost závislosti napětí na vzdálenosti od povrchu h_p a je pouze znázorněn vývin napětí v čase t , který vzrůstá zleva doprava. Opět jsou zaznačeny periodické výkyvy napětí, které jsou způsobeny průchody chladicími sekcemi.



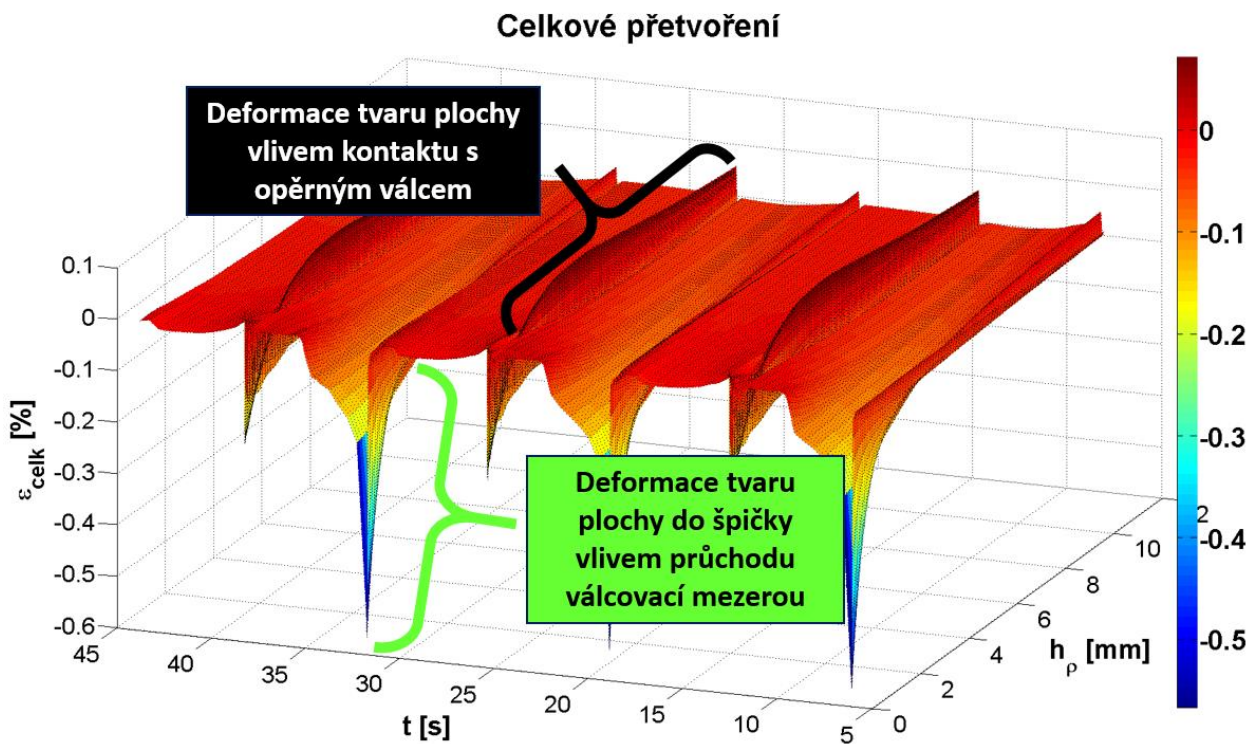
Obr. 103 Ortogonální pohled prvního hlavního napětí, který je identický s předchozím obrázkem. Opět jsou zaznačeny prudké periodické výkyvy napětí, které jsou způsobeny průchodem povrchu válcovací mezerou (oranžová) a kontaktem s opěrným válcem (fialová). Čas roste zleva doprava, přičemž je ořezán tak, aby byl výkyv způsobený průchodem válcovací mezerou vždy zobrazen jako první. Toto pravidlo platí pro všechny 3D grafy.



Obr. 104 Ortogonální pohled na první hlavní napětí, ve kterém je potlačeno zobrazení samotného napětí, tj. jeho číselné stupnice, a je pouze barevně znázorněna jeho intenzita v průběhu času t a vzdálenosti od povrchu h_p . V obrázku jsou zaznačeny průchody válcovací mezerou (fialová barva) a chlazení na výstupu (černá barva). V tomto pohledu je dobře patrná penetrace napětí do hloubky pracovní vrstvy válce v průběhu času (červená, resp. modrá označená oblast na obrázku).



Obr. 105 Ortogonální pohled na druhé hlavní napětí druhé případové studie, ve kterém jsou naznačeny jednotlivé otáčky pracovního válce. Opět je potlačena viditelnost závislosti napětí na vzdálenosti od povrchu h_p a je pouze znázorněn vývin napětí v čase t , který vzrůstá zleva doprava.



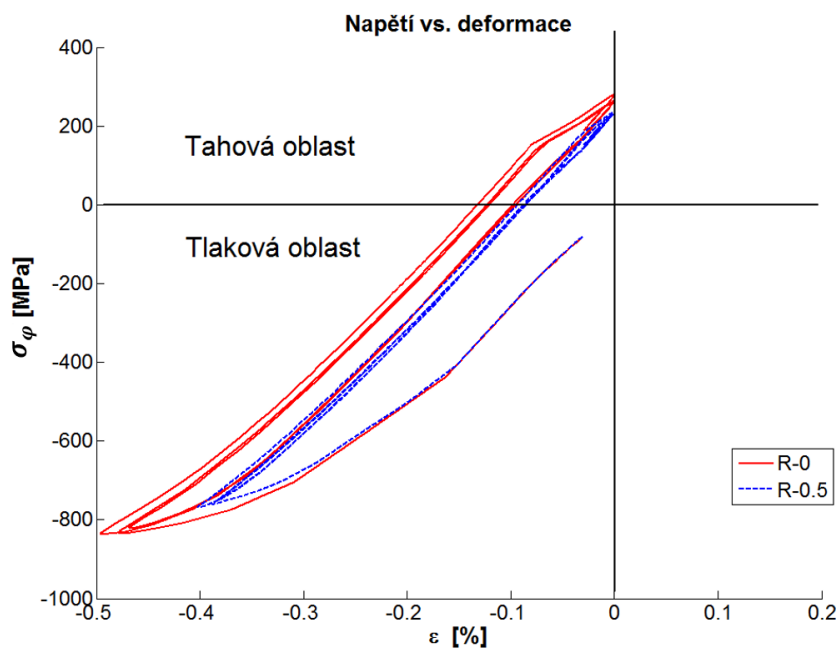
Obr. 106 Izometrický pohled na celkové přetvoření. Na obrázku jsou zaznačeny deformace tvaru plochy přetvoření díky průchodu povrchu pracovní vrstvy válcovací mezerou (zelená barva) a kontaktu s opěrným válcem (černá barva).

7.1 PODÍL ZATĚŽUJÍCÍCH ČINITELŮ

V této studii je hodnocen podíl jednotlivých zatěžujících činitelů z hlediska celkového stavu napětí. Nejprve je zachyceno tepelné namáhání, poté je přidáno normálové a smykové zatížení, kontakt s opěrným válcem a poslední podkapitola obsahuje srovnání všech hysterezních smyček. Celkově byly simulovány 3 otáčky pracovního válce, viz Obr. 96. Do 2D grafů jsou vynášeny závislosti 2 bodů - povrchového a v hloubce 0,5 mm, viz Tabulka 36.

7.1.1 Teplotní namáhání

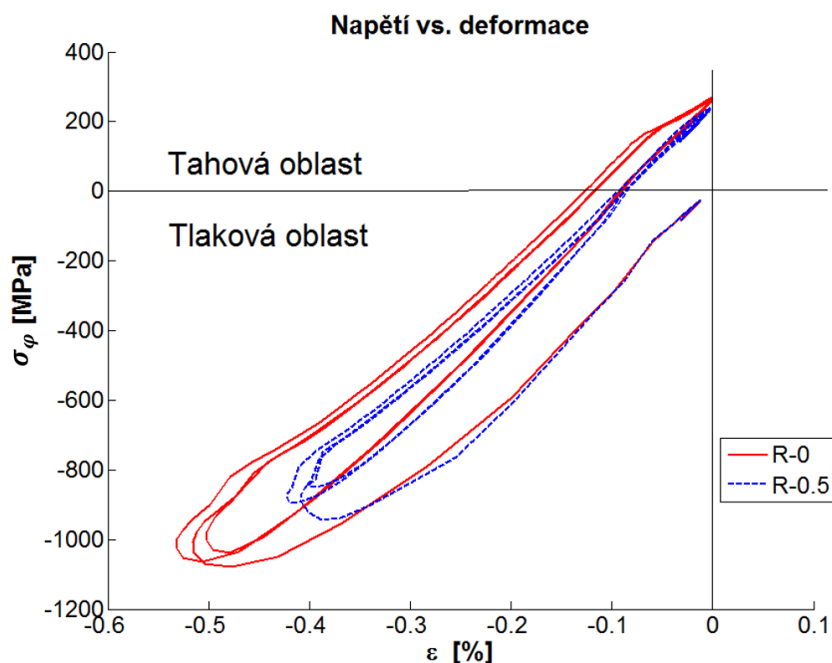
Při zobrazení obvodového napětí jako funkce deformace v podobě hysterezní smyčky, viz Obr. 107, lze vidět, že převážná část namáhání vzniká v tlakové oblasti. Při první otáčce dochází k prvotnímu, zvýšenému vzniku plastického přetvoření. Při druhé a každé další otáčce už nedochází k tak vysokým přírůstkům plastického přetvoření, protože jeho tvorba je dána pouze teplotou, která se zvyšuje velice mírně, viz kapitola 4.2.1. Dochází tak ke kumulaci průměru napjatostně-deformační křivky, tj. k jejich zhuštění. Ostrý zlom v průběhu tlakového napětí je způsoben výstupem povrchu z válcovací mezerou a prudkým propadem teploty. Při samovolném zchlazení povrchu vedením tepla do jádra válce napětí lineárně klesá až do tahové oblasti. Při vstupu do chladicí zóny je povrch podchlazen, což vede k redukcii plastického přetvoření, viz kapitola 7.1.6.



Obr. 107 Průběh hysterezních smyček obvodového napětí vs. deformace pro 3 otáčky pracovního válce, kde je uvažováno pouze tepelné zatížení pro 2 body – povrchový bod a bod ve vzdálenosti 0,5 mm od povrchu. Z obrázku lze vyčíst, že v hloubce 0,5 mm pod povrchem dochází k téměř nulovému cyklickému poručování.

7.1.2 Normálové zatížení ve válcovací mezeře

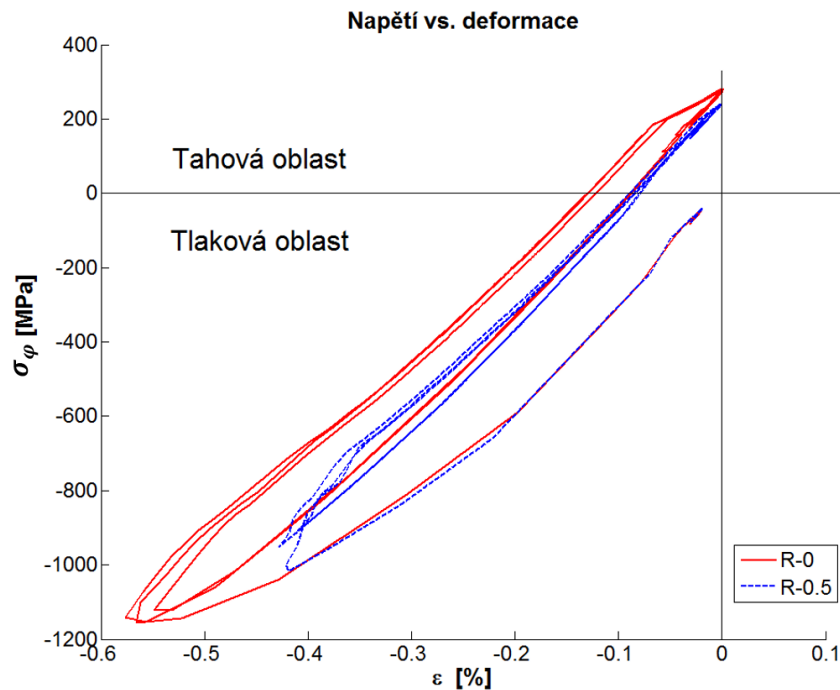
Zahrnutí normálového zatížení ve válcovací mezeře je patrné především v tlakové oblasti při výstupu povrchu pracovního válce z válcovací mezery, viz Obr. 108. Zmizí ostrá změna průběhu napětí, která je nahrazena plynulým průběhem, vzroste cyklická plastizace v hloubce pracovní vrstvy válce. Průběh napětí v tahové oblasti je identický, jako v kapitole 7.1.1, jelikož zde je napětí určeno pouze teplotou, která je identická.



Obr. 108 Průběh hysterezních smyček obvodového napětí vs. deformace pro 3 otáčky pracovního válce, kde je uvažováno tepelné a normálové zatížení pro 2 body – povrchový bod a bod ve vzdálenosti 0,5 mm od povrchu. Plocha hysterezní smyčky pro bod 0,5 mm pod povrchem znatelně vzrostla, což signalizuje vyšší penetraci cyklického poručování do hloubky pracovní vrstvy válce.

7.1.3 Smykové zatížení ve válcovací mezeře

Při zahrnutí smykových napětí dochází ke změně průběhu napětí v tlakové oblasti. Dochází k nárůstu napětí o předepsané smykové zatížení, což vede ke změně průběhu napětí v oblasti maximálního tlakového napětí, kde povrch vystupuje z válcovací mezery. I zde dochází při druhé a každé další otáčce ke kumulaci hysterezních smyček, což naznačuje cyklický stav napětí, který se příliš nemění.



Obr. 109 Průběh hysterezních smyček obvodového napětí vs. deformace pro 3 otáčky pracovního válce, kde je uvažováno tepelné, normálové a smykové zatížení pro 2 body – povrchový bod a bod ve vzdálenosti 0,5 mm od povrchu.

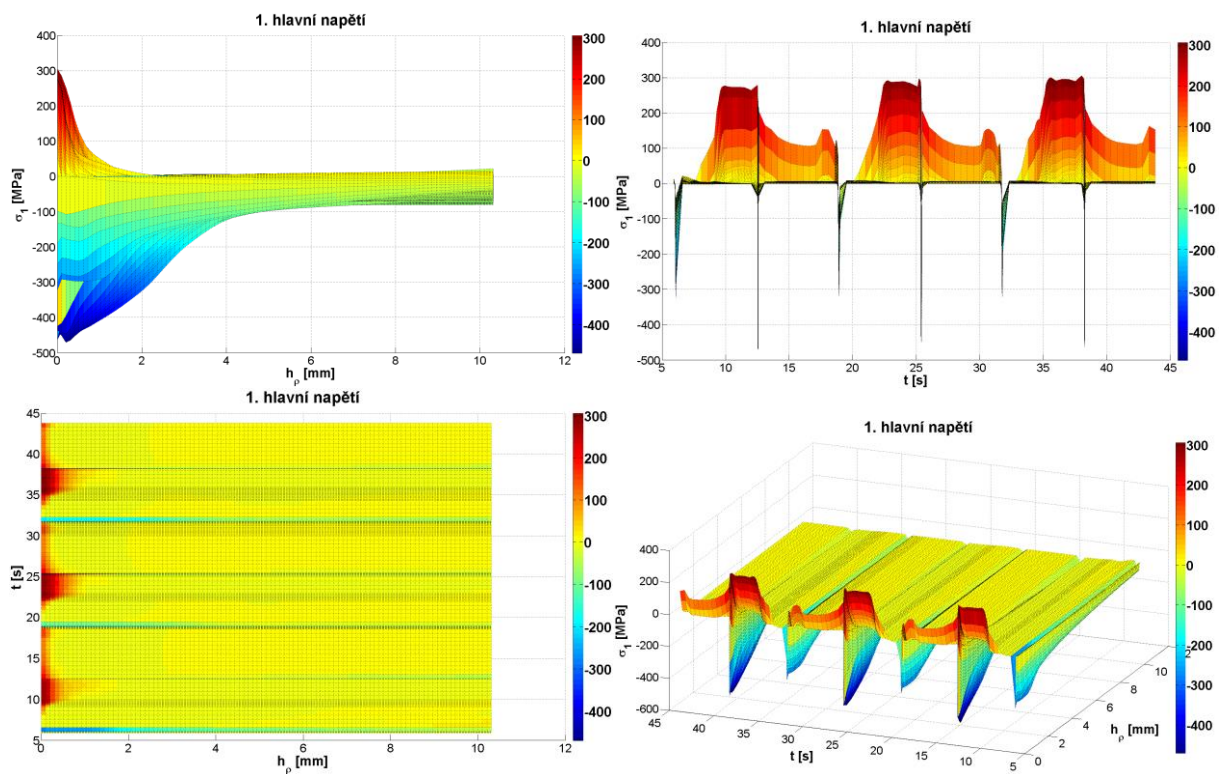
7.1.4 Kontakt s válcem

V této kapitole je namáhání rozšířeno o kontakt s opěrným válcem. Do vyhodnocení jsou doplněny 3D grafy, které lépe ilustrují průběhy v závislosti na poloze a času. U všech lze vidět extrémy, které jsou způsobeny teplotním namáháním při průchodu válcovací mezerou, popř. kontaktem s opěrným válcem.

První hlavní napětí

Grafy prvního hlavního napětí ukazují nízkou penetraci napětí do hloubky při teplotním namáhání, viz Obr. 110 vlevo dole. Na stejném obrázku vpravo nahoře můžeme vidět průběh napětí v čase. Špičky v záporné oblasti jsou způsobeny střídavě teplotním zatížením a kontaktem s opěrným válcem. Ty mají vyšší nominální hodnotu. Napětí v kladné oblasti je způsobeno odvedením tepla pryč z povrchu pracovního válce a vznikem nehomogenního teplotního profilu.

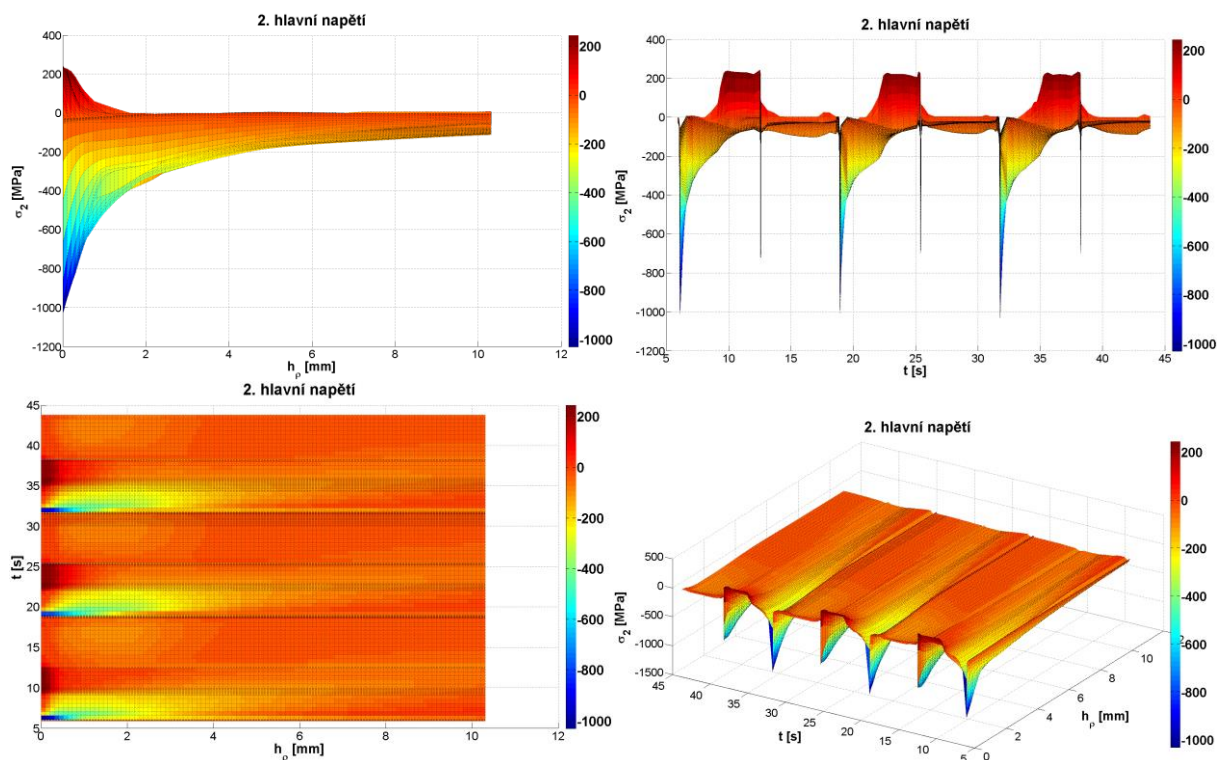
Kontakt s válcem naopak způsobuje velice úzké výkyvy napětí, které však penetrují hlouběji do pracovní vrstvy válce, viz Obr. 110 vlevo nahoře.



Obr. 110 První hlavní napětí v průběhu 3 otáček.

Druhé hlavní napětí

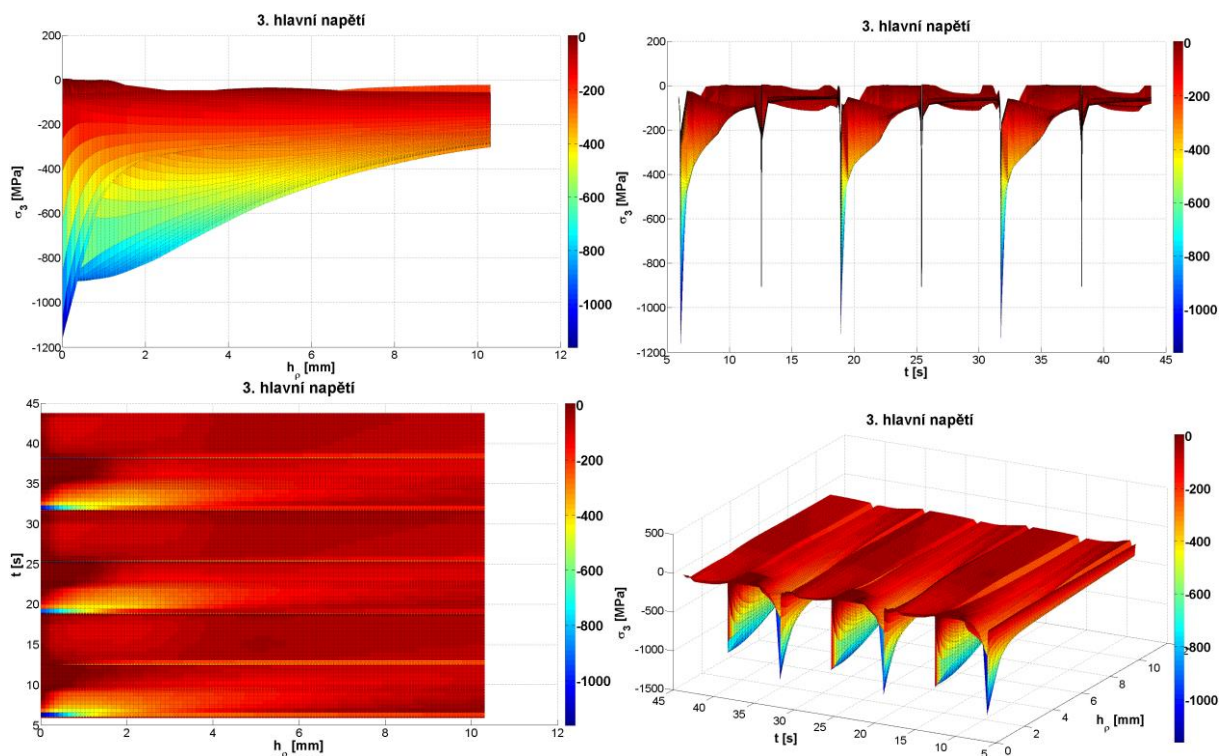
Grafy druhého hlavního napětí ukazují vysokou penetraci do hloubky při průchodu válcovací mezerou, viz Obr. 111 vlevo dole a nahoře. Taktéž průběh průchodu válcovací mezerou je mnohem patrnější, viz Obr. 111 vpravo nahoře. Z téhož obrázku je patrné, že maximální napětí vyvozené průchodem válcovací mezerou, je vyšší, než to, které je způsobeno kontaktem s opěrným válcem. Lze tedy vyvodit závěr, že teplotní namáhání značně posouvá průběh napětí v Haighově prostoru směrem od počátku tohoto systému souřadnic, viz Obr. 156.



Obr. 111 Druhé hlavní napětí v průběhu 3 otáček.

Třetí hlavní napětí

Grafy třetího hlavního napětí ukazují, že se celé nachází v záporné oblasti, viz Obr. 112 vpravo nahoře. Teplotní namáhání i kontakt s opěrným válcem má vysokou penetraci do povrchu, viz Obr. 112 vlevo nahoře i dole Celkově je ze všech hlavních napětí největší.

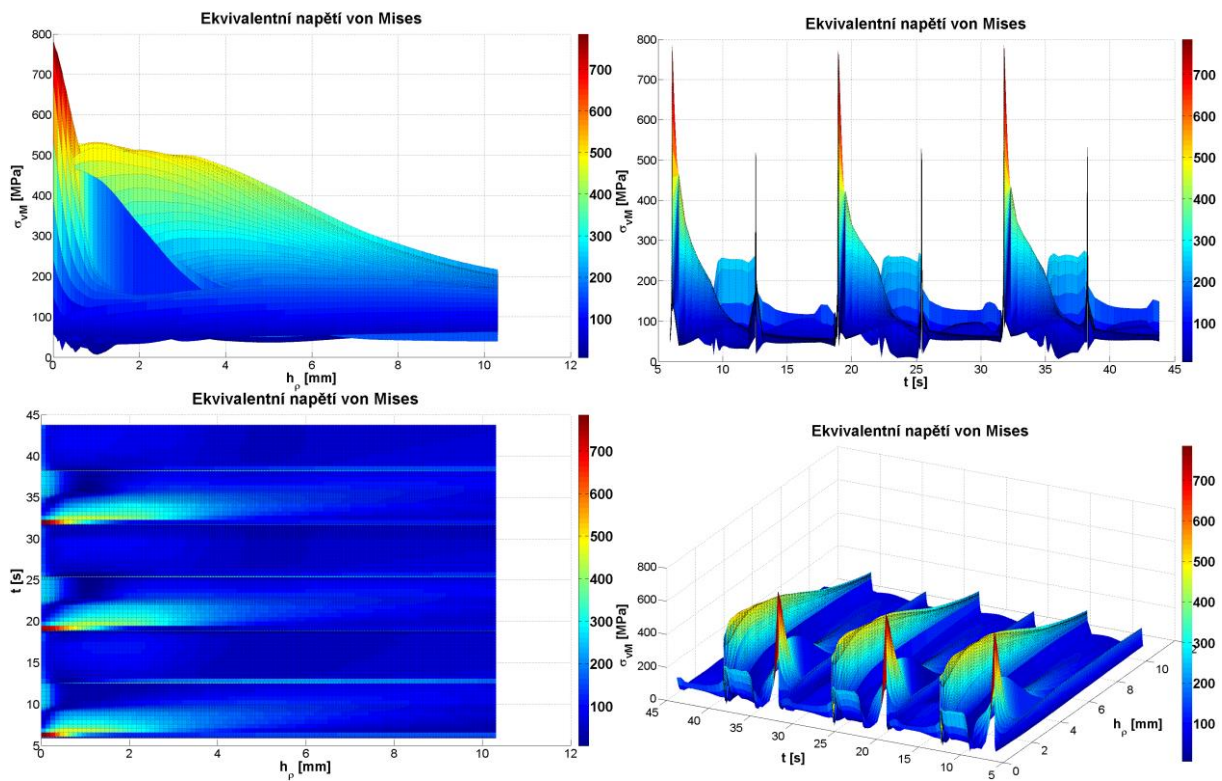


Obr. 112 Třetí hlavní napětí v průběhu 3 otáček.

Ekvivalentní napětí

Předchozí kapitoly popisující průběhy hlavních napětí ukázaly, že stav napětí v povrchu pracovního válce je trojosý stav napjatosti. Ekvivalentní napětí udává transformovaný trojosý stav napjatosti na složitou strukturu jednoosého napětí (Obr. 113 vpravo dole), které je vždy kladné a lze ho porovnat s výsledky tahových zkoušek materiálu.

I na tomto napětí vidíme špičky napětí, které jsou způsobeny střídavě teplotním zatížením z válcovací mezery (ty vyšší) a kontaktem s opěrným válcem, viz Obr. 113 vpravo nahoře. Ze stejného obrázku, z části vlevo nahoře, lze vidět vysokou penetraci do hloubky.

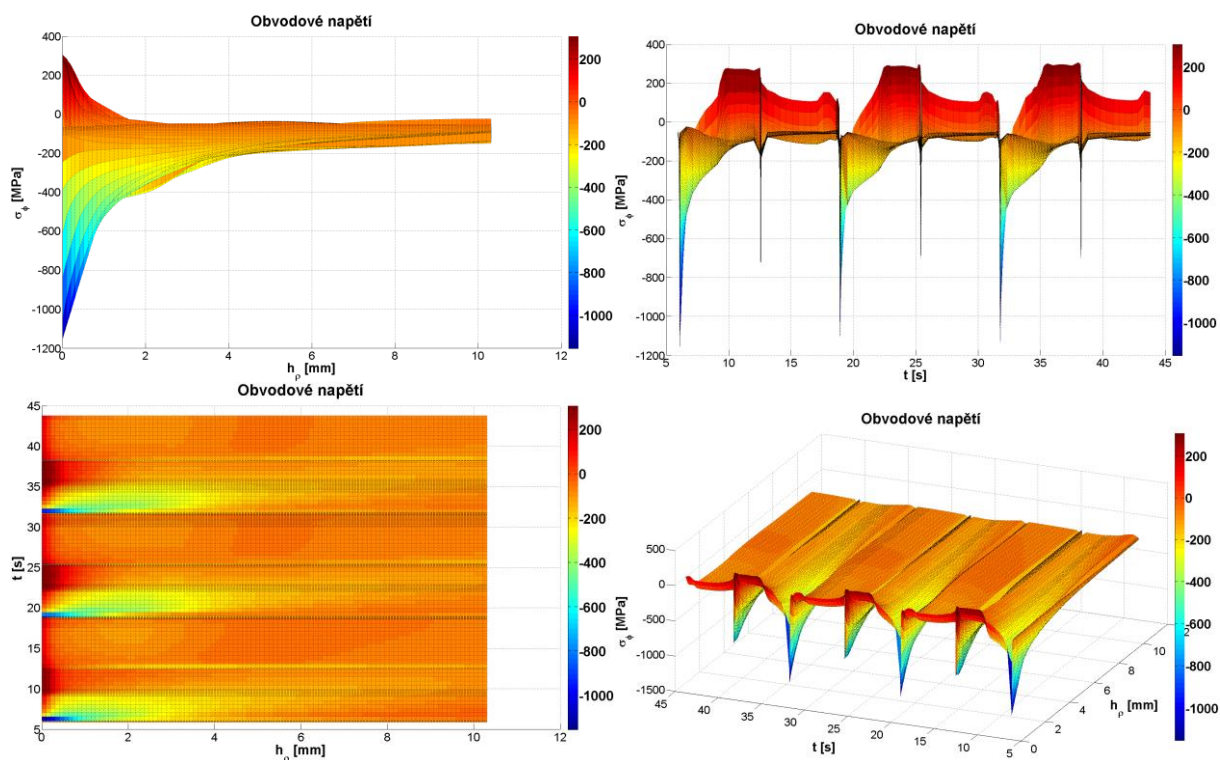


Obr. 113 Ekvivalentní napětí dle podmínky von Mises v průběhu 3 otáček.

Obvodové napětí

Toto napětí určuje intenzitu tvorby a šíření trhlin v povrchu pracovního válce, viz Obr. 130. Opět můžeme vidět charakteristické špičky napětí způsobené střídavě teplotním zatížením a kontaktem s opěrným válcem, viz Obr. 114 vpravo nahoře. Penetrace tohoto napětí lze označit jako středně vysoké (Obr. 114 vlevo dole i nahoře), přičemž důležitá je kladná (tahová) oblast na Obr. 114 vpravo nahoře. Ta určuje maximální tahové obvodové napětí, které rozevívá vznikající trhliny, viz kapitola 7.1.6.

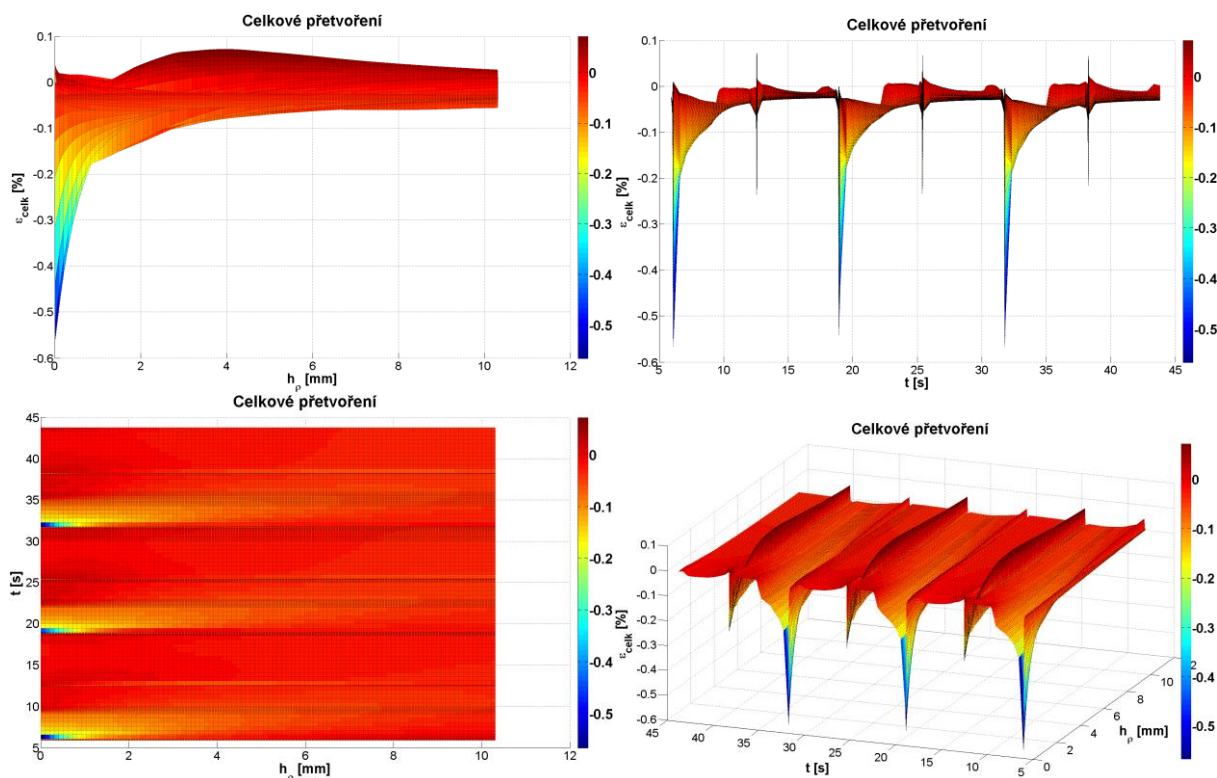
Z grafů lze také vyčíst účinky chladících zón v podobě zvýšení tahových napětí, jak před kontaktem s opěrným válcem (chlazení na výstupu), tak před vstupem do válcovací mezery (chlazení na vstupu).



Obr. 114 Obvodové napětí (ve směru osy φ) v průběhu 3 otáček.

Celkové obvodové přetvoření

Tyto grafy ilustrují celkové přetvoření v obvodovém směru, které se v povrchu pracovního válce vytvoří. Maximální přetvoření je způsobené teplotním namáháním (Obr. 115 vlevo a vpravo nahoře). Má však nízkou penetraci (Obr. 115 vlevo dole a nahoře). Naopak přetvoření způsobené kontaktem s opěrným válcem má vysokou penetraci a zároveň je částečně kladné, což je patrné pouze z Obr. 115 vlevo nahoře.



Obr. 115 Celkové přetvoření v obvodovém směru v průběhu 3 otáček jako funkce času a vzdálenosti od povrchu.

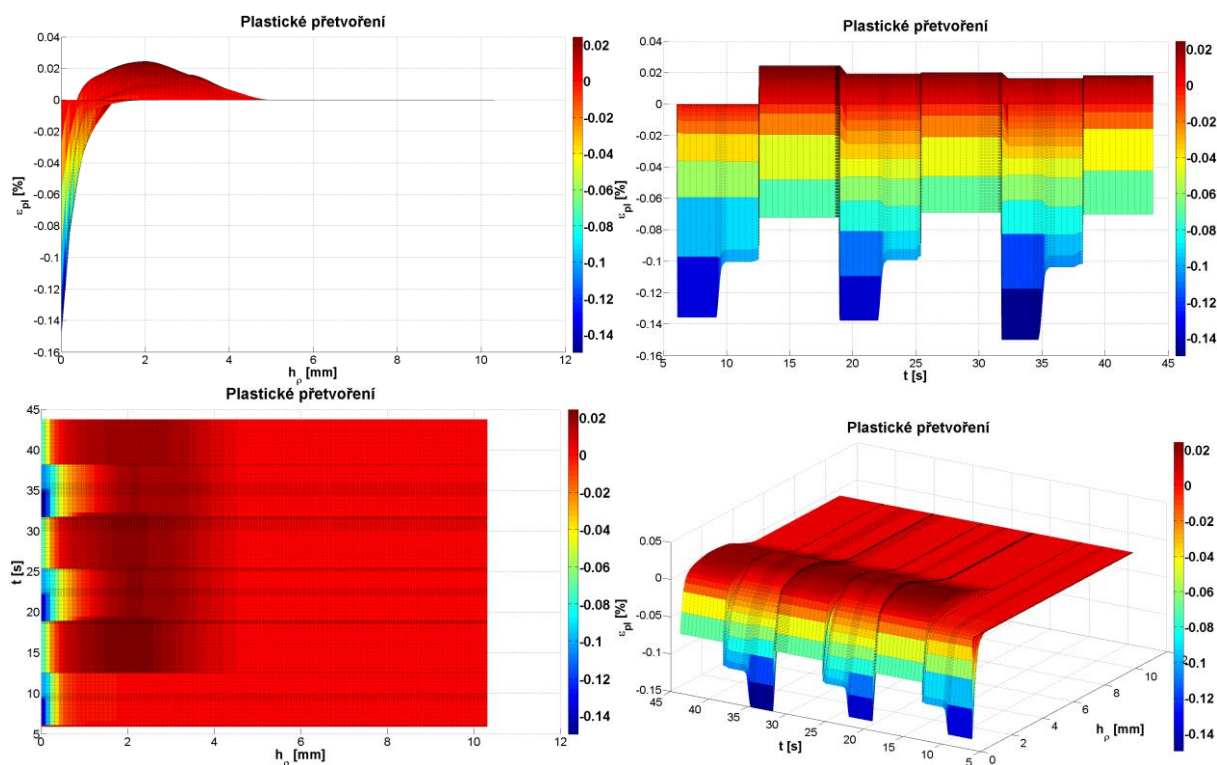
Plastické obvodové přetvoření

Následující grafy ilustrují tvorbu plastického přetvoření v povrchové vrstvě pracovního válce v obvodovém směru. V průběhu pracovní otáčky pracovního válce dochází ke skokovému vzniku¹² plastického přetvoření. Jeho hodnota zůstává konstantní, dokud povrch pracovního válce nevstoupí do chladicí sekce, kde nastává první pokles vlivem podchlazení povrchu. Další snížení nastává po kontaktu s opěrným válcem. Tento cyklus se posléze periodicky opakuje, viz Obr. 116 vpravo nahoře. Nominální hodnota vzniklého plastického přetvoření odpovídá maximální nominální hodnotě hlavního zatěžujícího činitele – nehomogenního teplotního pole. Pokud se maximální teplota s přibývajícím počtem otáček v simulaci nezvyšuje, plastické přetvoření se pohybuje v uzavřeném cyklu.

Maximálních (záporných) hodnot dosahuje po průchodu válcovací mezerou, penetrace napětí je však nízká, Obr. 116 vlevo nahoře. Na stejném pohledu je vidět i charakter plastického přetvoření, které je způsobeno kontaktem s opěrným válcem. To je kladné, na rozdíl od přetvoření způsobené teplotním zatížením, které je pouze záporné.

Kontakt s opěrným válcem snižuje nominální zápornou hodnotu plastického přetvoření. V hloubce několika desetin milimetru zcela převáží plastické přetvoření způsobené kontaktem, viz Obr. 116 vlevo nahoře a vpravo dole.

¹² Z podstaty definice použitého materiálového modelu a implementace plastického přetvoření v systému ANSYS.

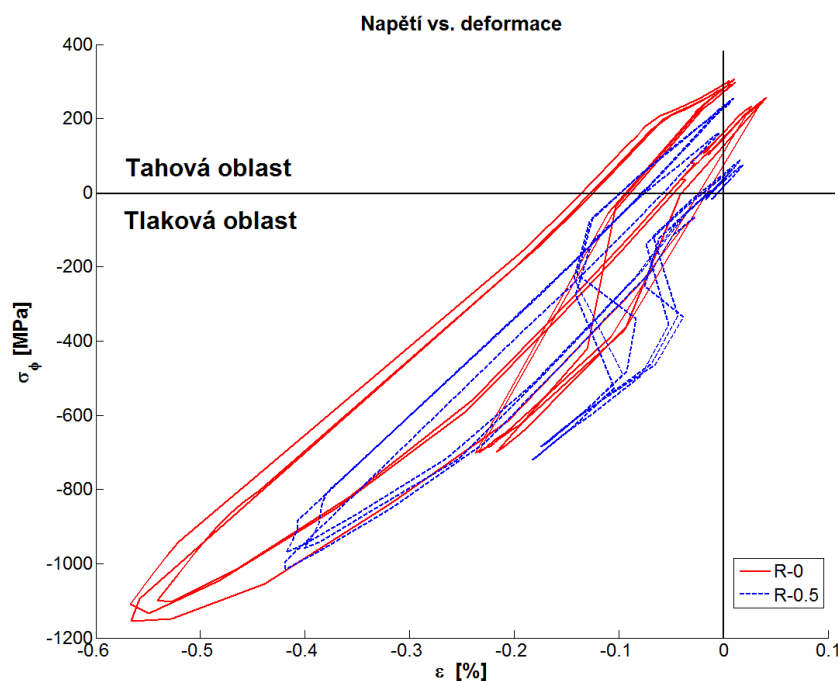


Obr. 116 Plastické přetvoření v obvodovém směru jako funkce času a vzdálenosti od povrchu.

Hysterezní smyčka napětí vs. Deformace

Průběh hysterezní smyčky po aplikaci kontaktu s opěrným válcem se zcela odlišuje od ostatních hysterezních smyček, které byly prezentovány v předchozích kapitolách. Hysterezní smyčka obsahuje další smyčku, která je způsobena kontaktem s opěrným válcem a která posouvá průběh napjatostně-deformační křivky do I. kvadrantu, kde je nejvyšší potenciál pro šíření trhlin – je zde kladné přetvoření i napětí.

Pokud se podíváme na hysterezní smyčku v hloubce 0,5 mm (Obr. 117 modře), vidíme, že průběh smyčky je značně zkreslen sítí a časovým krokem. I zde však je vidět přesah do I. kvadrantu.



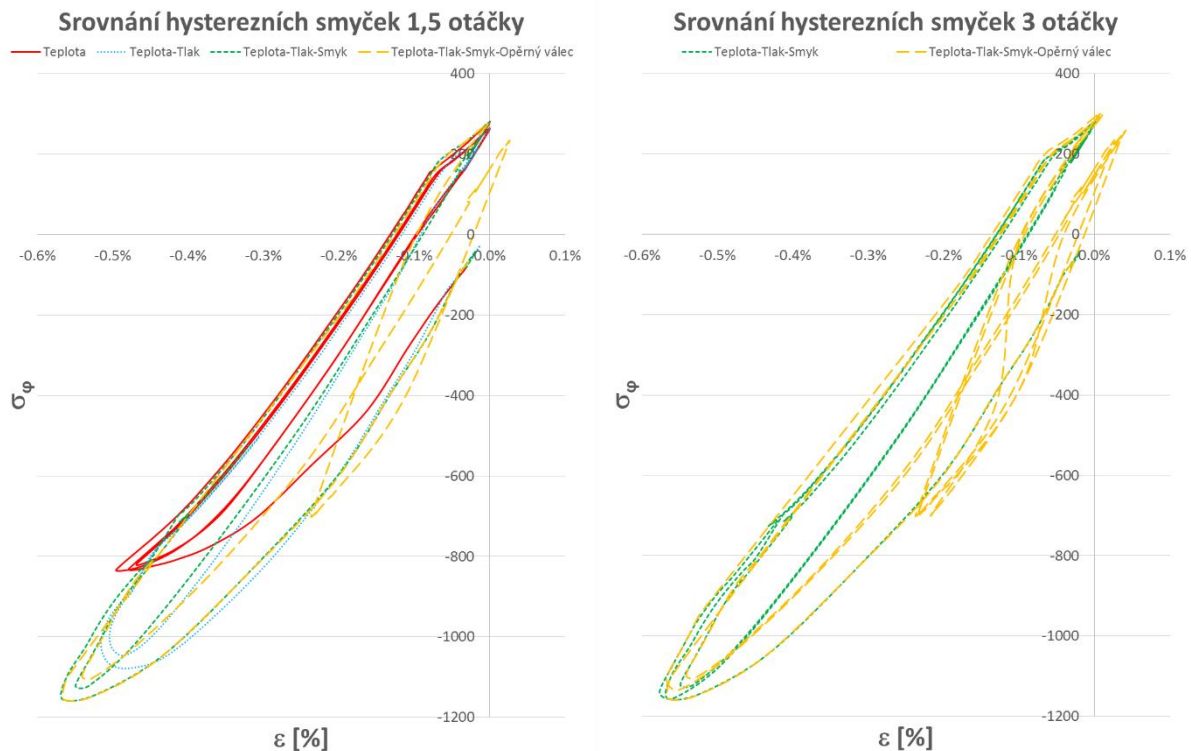
Obr. 117 Průběh hysterezní smyček obvodové napětí vs. deformace pro 3 otáčky pracovního válce, kde je uvažováno tepelné, normálové a smykové zatížení pro 2 body – povrchový bod a ve vzdálenosti 0,5 mm od povrchu.

7.1.5 Celkové srovnání zatěžujících stavů

Zde je uvedeno celkové srovnání stavu napětí pracovního válce všech dosud prezentovaných hysterezních smyček. Zatímco průběh v tlakové oblasti se liší podle simulace, a to především okolo maximálního tlakového napětí, průběh v tahové oblasti se prakticky neliší.

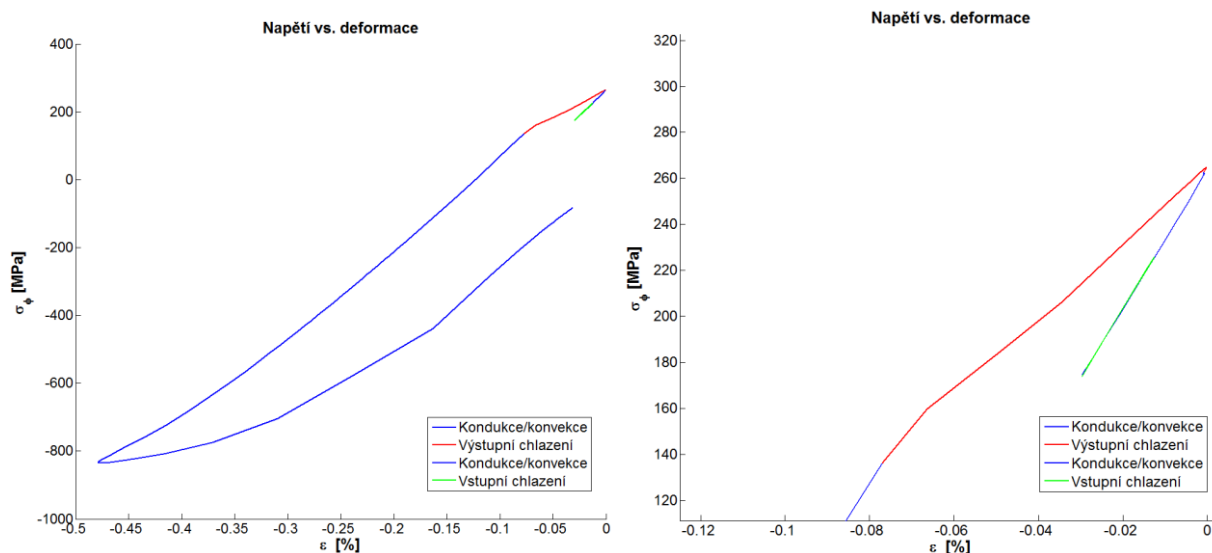
Vidíme, že dle očekávání největší změny probíhají u poslední konfigurace, která v sobě zahrnuje i kontakt s opěrným válcem. Oproti ostatním hysterezním smyčkám, obsahuje viditelnou změnu chování. Povrch je vystaven dvěma tahově-tlakovým cyklům během jedné otáčky válce. Plastické přetvoření je díky kontaktu posunuto do kladných hodnot, viz Obr. 116, což vyvolává opačný průběh druhého cyklu – proti směru hodinových ručiček.

První otáčka konfigurace Teplota-Tlak-Smyk a Teplota-Tlak-Smyk-Opěrný válec se od sebe neliší do chvíle kontaktu s opěrným válcem. Na simulovaných třech otáčkách (Obr. 118 vpravo) vidíme, že kontakt nezpůsobuje kumulativní porušování, tj. smyčky se neposouvají, a tyto dvě analýzy se od sebe příliš neliší. Místy je chyba způsobena vyšším časovým krokem u analýzy s kontaktem, který byl volen s ohledem na dostupnou výpočetní kapacitu.



Obr. 118 Srovnání hysterzních smyček průběhu obvodového napětí na celkovém přetvoření pro různé druhy namáhání pro 1,5 otáčky, resp. 3 otáčky pro všechny analýzy, resp. dvě nejkompexnější analýzy vlevo, resp. vpravo. Povrch pracovního válce je při zahrnutí kontaktu vystaven dvojímu tahově-tlakovému cyklu během jedné otáčky.

Pro doplnění si uvedme efekty chlazení na vstupní, resp. výstupní straně válcovací mezery na celkový průběh hysterzní smyčky. Při pohledu na celou křivku můžeme vidět efekt chlazení na výstupní straně v tahové oblasti, kde dochází ke změně průběhu hysterzní smyčky, viz Obr. 119. Chlazení vyvolá podchlazení povrchové vrstvy vůči zbylému objemu válce, což vede ke smrštění, které se projeví v poklesu celkového přetvoření. Efekt chlazení na vstupní straně, který najdeme taktěž v tahové oblasti, je praktický nepozorovatelný a faktický dopad má spíše na maximální teplotě při kontaktu s válcem, kdy je dosaženo menších teplot a tudíž i menšího namáhání.



Obr. 119 Efekt vstupního, resp. výstupního chlazení na průběh hysterezní smyčky obvodového napětí.

7.1.6 Rozbor výsledků

Srovnávací grafy v kapitole 7.1.5 ukazují podíl jednotlivých zatížení na stavu napětí v obvodovém směru. Popíšme si první otáčku. V okamžiku maximálního zatížení, tj. průchodu válcovací mezerou se křivky odlišují, jelikož oblast působení normálových a smykových zatížení je omezena na tuto oblast (vyjma kontaktu s opěrným válcem). V tahové oblasti grafů hysterezních smyček (Obr. 107 až Obr. 109, Obr. 117 a Obr. 118) je vidět změna směrnice, kdy je záporné přetvoření téměř anulováno. Toto je účinek chlazení na výstupní straně pracovního válce. V tomto průběhu se křivky neliší, jelikož chování stavu napětí je ovlivňováno pouze teplotou, která je pro všechny případy stejná.

Vliv jednotlivých zatížení můžeme zjistit, pokud porovnáme nominální hodnoty obvodového zatížení ve stejný časový okamžik, kdy je sledovaný bod ve válcovací mezeře. Výsledky ukazují, že dominantní zatížení v obvodovém směru vzniká tepelným namáháním, které je odpovědné za 72 % nominálního napětí. Normálové zatížení je odpovědné za 21 % nominálního obvodového napětí. Smykové zatížení je odpovědné za 7 % zatížení. Smykové napětí ve válcovací mezeře je limitováno maximálním smykovým odporem materiálu, který je válcován, při kterém by neprobíhala plastizace v povrchové vrstvě vývalku [1], [6], [132]. Při válcování za tepla je tento odpor malý, běžně v řádu desítek MPa.

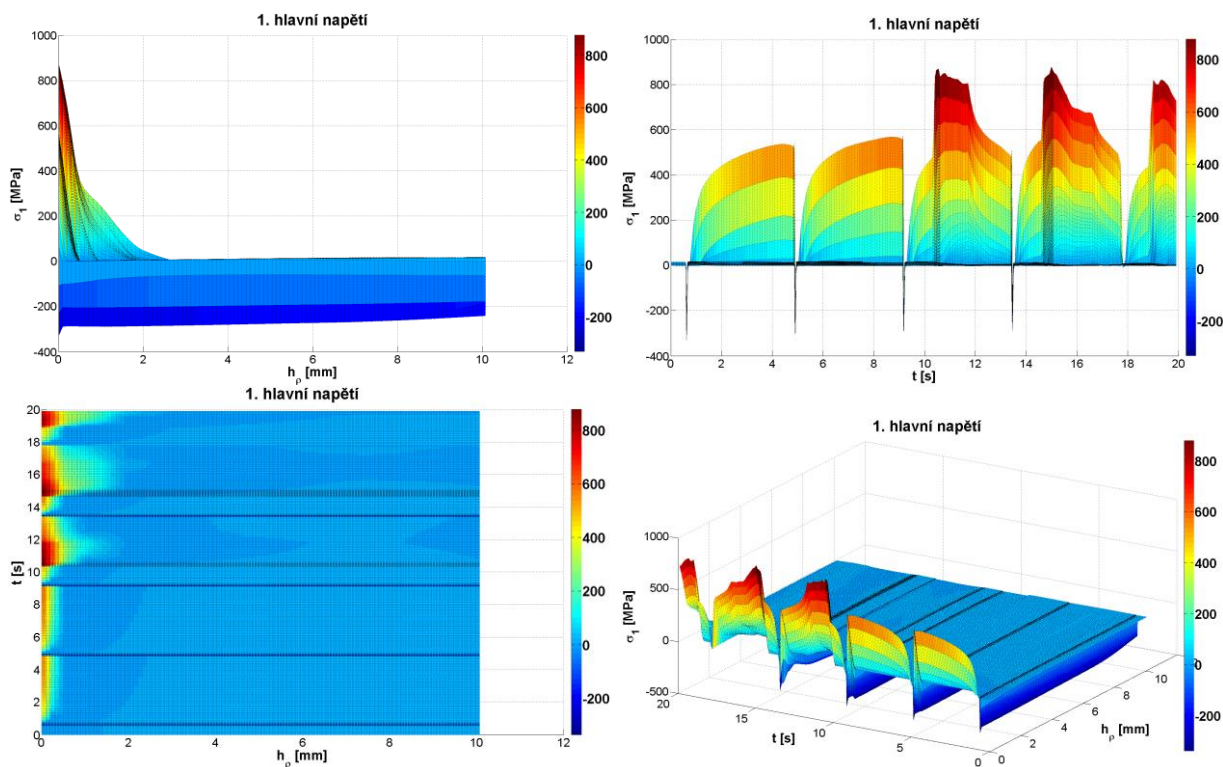
Naopak výrazně se projeví kontakt s opěrným válcem, což se dá předpokládat při jeho maximální hodnotě, která je rovna 903 MPa.

7.2 HAVARIJNÍ STAV

V této kapitole jsou uvedeny a rozebrány výsledky z druhé případové studie – provozního stavu, při kterém dojde k havárii chlazení. Válec je více než 40 vteřin přehříván, díky čemuž dojde k silnému přehřátí pracovního válce, kdy povrchová teplota přesahovala 700 °C. Poté je chladicí systém uveden zpět do provozu a povrch válce je intenzivně chlazen. Výsledky jsou srovnávány s výsledky běžného provozního stavu.

7.2.1 První hlavní napětí

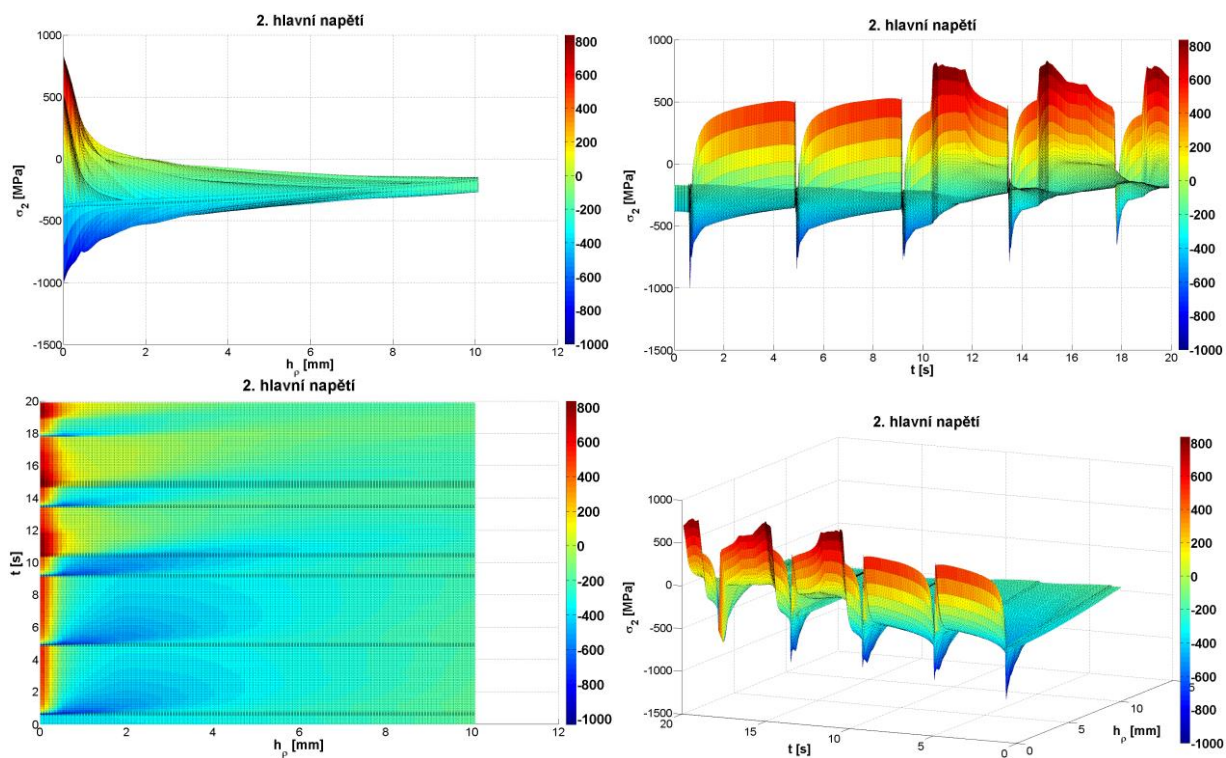
Grafy prvního hlavního napětí opět ukazují na malou penetraci do povrchu, která je však zčtyřnásobena při opětovném zapnutí chlazení, Obr. 120 vlevo a vpravo dole. Při pohledu na Obr. 120 vpravo nahoře vidíme kontrast mezi samovolným chlazením, kdy průběh napětí přesně kopíruje průběh teploty (viz Obr. 97) a aplikací chlazení, kdy dojde ke skokovému zvýšení napětí o 200 MPa a narušení hladkého průběhu tohoto napětí. Nominální hodnoty tahové napětí jsou 2,5krát vyšší než u běžného provozního stavu, viz Obr. 110.



Obr. 120 První hlavní napětí v průběhu 5 otáček.

7.2.2 Druhé hlavní napětí

I u tohoto hlavního napětí můžeme pozorovat podobný jev, jako u prvního hlavního napětí – kontrast mezi absencí a přítomností chlazení povrchu pracovního válce, viz Obr. 121 vpravo nahoře i dole. Naopak můžeme vidět vysokou penetraci napětí do hloubky, viz Obr. 121 vlevo dole. Nominální hodnoty v tahové (kladné) oblasti jsou 4,5krát vyšší než v běžném provozním stavu.

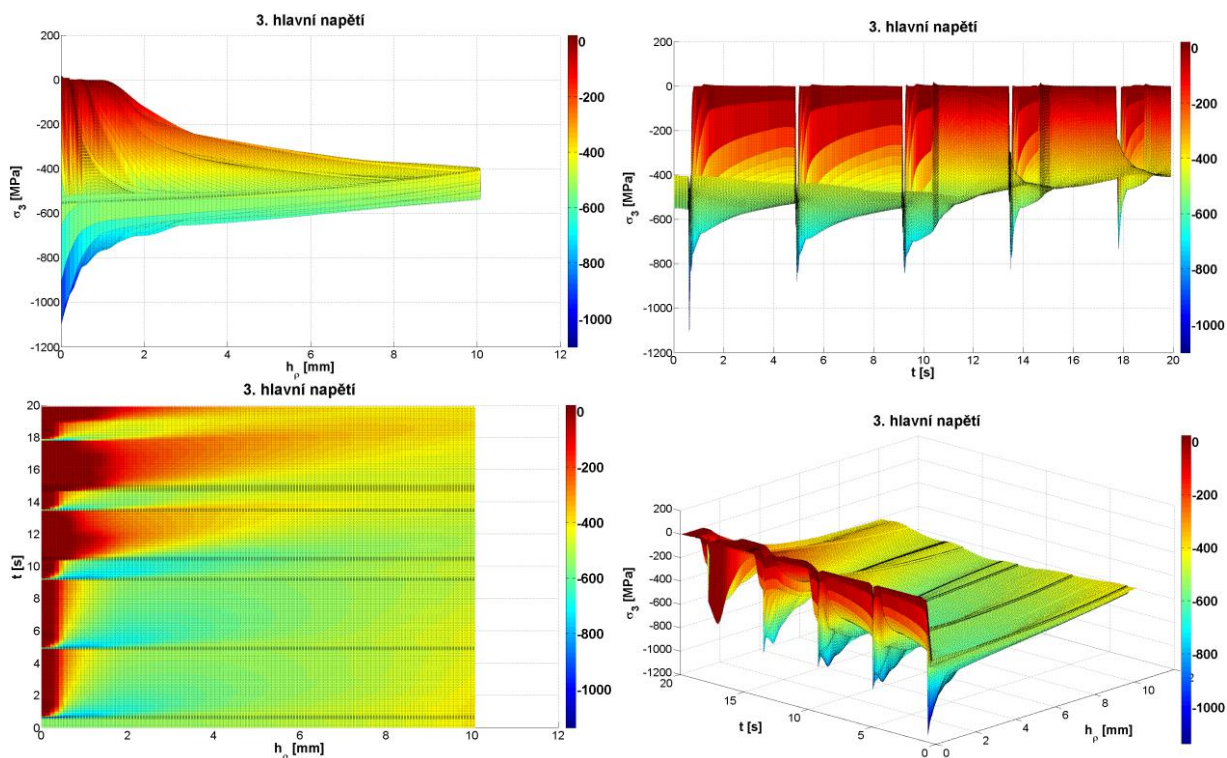


Obr. 121 Druhé hlavní napětí v průběhu 5 otáček.

7.2.3 Třetí hlavní napětí

Na grafu tohoto napětí můžeme vidět nejvyšší penetraci ze všech hlavních napětí, viz Obr. 122 vlevo dole. K té dochází po opětovném spuštění chladicího systému. Zploštělý tvar průběhu patrný na Obr. 122 vpravo dole i nahoře je způsoben hlubokým přehřátím povrchové vrstvy pracovního válce. Při běžném provozním stavu se gradient napětí vyskytuje již od povrchu pracovního válce směrem do hloubky pracovní vrstvy. Při havárii chlazení se gradient teploty začíná vytvářet až od hloubky přesahující 1 mm, viz Obr. 122 vlevo nahoře, což vytváří toto zploštění průběhu napětí.

Na rozdíl od zbylých dvou hlavních napětí, maximální hodnota třetího hlavního napětí se během havarijního stavu tolik neliší od běžného provozního stavu, viz Obr. 112.

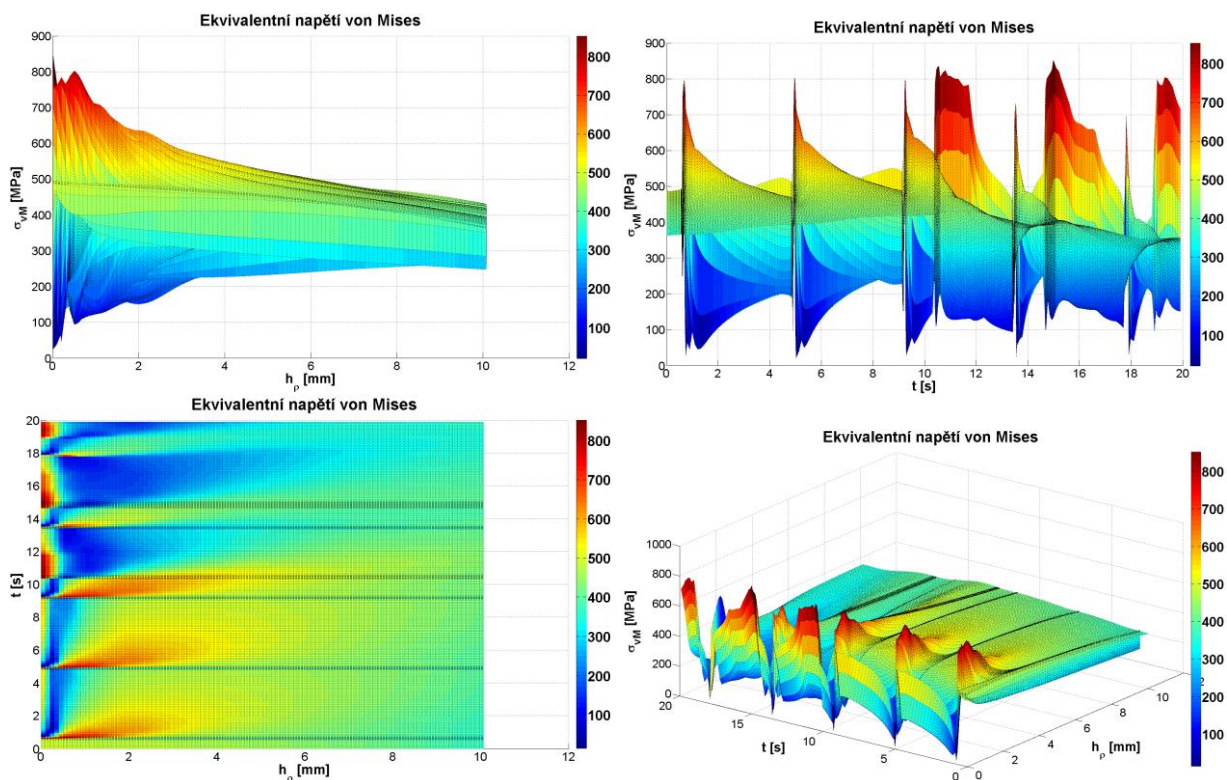


Obr. 122 Třetí hlavní napětí v průběhu 5 otáček.

7.2.4 Ekvivalentní napětí von Mises

Ekvivalentní napětí je při havárii chlazení zasazeno do zcela jiných hodnot. Pokud by se hodnoty z grafů na Obr. 113 (běžný provozní stav) a Obr. 123 (havárie chlazení) zprůměrovaly, vyšlo by nám průměrné napětí rovno 53 MPa, resp. 380 MPa pro běžný provozní stav, resp. havárii chlazení.

Při bližším zkoumání Obr. 123 vpravo dole uvidíme opět kontrast mezi absencí chlazení a jeho přítomností. Po jeho zapnutí přibude další gradient napětí mezi průchody válcovací mezerou.

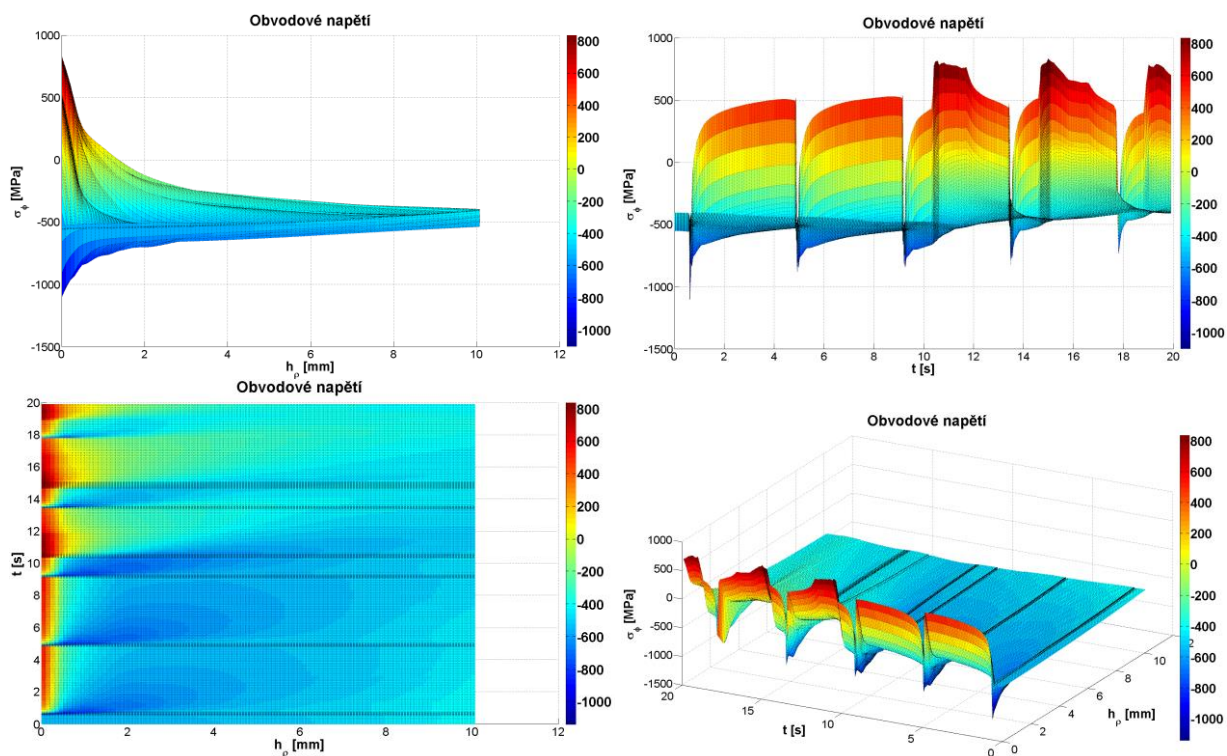


Obr. 123 Ekvivalentní napětí dle podmínky von Mises v průběhu 5 otáček.

7.2.5 Obvodové napětí

I na tomto napětí můžeme vidět kontrast mezi otáčkami s chlazením, resp. bez chlazení, viz Obr. 114 a Obr. 124 vpravo nahoře. Obvodové napětí opět přesně kopíruje průběh teploty. Při spuštění chlazení se objevuje skokové zvýšení napětí o více než 200 MPa.

O penetraci napětí po aplikaci chlazení lze opět tvrdit, že je středně vysoká, viz Obr. 124 vlevo nahoře. Pokud srovnáme maximální hodnoty napětí v běžném provozním a havarijním stavu, napětí při havarijním stavu je 2,5krát vyšší.

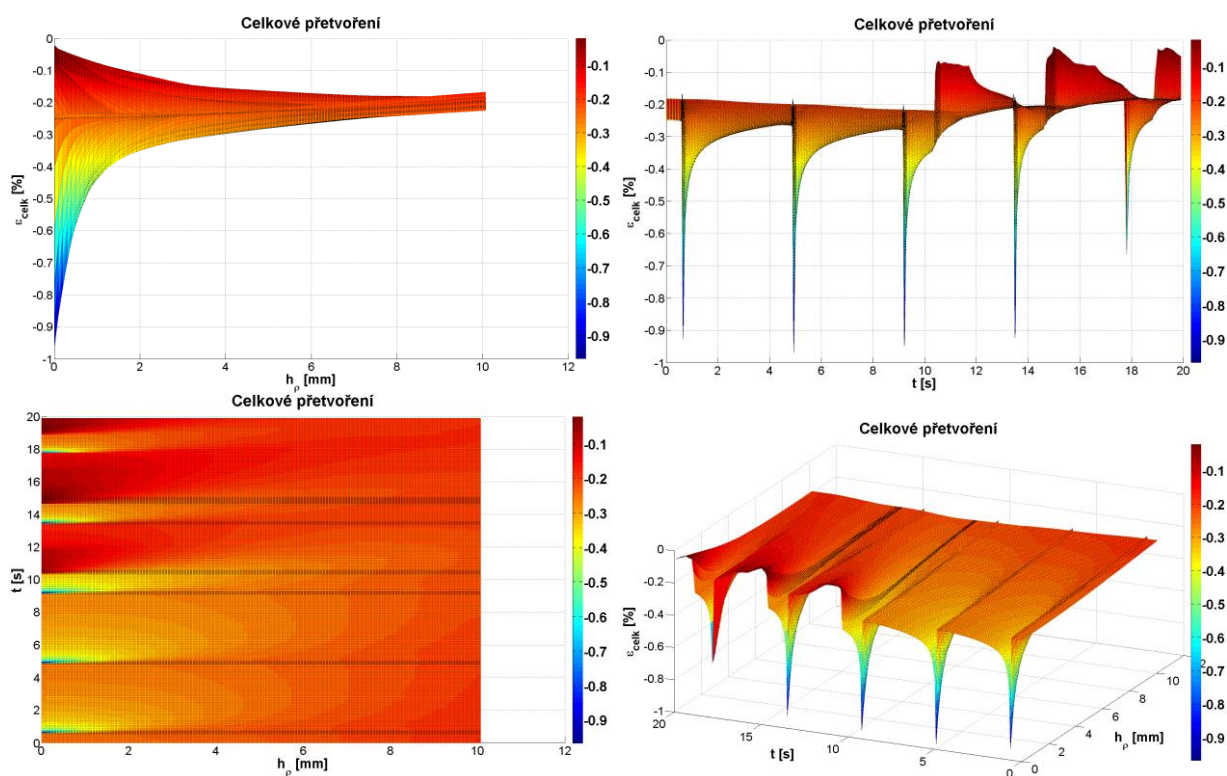


Obr. 124 Obvodové napětí (ve směru osy φ) v průběhu 5 otáček.

7.2.6 Celkové obvodové přetvoření

Na celkovém obvodovém přetvoření je taktéž velice patrný rozdíl mezi otáčkami s funkčním, resp. nefunkčním chlazením, viz Obr. 125 vpravo nahoře a dole. Aplikace chlazení vede ke skokové změně celkového přetvoření a vede k narušení hladkého průběhu, který opět přesně kopíruje teplotní kolísání.

Penetrace přetvoření zůstává zachována jako v běžném provozním stavu, viz Obr. 115 a Obr. 125 vlevo dole. Maximální hodnota celkového obvodového přetvoření je 2krát vyšší než při běžném provozním stavu.

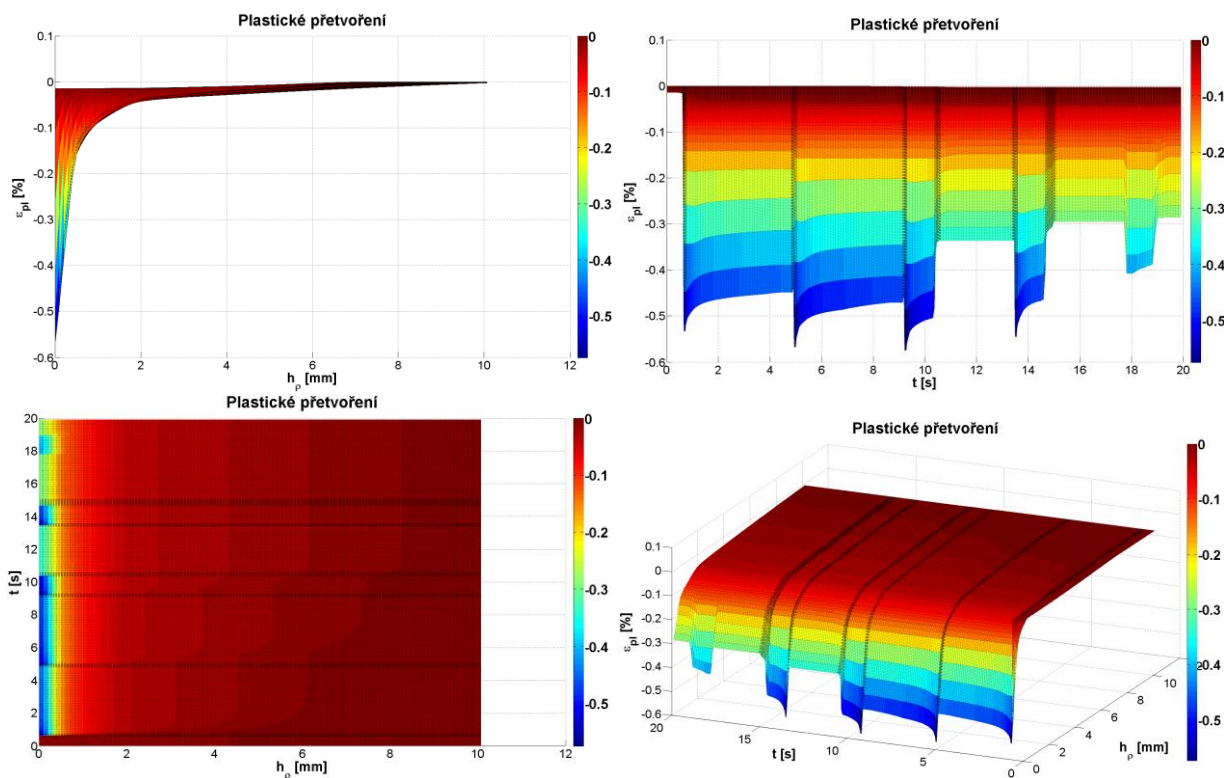


Obr. 125 Celkové obvodové přetvoření v průběhu 5 otáček jako funkce času a vzdálenosti od povrchu.

7.2.7 Plastické obvodové přetvoření

Penetrace napětí běžného i havarijního provozního stavu se od sebe příliš neliší, viz Obr. 126 a Obr. 116 vlevo nahoře. Pokud porovnáme časový průběh plastického obvodového přetvoření (Obr. 126 a Obr. 116 vpravo nahoře), vidíme zcela odlišné chování. V obou případech je teplota hlavní zatěžující činitel, u havarijního stavu však dochází k vyššímu přehřátí povrchu a jeho samotné ochlazení díky vedení tepla do jádra válce je dostatečné ke snížení plastického přetvoření.

Po aplikaci chlazení můžeme vidět pokles hodnot plastického přetvoření, které je způsobeno podchlazením povrchové vrstvy vůči objemu materiálu, který je hlouběji v pracovní vrstvě a má vyšší teplotu, což vyvodí vznik tahových napětí a plastizace v opačném směru.

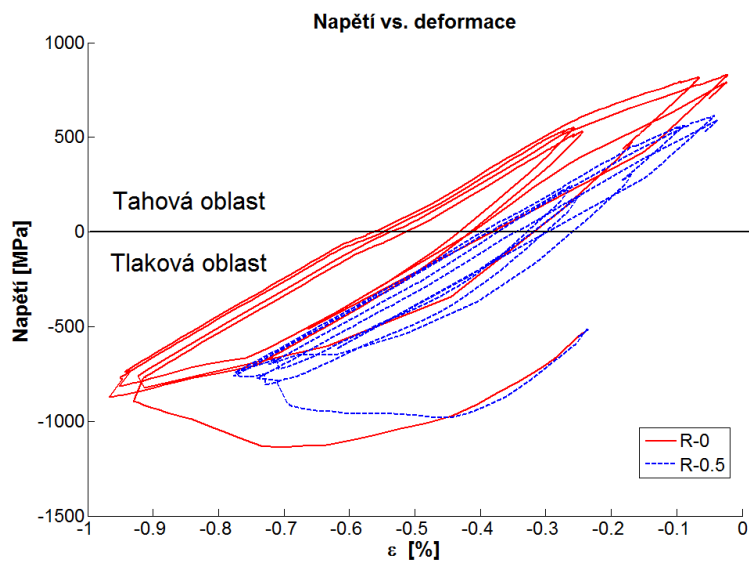


Obr. 126 Plastické přetvoření v obvodovém směru jako funkce času a vzdálenosti od povrchu.

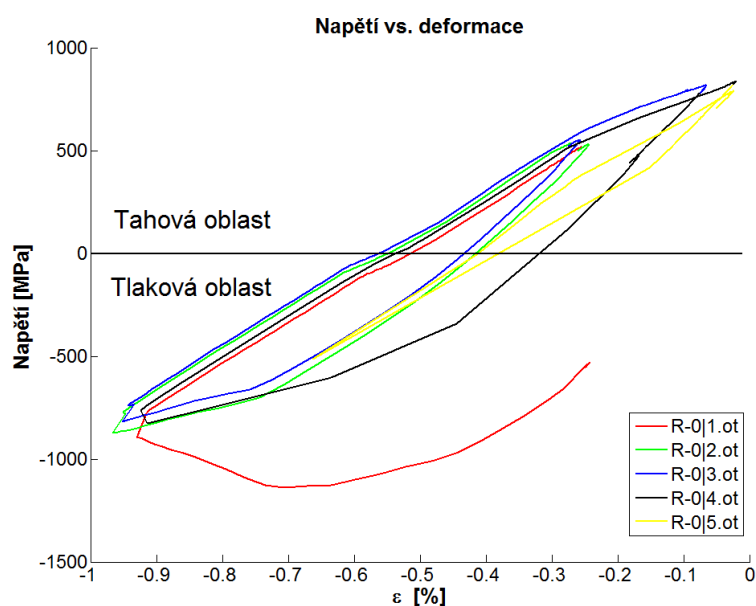
7.2.8 Napjatostně-deformační křivka

Hysterezní smyčka havarijního stavu se vyznačuje masivní plastizací při první otáčce a odlišným průběhem v tahové oblasti, který je způsoben aplikací chlazení. Pokud bychom ho nezahrnuli, smyčka by se podobala všem ostatním, tj. vzniklo by zhuštění smyček, pouze by nominální hodnoty napětí a deformace byly několika násobně vyšší.

Při aplikaci chlazení narůstá tahové napětí kvůli podchlazení povrchu. Dobře patrné je to na Obr. 128, kde jsou jednotlivé otáčky odlišeny od sebe a je vidět rozdíl v tahové oblasti.



Obr. 127 Hysterezní smyčky napětí vs. deformace pro 5 otáček pracovního válce a 2 body – povrchový bod a bod ve vzdálenosti 0,5 mm od povrchu.



Obr. 128 Hysterezní smyčky natětí vs. deformace pro 5 otáček pracovního válce. Zde jsou jednotlivé otáčky odlišeny barevně. Otáčky pracovního válce bez chlazení – červená a zelená, otáčky s chlazením – modrá, černá a žlutá.

7.2.9 Rozbor výsledků

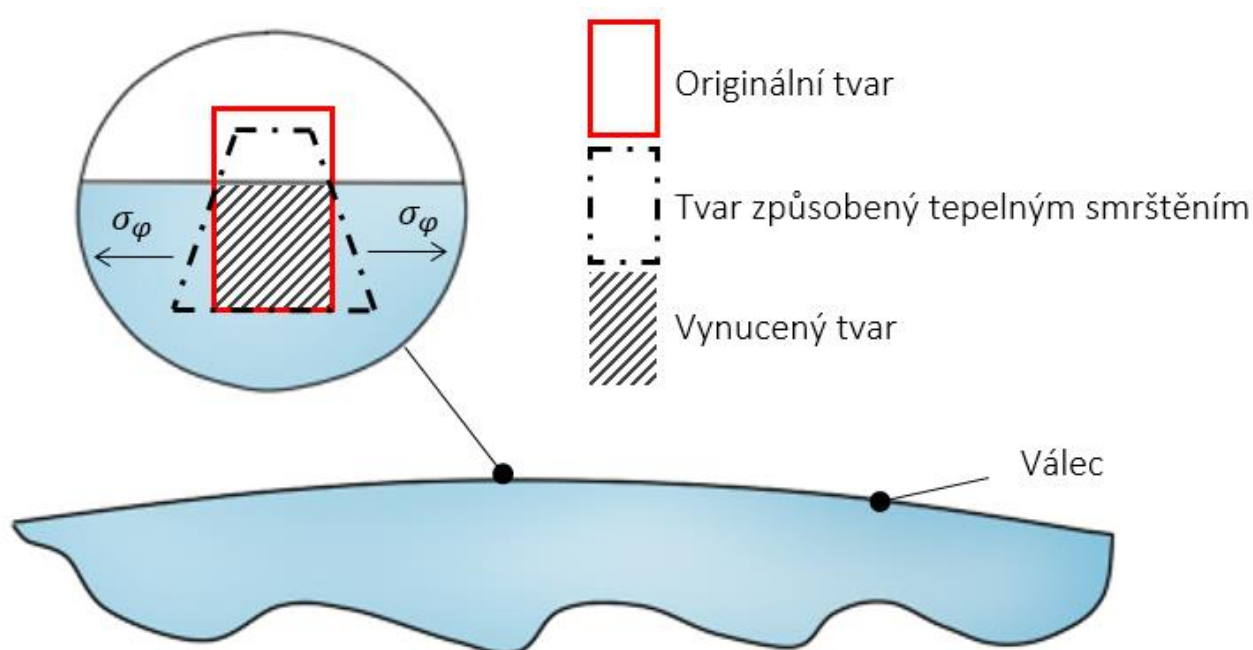
Pokud srovnáme první a druhou studii, hlavní rozdíly uvidíme v hysterezních smyčkách způsobené masivní plastizací. Ta proniká hlouběji do povrchu (v řádu jednotek milimetrů). Při spuštění chlazení můžeme pozorovat zvýšení tahových napětí, blížících se k hodnotě 1 GPa. Tyto výsledky názorně ilustrují příčiny roztržení pracovního válce a vznik masivního spallingu.

Vlivem vysokého tepelného toku do válce se zvyšuje teplota pracovní vrstvy daleko nad běžný pracovní rozsah. Teplu je umožněno prostoupit hlouběji do pracovní vrstvy. Vzniká trojosá napjatost, kde v obvodovém směru vzniká tlakové napětí přesahující 1 GPa. Pracovní vrstva tak tlačí na jádro válce, ve kterém je vynuceno tahové napětí. Při překročení meze pevnosti jádra může dojít k fatální destrukci pracovního válce.



Obr. 129 Roztržení jádra pracovního válce.

Při spuštění chladicího systému dochází k podchlazení povrchové vrstvy vůči jejímu zbytku, které je nadále přehřáto na vysokou teplotu. V povrchové vrstvě vzniká tahové napětí blíží se hodnotě 1 GPa. Vzniká gradient napětí v řádu přesahující stovky MPa na několika milimetrech hloubky pracovní vrstvy.



Obr. 130 Náskres tahových napětí v tečném směru, která jsou způsobena tepelným namáháním povrchové vrstvy.

Dochází k masivní degradaci povrchu, které nezahrnuje pouze tepelné trhliny (firecracks), ale především spalling. V situacích, kdy vysoký gradient napětí dosáhne až k přechodové vrstvě mezi pracovní vrstvou a jádrem válce, dochází k jejímu odtržení od zbytku pracovního válce, viz Obr. 19.

Prevence proti těmto haváriím je jasná. Kontrolní systém chlazení, který včas odhalí závadu chlazení a nedovolí tak masivnímu přehřátí válce. Pokud už tato situace nastane, zvolit jemné chlazení, které nevystaví válec teplotnímu šoku. Bezpečnější způsob je nechat válec dochlazit přirozeně.

7.3 Vliv polohy chladících kolektorů

Výsledky ze simulací v programu SimRoll ukázaly malý vliv (v řádu jednotek °C) na teplotní profil při 20°, resp. 30° změně polohy na výstupní, resp. vstupní straně chlazení. Jak ukázala kapitola 7.1, tepelné namáhání hraje majoritní roli při tvoření plastické deformace. Kvůli malým odchylkám teplotních průběhů tyto výsledky nebyly dále zpracovány pro výpočet stavu napětí. Z pohledu účinnosti chlazení se nejefektivnější projevila konfigurace č. 3 (viz Obr. 98), ve které je chlazení na výstupní i vstupní straně blíže válcovací mezery. V této konfiguraci je povrch při vstupu do válcovací mezery podchlazen, čímž je nepřímo snižována maximální teplota povrchu při opuštění válcovací mezery. Naopak na výstupní straně je teplo účinněji odebráno z povrchové vrstvy, jelikož nemělo dostatek času penetrovat vedením do nitra válce. Výsledky z programu SimRoll jsou k nalezení v příloze K.

8 NUMERICKÝ MODEL MIKROSTRUKTURY PRACOVNÍHO VÁLCE

V této kapitole je popsán návrh mikrosférického modelu pro studium stavu napětí mikrostruktury materiálu. Je založen na Voroného diagramu, jenž je nástrojem na dekompozici metrického prostoru, viz [191] nebo též prostorová aplikace v [123] a [173]. Model je navržen jako rovinný a je uvažována rovinná deformace.

Pro tento úkol byly opět vybrány systémy MATLAB a ANSYS. Systém MATLAB má implementovány funkce pro tvorbu Voroného diagramů, které jsou výpočetně velice nenáročné a Voroného dekompozice roviny dobře odpovídá mikrostruktuře zrn oceli. Systém ANSYS¹³ umožňuje algoritizaci tvorby 2D geometrie, která je nezbytná pro tvorbu náhodné geometrie. Bohužel nemá implementovanou technologii XFEM¹⁴, která je vhodnější pro simulace šíření trhlin, jelikož nevyžaduje změnu sítě při šíření trhliny [160]. Šíření trhlin však není přímo předmětem zájmu při návrhu tohoto modelu, viz další text práce.

Model byl otestován při simulaci případových studií několika mikrostruktur, kdy je studována povrchová vrstva pracovního válce o tloušťce 200 μm .

8.1 VORONÉHO DIAGRAM

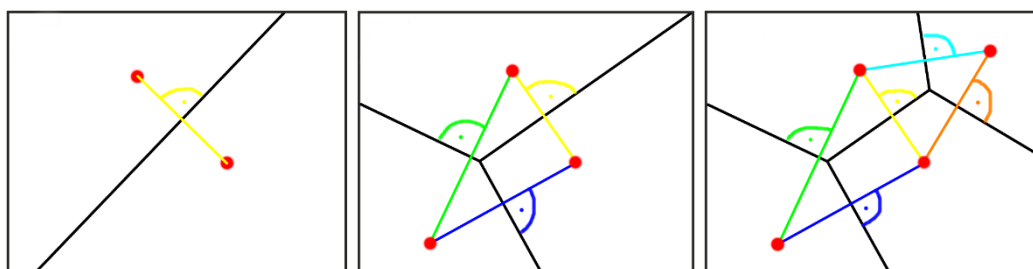
8.1.1 Definice Voroného diagramu pro E^2

Nechť je dána množina bodů v rovině ζ , tj. $\mathbf{B} = \{B_1, \dots, B_n\} \in \zeta$ a tuto množinu nazvěme „generujícími body“. Rozdělní roviny ζ na n buněk, které jsou přidruženy k množině bodů \mathbf{B} , nazveme Voroného diagram právě tehdy, když pro každý libovolný bod Q roviny ρ platí

$$|QP_i| < |QP_j| \quad \forall P_j \in \mathbf{B}, \forall Q \in \xi, j \neq i. \quad (8-1)$$

Voroného diagram množiny \mathbf{B} označíme $Vor(\mathbf{B})$, buňku libovolného bodu B_i jako $v(B_i)$.

Tato definice se dá chápat následovně: Buňky $v(B_i)$ sdružují body, jejichž vzdálenost k bodu B_i je menší než vzdálenost jakémukoliv dalšímu bodu z množiny \mathbf{B} . Velice názorný příklad postupu tvorby Voroného diagramu lze najít v [156].



Obr. 131 Příklad konstrukce Voroného diagramu pro 4 buňky. Sousední generující body se spojí úsečkou (barevné úsečky), jejímž středem se vede normála, která je ohraničena dalšími

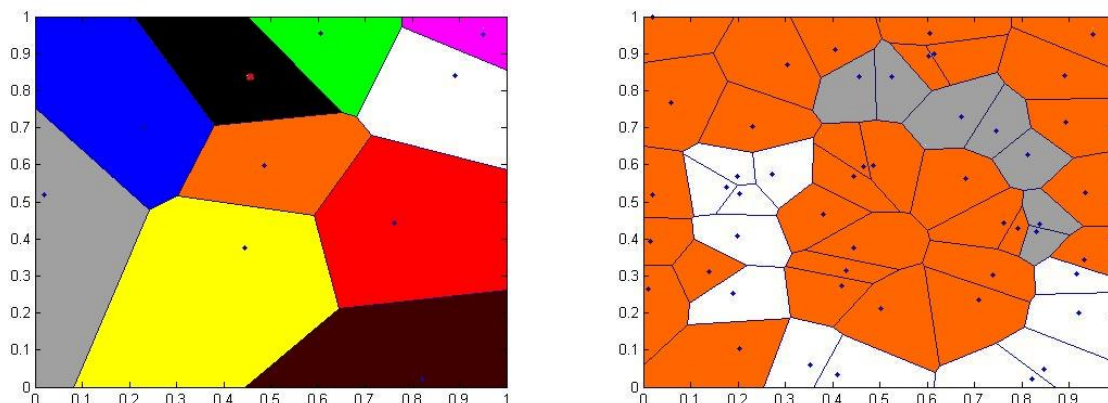
¹³ Pro výpočty v této práci je použita verze ANSYS V14.5.

¹⁴ Extended Finite Element Method – Rozšířená metoda konečných prvků či zobecněná metoda konečných prvků. Tato metoda rozšiřuje klasickou metodu konečných prvků o řešení diferenciálních rovnic s nespojitými funkcemi. Více o XFEM lze dohledat v [159], [160]. Srovnání FEM a XFEM lze najít v dizertační práci [201].

normálami (černé úsečky). Při přidání generujícího bodu se tento bod spojí se sousedními generujícími body a v prostoru jsou vymezeny nové normály.

8.1.2 Definice významu Voroného buňky

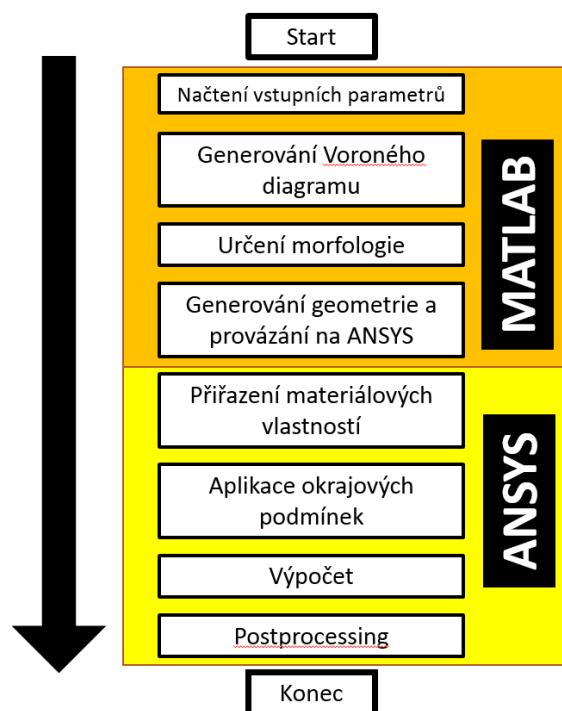
Klasický přístup k Voroného dekompozici prostoru přisuzuje Voroného buňkám individuální vlastnosti, viz následující obrázek. Zde je však využit jiný přístup, který spojuje více Voroného buněk do množin, kterým je přisouzena vlastnost globálně. Tento přístup umožňuje plnou kontrolu geometrie, morfologie mikrostruktury a orientace karbidů. Znesnadňuje však algoritmizaci úlohy.



Obr. 132 Vlevo princip individuálního přiřazení – každá buňka má odlišné vlastnosti od ostatních. Vpravo princip seskupování – seskupení Voroného buněk do množin, kterým jsou hromadně přiřazeny vlastnosti.

8.2 ALGORITMUS VÝPOČTU

V systému MATLAB je nejprve vygenerován Voroného diagram, a poté určena morfologie povrchu (množství a rozložení karbidů), na základě které jsou buňky přiřazeny do jednotlivých množin. Na základě této geometrie je sestaveno vstupní APDL makro pro systém ANSYS. Zde je vytvořen 2D model a MKP síť, které jsou přiřazeny materiálové charakteristiky. Celý postup návrhu a výpočtu jedné konfigurace je následující:



Obr. 133 Algoritmus výpočtu stavu napětí v mikrostrukturu oceli.

8.2.1 Vytvoření Voroného diagramu a určení morfologie

Jak ukázala kapitola 1.5, mikrostruktura povrchové vrstvy se může značně lišit. Vygenerovaná mikrostruktura je brána jako náhodná. Uživatel zasahuje do tvorby pouze určením velikosti oblasti a jemnosti dělení Voroného diagramu. Diagram je generován na základě vstupních parametrů:

Tabulka 34 – Seznam vstupních parametrů pro model mikrostruktury oceli:

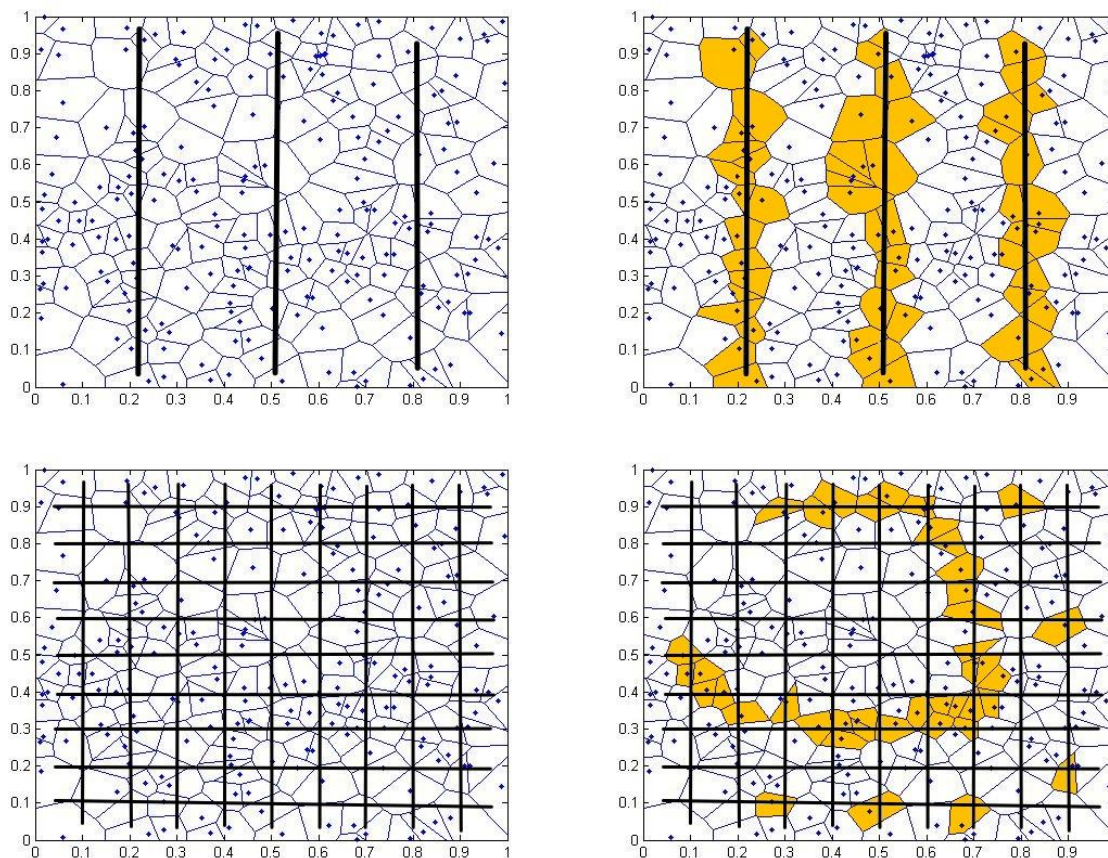
Název parametru	Výchozí hodnota	Doporučené hodnoty	Jednotky	Popis
Hrana	200	100–300	[mm]	Rozměr oblasti
Velikost_bunky	0.01	0.01	[-]	Průměrná velikost Voroného buňky
Typ_oceli	1	[1,2]	Integer	Typ oceli, 1 – HiCr ocel ¹⁵ , 2- HiCr litina ¹⁶
Pomer_MC	15	2–20	[%]	Poměr karbidů vůči matici
Deleni_MC	0	[0,1]	Logická	Dělí oblasti karbidů, umožňuje vložení více typů karbidů

Podle typu morfologie materiálu a poměru karbidů jsou rozděleny generující body. Geometrie Voroného diagramu je protnuta pomyslnými přímkami, podél kterých se hledají generující body a jejich příslušné buňky. Podle typu morfologie se volí i způsob hledání. To může probíhat pouze v jednotlivých liniích (případ mikrostruktury litin s vysokým obsahem chromu a ICDP litin), popř. jsou generující body vyhledávány

¹⁵ Mikrostruktura oceli s vysokým obsahem chromu.

¹⁶ Mikrostruktura litiny s vysokým obsahem chromu.

v průsečících sítě vzájemně na sobě kolmých přímk, (případy vysoko chromem legované a rychlořezné oceli), viz Obr. 134.

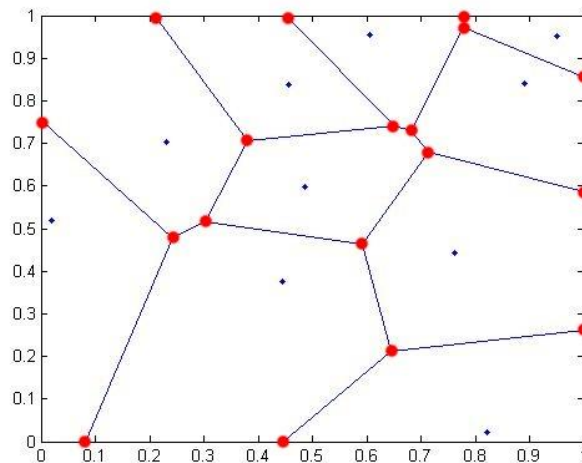


Obr. 134 Algoritmus určování morfologie mikrostruktury pro různé typy morfologie.

V této fázi algoritmus vyhledává vhodné generující body (a jejich buňky), tak aby vyhověl vstupním kritériím (uspořádání karbidů a jejich poměr vůči základní matici), přičemž se snaží zachovat konzistenci těchto karbidů, pokud není určen explicitně opak. Pakliže uživatel povolí dělení karbidů, buňky nejsou hromadně označeny jako jednolitý karbid a uživateli umožní manuální určení typu karbidů pro jednotlivé buňky. Tato operace však už probíhá v systému ANSYS.

8.2.2 Generování vstupního makra pro systém ANSYS

Po přiřazení Voroného buněk do jednotlivých množin, systém MATLAB vypočítá souřadnice průsečíků jejich hranic, ze kterých se vygenerují klíčové body pro systém ANSYS. Ty jsou posléze spojeny úsečkami, viz Obr. 135. Z uzavřených hranic je poté vytvořena plocha. Sled těchto příkazů se uloží jako vstupní makro pro systém ANSYS.



Obr. 135 Generování klíčových bodů pro systém ANSYS v průsečích hranic Voroného buněk.

Současně se vstupním makrem je vygenerován i textový soubor, který obsahuje tabulku Voroného buněk, kde je uložen příznak, zda má být konkrétní Voroného buňka interpretována jako karbid nebo jako základní matrice. Tato informace je poté přenesena do systému ANSYS.

8.2.3 Materiálové vlastnosti

V systému ANSYS je načtena vstupní geometrie. Zde je geometrie vysíťována a jsou jí přiřazeny materiálové vlastnosti. Pro jejich stanovení autor vycházel z literární rešerše. Pokud je zvolena oblast karbidů jako uniformní, přiřazení proběhne automaticky. Pokud je zvolen opak, uživatel si může ručně vybrat oblasti (Voroného buňky) pro různé typy karbidů. Matici byl přiřazen elasticko-plastický materiálový model, viz Tabulka 35, karbidům je přiřazen čistě elastický materiálový model. Do automatického algoritmu byl implementován pouze jeden druh karbidu Cr_7C_3 , o kterém existují dostatečné informace. V literatuře lze taktéž najít informace o vlastnostech oxidů železa, viz [140], [183]. Zatím ukazuje, že jejich mechanické chování je anizotropního charakteru (viz [214]), tudíž nevhodné pro 2D simulace.

Tabulka 35 – Použité materiálové vlastnosti pro mikrosférický model [131], [134], [186], [187], [193]

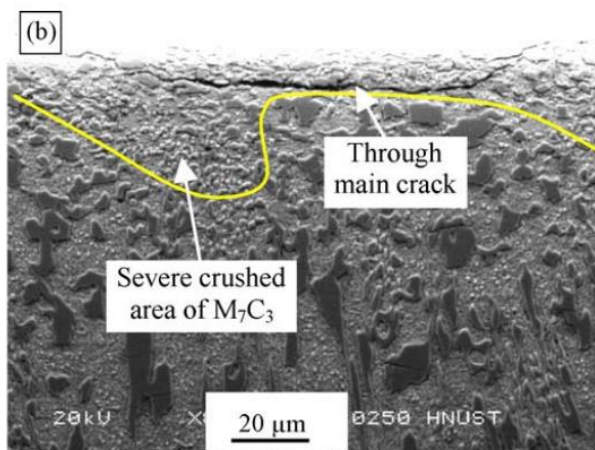
Materiálová vlastnost	Matrice	Karbidy
Mez kluzu	900 MPa	[-]
Modul pružnosti v tahu	206 GPa	289 GPa
Poissonovo číslo	0.25	0.31
Hustota	$7815 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-3}$	$7050 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-3}$
Součinitel teplotní vodivosti	$22 \text{ W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$	$18 \text{ W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$
Měrná tepelná kapacita	$520 \text{ J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$	$480 \text{ J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$
Součinitel tepelné roztažnosti	$13 \cdot 10^{-6} \cdot \text{K}^{-1}$	$12,5 \cdot 10^{-6} \cdot \text{K}^{-1}$

Cílem modelu není časový průběh stavu napětí, ale vyhodnocení převládajícího stavu napětí v konkrétním časovém kroku. Výpočetní nároky se odvíjí od počtu Voroného buněk a použitého měřítka konečněprvkové sítě. Délka výpočtu se pohybuje v řádu desítek minut, výpočetní nároky jsou řádově menší, než u modelu z kapitoly 5. Běžná výpočetní stanice je dostačující.

K vyhodnocení simulovaných dat nelze využít klasické přístupy kvůli stochastické povaze mikrostruktury [182]. Postprocessing dat spočívá v exportu hodnot hlavních napětí všech elementů modelu, které jsou rozčleněny na elementy matrice a karbidů. Tyto dvě skupiny jsou vyhodnocovány odděleně, formou analýzy relativní četnosti hodnot napětí. Takto je zjištěn převládající charakter napětí a je obcházena stochastická povaha úlohy.

8.2.6 Zahrnutí oxidačního činitele

Výhodou mikrosférického modelování je „snadné“ zahrnutí oxidace. Morfologii modelu můžeme modifikovat tak, aby směrem k povrchu obsahovala oxidy místo karbidů nebo jejich směsici, viz Obr. 137. Při dostatečně jemném Voroného diagramu, můžeme zahrnout i oxidaci podél karbidů. Na druhou stranu, algoritmus generování struktury se značně zkomplikuje. Taktéž musíme znát fyzikální a materiálové vlastnosti oxidů. Práce na toto téma již existují, např. [214], zatím však není dostatek informací pro správnou implementaci oxidů do simulace mikrostruktury.



Obr. 137 Pohled na mikrostrukturu litiny s vysokým obsahem chromu [198]. Směrem k hornímu okraji obrázku se mění morfologie struktury, karbidy jsou drceny na menší a oxidovány. Ve struktuře je také patrná makroskopická trhlinka.

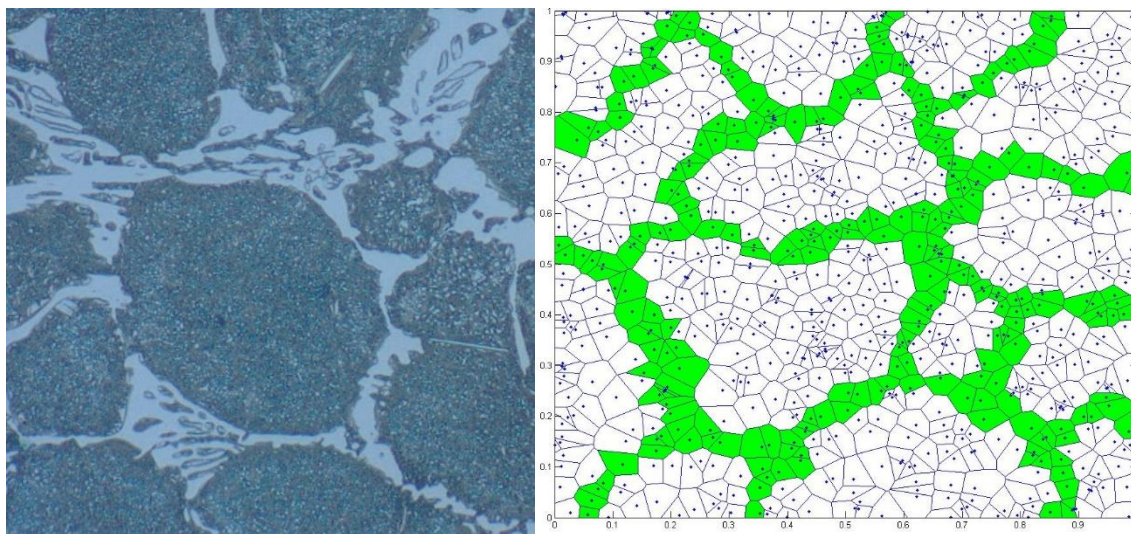
Zpracování úlohy pomocí technologie XFEM umožňuje jednoduší predikci šíření trhlin v porovnání s MKP (tj. FEM) technologií, což následně vede i ke snadnějšímu studiu únavových dějů.

8.3 PŘÍPADOVÉ STUDIE

Pro demonstraci modelu, navrženém v této kapitole, jsou zde prezentovány dvě případové studie. První, resp. druhá popisuje chování mikrostruktury charakteristické pro ocel, resp. litinu s vysokým obsahem chromu. Srovnání generované mikrostruktury s reálnou jsou uvedeny níže. Tyto studie jsou pouze demonstrační, nestudují reálný případ, pouze se zakládají na reálných strukturách a experimentálních datech z kapitoly 6. Obsahují binární modely – martenzitu a Cr_7C_3 karbidu.

8.3.1 Vygenerovaná mikrostruktura oceli s vysokým obsahem chromu

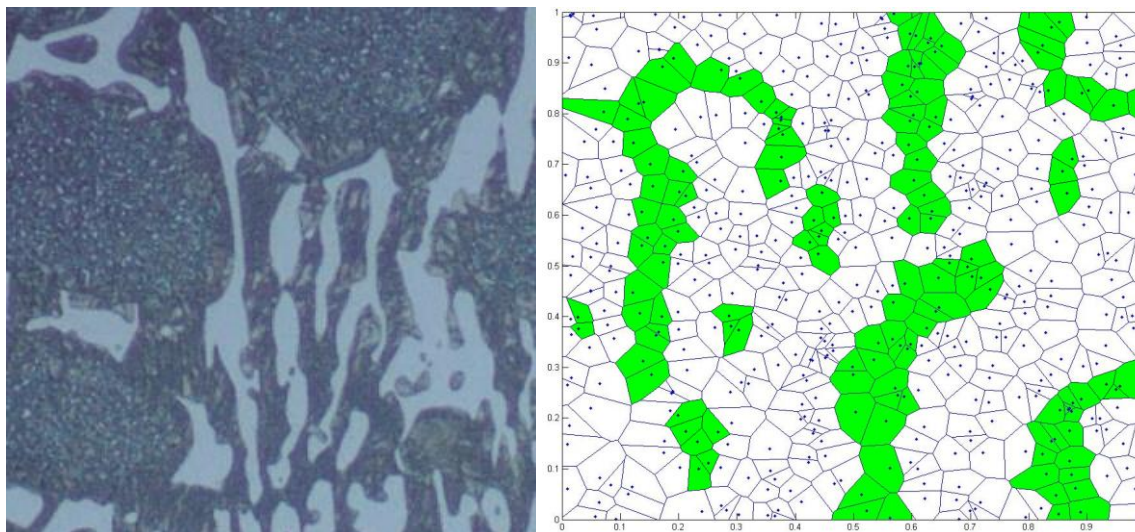
Tato studie je založena na materiálu Galileo [108], oceli se středním podílem karbidů, které jsou rovnoměrně rozprostřeny ve struktuře a tvoří pavučinové struktury.



Obr. 138 Srovnání vygenerovaného modelu (vpravo) s reálnou strukturou oceli s vysokým obsahem chromu [108]. Velikost modelu $200 \times 200 \mu\text{m}$.

8.3.2 Vygenerovaná mikrostruktura litiny s vysokým obsahem chromu

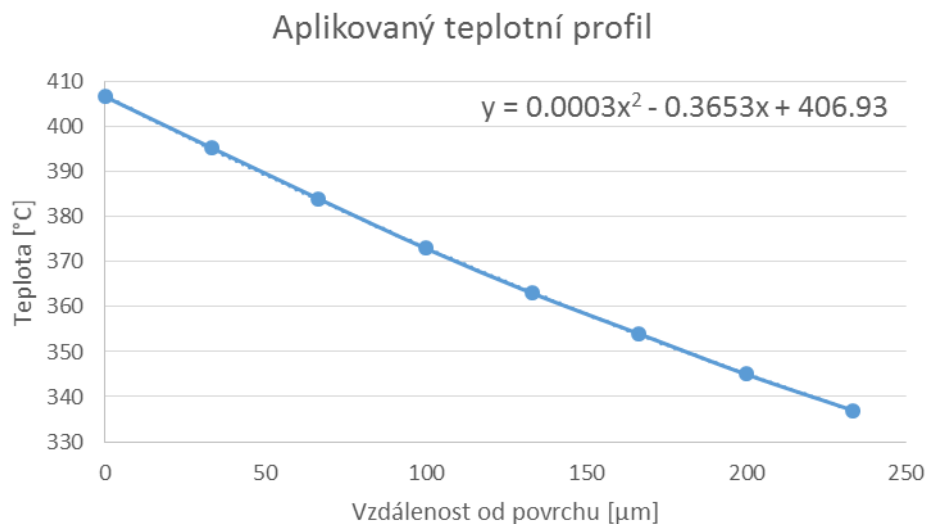
Tato studie je založena na materiálu Comet 90 [111], litiny s vysokým podílem chromu a karbidů celkově. Ty jsou nerovnoměrně rozprostřeny ve struktuře oceli, vytvářejí spíše delší a úzké struktury, které se shlukují.



Obr. 139 Srovnání vygenerovaného modelu (vpravo) s reálnou strukturou oceli s vysokým obsahem chromu [111]. Velikost modelu $200 \times 200 \mu\text{m}$.

8.3.3 Okrajové podmínky

Jako okrajová podmínka byl zvolen teplotní profil, viz Obr. 140. Tento profil je závislý na hloubce, viz kapitola 4.2.1. Vzhledem k malé oblasti (vzdálenosti od povrchu), lze profil nahradit jednoduchou lineární závislostí vzdálenosti od povrchu.



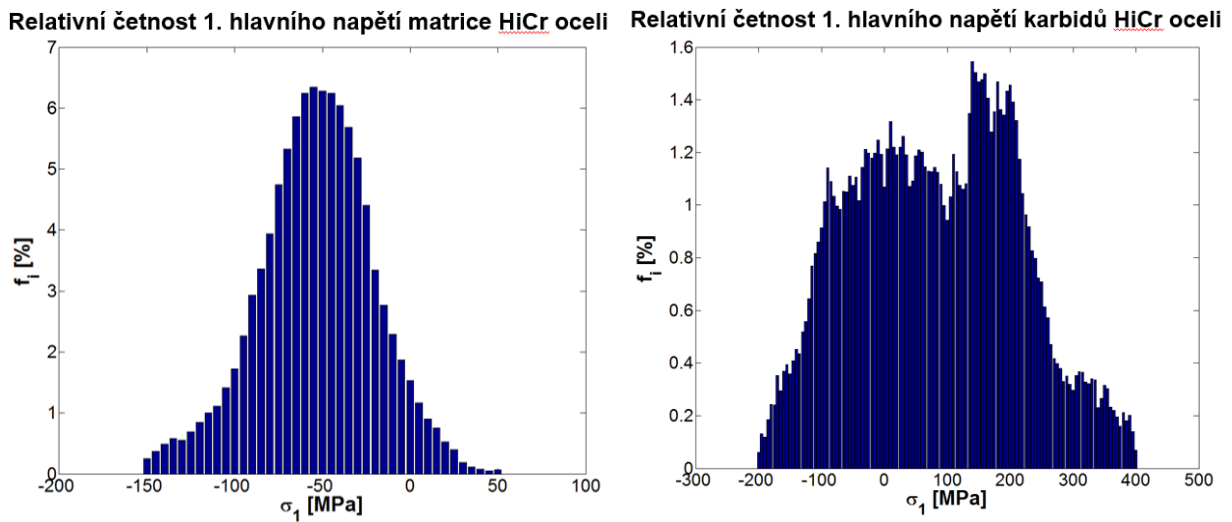
Obr. 140 Okrajová podmínka pro mikrosférický profil - výstup z makrosférického modelu, teplotní profil jako funkce vzdálenosti od povrchu.

8.4 VÝSLEDKY PŘÍPADOVÝCH STUDIÍ

Jako výstup ze simulace je použit identický postup jako v pracích [182], [196], v podobě relativní četnosti prvního hlavního napětí v elementech modelu podle jejich příslušnosti (matrice, karbidy). Tato metoda bere v potaz stochastickou povahu úlohy, dává představu o charakteru napětí a jeho rozložení.

8.4.1 Napětí mikrostruktury oceli v vysokým obsahem chromu

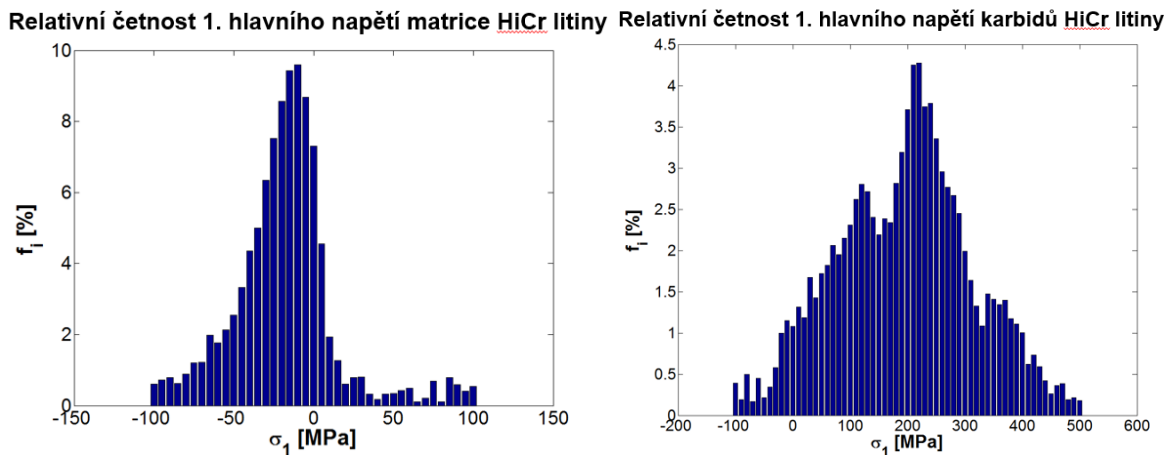
Na Obr. 141 vidíme, že matrice oceli je vystavena tlakovému namáhání, přičemž hodnoty jsou soustředěny okolo -50 MPa. Rozdělení četnosti odpovídá Gaussovu rozdělení. Karbidy jsou namáhány převážně tahově. Jejich rozdělení je rovnoměrně rozprostřeno, významnější podíl se objevuje okolo hodnoty 200 MPa.



Obr. 141 Rozložení četnosti prvního hlavního napětí v matrici, resp. v karbidech vlevo, resp. vpravo.

8.4.2 Napětí mikrostruktury litiny s vysokým obsahem chromu

Na Obr. 142 vidíme, že i matrice litiny s vysokým obsahem chromu je pod tlakovým napětím, které je soustředěno okolo hodnoty 20 MPa. Rozdělení odpovídá logaritmicko-normálnímu rozdělení. Karbidy jsou namáhány převážně tahově. Jejich rozdělení je disproporční, významný podíl je soustředěn okolo hodnoty 250 MPa.

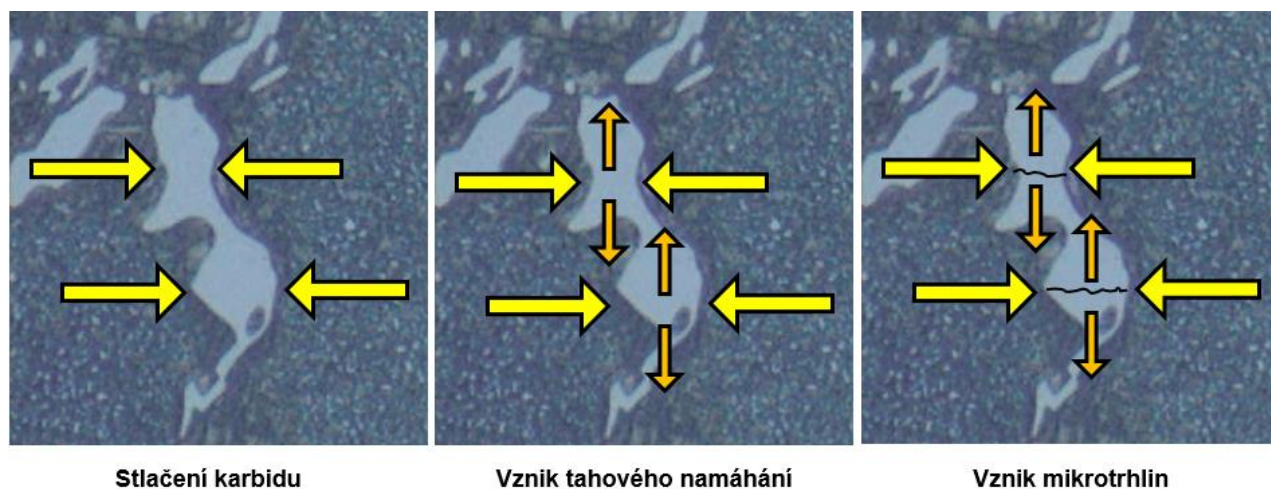


Obr. 142 Rozložení četnosti prvního hlavního napětí v matraci (vlevo) a. v karbidech (vpravo).

8.5 ROZBOR VÝSLEDKŮ PŘÍPADOVÝCH STUDIÍ

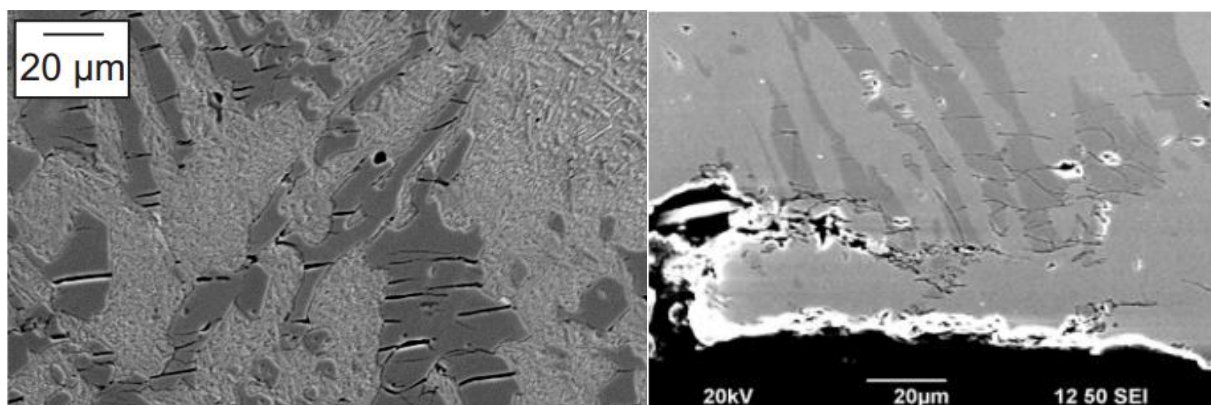
Matrice materiálu je namáhána tlakem opět u obou studií, čemuž odpovídá stlačování zrn matrice vlivem expanze při ohřevu. Matrice u oceli byla vystavena většímu tlaku, což se dá vysvětlit spojitým síťovým karbidů okolo zrn, které omezuje jejich deformaci. Výsledky ukázaly na zajímavé chování karbidů. U litiny byly karbidy namáhány především tahově, u oceli se vyskytovalo jak tahové, tak tlakové namáhání, přičemž převažovalo tahové.

Toto chování lze vysvětlit, pokud se zaměříme na tvar karbidu a většího součinitele tepelné roztažnosti matrice. Matrice expanduje více než karbidy, které jsou stlačovány. Tlak na vnější hrany karbidu vyvodí vnitřní tahové namáhání, které je kolmé na směr tlakového namáhání.



Obr. 143 Mechanismus vzniku tahových napětí v karbidech.

Tahovému namáhání karbidů lze přičíst vznik mikrotrhlin, které vznikají v karbidech, které mají poměr délky vs. šířky větší než 2. Takovéto karbidy najdeme především u litin. Degradční mechanismus tepelné únavy lze tedy rozšířit o další jev – trhliny paralelní k povrchu. Pro odlišení nazvěme tento jev sekundární tepelnou únavou.



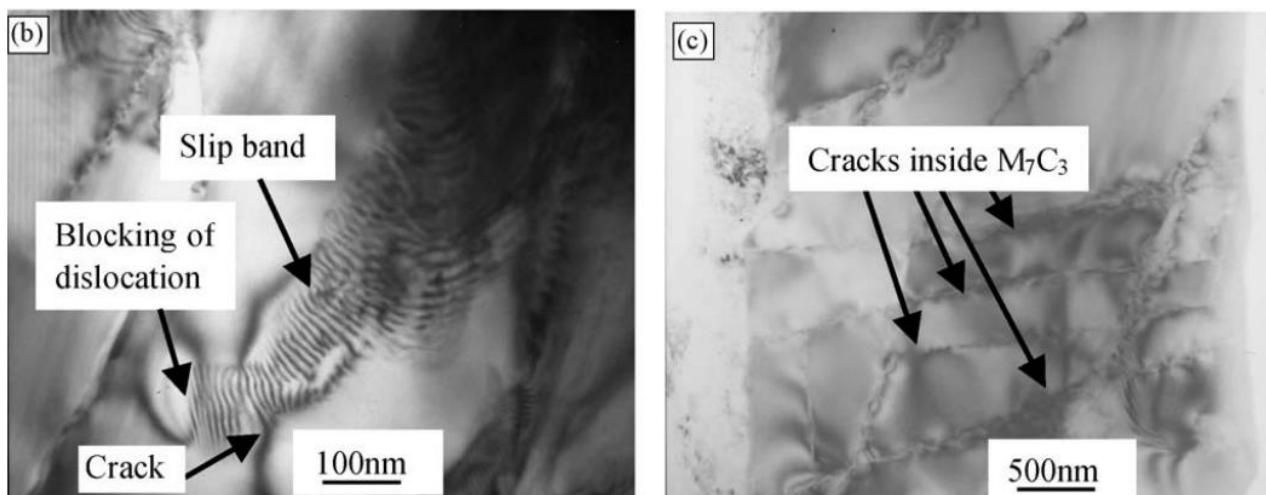
Obr. 144 Mikrotrhliny v karbidech litin s vysokým obsahem chromu [182] (vlevo), [118] (vpravo).

Na základě výsledků případových studií lze taktéž vyslovit domněnku, že síťoví karbidů ocelí je vystaveno nižšímu tahovému namáhání, než je tomu např. u karbidů litin, kvůli jejich prostorové orientaci. Tomu odpovídá chování zde prezentovaných případových studií i pozorování v praxi [101], [114]. Další závěry lze vyvodit až ve chvíli, kdy bude experimentálně stanoveno kritérium vzniku a šíření trhlin v mikrostruktuře daného materiálu. Ukázkovou prací na toto téma je [196].

8.6 MOŽNOSTI ROZŠÍŘENÍ SIMULACÍ MIKROSTRUKTURY

Pokud se omezíme na 2D zjednodušení simulací mikrostruktur, můžeme profitovat z výpočtové nenáročnosti Voroného algoritmu v rovině. Při využití XFEM můžeme chování mikrostruktury obohatit o predikci šíření trhlin, popř. popsat komplexnější chování mikrostruktury, např. nehomogenní vodivost.

Pokud bychom chtěli zajít dále, musíme opustit představu homogenní struktury matrice karbidů a zahrnout její defekty (skluzová pásma, překážky pohybu dislokací) uvnitř matrice i karbidů. Dílčí informace o této problematice již existují, za výbornou práci lze uvést [198]. Taktéž nelze opomenout sekundární karbidy vznikající uvnitř matrice, viz kapitola 1.5. K zahrnutí těchto jevů se už Voroného diagramy nehodí a musí se vycházet z jiných postupů.



Obr. 145 Znárodnění nehomogenit struktury oceli v podobě skluzových pásem uvnitř krystalografické struktury zrna (vlevo), překážek pohybu (vlevo) a trhlin uvnitř karbidu[198].

9 ZÁVĚR

9.1 SHRNUÍ POZNATKŮ Z MAKROSFÉRICKÉHO MODELOVÁNÍ

V této práci byl navržen nástroj pro analýzu stavu napětí pracovní vrstvy pracovního válce. Spojuje v sobě systémy MATLAB a ANSYS. V práci je podrobně diskutována jeho tvorba, předpoklady i optimalizace. Model pracuje s experimentálními i analytickými vstupními daty. Pomocí tohoto modelu byly zpracovány dvě případové studie založené na experimentálních datech.

První případová studie byla zaměřena na podíl jednotlivých zatěžujících činitelů na celkový stav napětí. Jako dominantní zdroj napětí bylo identifikováno tepelné zatížení. Druhé nejvýznamnější zatížení bylo identifikováno jako kontaktní únava. Třetí nejvýznamnější zatížení bylo identifikováno jako normálové zatížení ve válcovací mezeře. Simulace ukázaly, že teplotní namáhání způsobuje vysokou míru plastizace na povrchu válce, která s rostoucí vzdáleností od povrchu exponenciálně klesá, zatímco kontakt s opěrným válcem způsobuje menší míru plastizace, avšak s vyšší mírou penetrace do povrchu.

Byl zpřesněn tvar napjatostně-deformační křivky pro obvodový směr, který byl definován před 40 lety a který nyní lépe odpovídá skutečnosti. Byl identifikován podíl jednotlivých zatížení na celkovém stavu napětí, včetně dopadu vstupního i výstupního chlazení na tvar napjatostně-deformační křivky. Vliv polohy chladících kolektorů se ukázal být nepodstatný.

Druhá případová studie – simulace havárie chlazení, ukázala pravděpodobnou příčinu roztržení pracovního válce a masivního spallingu, která jsou pozorována v praxi. Pracovní válce obsahují zbytková napětí, která jsou způsobena technologií výroby. V pracovní vrstvě, která je odlévána jako první, vznikají tlaková napětí díky ochlazení a následnému smrštění celé pracovní vrstvy. Ta tlačí na přechodovou vrstvu a jádro válce, kde vznikají zbytková axiální tahová napětí. Při výrobě válce je však nastolena rovnováha mezi těmito napětími.

Havárie chlazení či jiné okolnosti, které dovolí přehřátí válce mimo běžný pracovní rozsah, způsobí masivní zvýšení tlakových, resp. tahových napětí v pracovní vrstvě, resp. v jádru válce. Simulace ukázala enormní nárůst tlakových napětí i jejich penetraci do hloubky při kontaktu s provalkem. Tento nárůst je přenesen do jádra válce, kde se projeví zvýšeným tahovým napětím, které může vést k roztržení jádra pracovního válce.

Simulace taktéž ukázala enormní zvýšení tahových napětí při opětovném spuštění chladicího systému, což lze označit za příčinu masivního spallingu. Při havárii chlazení není korigován tepelný tok do pracovního válce, teplo tím pádem proniká hlouběji do pracovní vrstvy válce. Při spuštění chlazení dochází k podchlazení povrchové vrstvy. Chlazení však nemůže proniknout dostatečně do hloubky tak, aby zchladilo celou přehřátou vrstvu. Podchlazená vrstva se smršťuje. V několika milimetrech hloubky od povrchu pracovní vrstvy válce se akumuluje gradient napětí v řádu GPa/mm. Vzniká masivní degradace povrchu. Pokud se válec blíží ke konci své životnosti, kdy napětí dostatečně pronikne až k přechodové vrstvě mezi pracovní vrstvou a jádrem válce, dochází k odtržení plátů pracovní vrstvy z těla válce.

9.2 SHRNUÍ POZNATKŮ Z MIKROSFÉRICKÉHO MODELOVÁNÍ

V této práci byl taktéž navržen a popsán výpočetní model pro simulaci mikrostruktury oceli. S pomocí tohoto modelu bylo simulováno chování mikrostruktury odvozené od vysoce chromem legované oceli a

litiny. I při omezených znalostech materiálových vlastností a nezbytných zjednodušení, se tento model ukázal být cenným nástrojem pro studium degradace povrchu.

Analýza mikrostruktury litiny s vysokým obsahem chromu identifikovala pravděpodobnou příčinu vzniku trhlin paralelních k povrchu, které se vytvářejí v síťoví karbidů a které doposud nebyly uspokojivě vysvětleny. Jako původce vzniku bylo identifikováno teplotní namáhání. Mechanismus byl nazván sekundární tepelná únava z důvodu odlišení od primární tepelné únavy – vzniku makroskopických trhlin v síťoví karbidů, které jsou kolmé k povrchu a které se šíří podél rozhraní matrice a síťoví karbidů.

Mechanismus sekundární tepelné únavy byl vysvětlen takto: Při vystavení mikrostruktury zvýšené teplotě nastává expanze matrice a karbidů. Expanze může probíhat pouze v radiálním směru, v axiálním i tangenciálním směru je omezena ostatním materiálem. Obě složky mikrostruktury – matrice a karbidy, mají rozdílné chování. Karbidy jsou tvrdší a pevnější. Matrice je houževnatější. Dochází k expanzi zrn matrice a k dilataci karbidů v radiálním směru. Dlouhé, štíhlé karbidy chromu jsou stlačovány okolní matricí, která nutí karbidy se prodlužovat. Chovají se tak jako prut, který je na obou koncích natahován silou. Tato tahová napětí, která byla zjištěna pomocí mikrosférického modelu, způsobují trhání karbidů ve směru paralelním k povrchu pracovního válce.

Analýza mikrostruktury vysoce chromem legované oceli ukázala rovnoměrnější distribuci napětí v síťoví karbidů než u oceli s vysokým obsahem chromu. To vysvětluje vyšší výkon oceli ve specifických situacích. Karbidy vytvářejí struktury podobné pavoučím sítím s uniformním rozložením orientace karbidů mezi zrny.

9.3 PREREKVIZITY A SMĚR PRO DALŠÍ VÝZKUM V OBLASTI VÁLCOVÁNÍ

Rozvoj dalších poznatků o degradaci povrchů s využitím makrosférického modelování válcovacího procesu je vázán na měření okrajových podmínek. Případové studie v této práci ukázaly, že zatížení ve válcovací mezeře i kontakt s opěrným válcem se významně podílejí na stavu napětí povrchu pracovního válce.

Velký potenciál zvýšení životnosti se skrývá v modelování válce jako neuniformního celku, kde bude zvlášť jádro válce, přechodová a pracovní vrstva. Pokud bychom stanovili materiálové vlastnosti všech komponent přesně, popř. v malých tolerancích, umožní to simulovat válec jako celek a optimalizovat jej jako celek. Pokud bychom znali přesně, popř. v malých tolerancích stav napětí jádra, umožnilo by to zvýšení pracovní vrstvy válce, čímž je přímo zvýšena jeho životnost. Překážkou jsou zde materiálové vlastnosti, především v oblasti přechodové vrstvy, která vzniká na hranici mezi pracovní vrstvou a jádrem válce, viz kapitola 1.4. Taktéž se musí vyřešit problém neznámé distribuce zbytkových napětí podél hloubky pracovního válce. Bez schopnosti určit zbytková napětí v celé hloubce pracovní vrstvy, je přístup modelování válce jako neuniformního celku v praxi nepoužitelný. Řešením této situace by mohl být kombinovaný experimentálně-numerický přístup. Můžeme iterativně upřesňovat numerické simulace, dokud nebudou ve shodě s pozorovaným experimentem. Tento přístup je však velice náročný a nezaručuje výsledky.

Když se zaměříme na simulaci mikrostruktury, prvním problémem jsou materiálové vlastnosti jednotlivých fází. Zde je potřeba připomenout oxidační pochody, protože ty sehrávají velkou roli. Pokud je nebudeme schopni stanovit, simulace mikrostruktur má omezené uplatnění. Musíme také nalézt adekvátní metodiku pro stanovení mezního stavu pro kombinované tepelně-mechanické namáhání. I když jsme částečně

schopni stanovit stav napětí, chybí nám správná kritéria k vyhodnocení mezních stavů, která musejí být stanovena experimentálně. Zde však vyvstanou další problémy.

V makrosfěře můžeme pro konkrétní jednu součást vyrobit mnoho testovacích vzorků, o kterých snadno můžeme prohlásit, že jsou identické. Můžeme je více méně snadno modelovat a podrobit simulacím, které lze ověřit experimentem. V mikrosfěře toto neplatí. Po experimentu může být simulovaná mikrostruktura zcela změněna, bez možnosti ověření výsledků simulace.

Pokud bychom sledovali konkrétní materiál pod mikroskopem na několika různých místech, zjistíme, že podoba mikrostruktury je silně stochastická veličina. Pro simulace chování mikrostruktur je nezbytné nejprve vyřešit problém tvorby charakteristické mikrostruktury materiálu. Musí se stanovit jednotná metodika, která analyzuje mikrostrukturu a definuje její charakteristickou podobu. Zde by mohla napomoci analýza obrazu, která stanoví podíl karbidů a základní matrice, popř. identifikuje druh karbidu, čímž se úloha značně zjednoduší. Obdobné metody jsou již k dispozici.

Pokud tyto obtíže překonáme, budeme schopni vyhodnotit degradaci při válcování, odhadnout míru iniciace trhlin, popř. i jejich šíření. Budeme schopni kvantitativně i kvalitativně popsat degradaci povrchu pracovního válce a navrhnout optimální úběr materiálu při přebroušení, či délku válcovací kampaně.

Pokročilé metalurgické procesy jako např. mikrolegování, dovolují pokročilé manipulace s mikrostrukturou oceli, která umožní aplikovat zjištěné poznatky z mikrosférického modelování a zvýšit produktivitu procesu válcování.

10 SEZNAM POUŽITÉ LITERATURY

- [1] KOLLEROVÁ, M., M., ŽÍDEK, B. POČTA a V. DĚDEK. *Valcovanie*, Bratislava, Alfa, 1991. 576 s. ISBN 80-05-00729-9.
- [2] INCROPERA, F. P. a D. P. DE WITT. *Fundamentals of heat and mass transfer*. 3rd ed. New York: John Wiley & Sons, 1990. 919 s. ISBN 0-471-51729-1.
- [3] POČTA, B. *Základy teorie tváření kovů*. Praha: SNTL; 1966.
- [4] LENFELD, Petr. *Katedra tváření kovů a plastů – Skripta* [online]. ©2002 [cit. 2012-07-01]. Dostupné z: http://www.ksp.tul.cz/cz/kpt/obsah/vyuka/skripta_tkp/sekce/02.htm
- [5] ELFMARK, Jiří, et al. *Tváření kovů*. Ing. Pavel Vávra. 1. vyd. Praha: SNTL, 1992. 524 s. Technický průvodce; sv. 62. ISBN 80-03-00651-1.
- [6] GINZBURG, Vladimir B. a Robert BALLAS. *Flat rolling fundamentals*. New York: Marcel Dekker; 2000. ISBN 0-8247-8894-X
- [7] ROBERTS William L. a P. MUNTHE. *Hot Rolling of Steel, Second Edition*. New York: CRC Press, 2011. Manufacturing engineering and materials processing. ISBN 0-82472-6235
- [8] CAITHNESS, L., Cox, S. a S. EMERY. Surface Behaviour of HSS in Hot Strip Mills. In: *Collection of abstracts Rolls 2000+ Conference of the Institute of Materials at Birmingham*. Birmingham: Institute of Materials at Birmingham, April 1999.
- [9] LENARD, J. G., M. PIETRZYK, a L. CSER. *Mathematical and Physical Simulation of the Properties of Hot Rolled Products*. [Oxford], Elsevier, 1999. 364 s. ISBN 0-08-042701-4
- [10] CAEF – THE EUROPEAN FOUNDRY ASSOCIATION. *Roll Failures Manual: Hot Mill Cast Work Rolls*. 1st Edition. CAEF – THE EUROPEAN FOUNDRY ASSOCIATION, ©2002.
- [11] CORBETT, R. B. Rolls for the metalworking industries. *Iron & Steel Society*. Pennsylvania State University. Association for Iron & Steel Technology. 1990. 347 s. ISBN 978-09-32897-46-6
- [12] WALMAG, G., X. V. EYNDE, M. SINNAEVE a V. LECOMTE. Mechanisms of Work Roll Degradation in Hot Strip Mills. *Iron & Steel Technology*. 2009, s. 66–73.
- [13] MARTINI, F. a K. A. GOSTEV. New generation of wear-resistant bimetallic rolls for sheet mills. *Metallurgist*. Kluwer: Academic/Plenum Publishers, 1999. roč. 43, č. 5–6, s. 200–204.
- [14] XU, H. B., J. ZHANG, J. G. CAO, W. M. HUANG, Q. S. LIAO a P. W. ZHANG. Application of HSS Roll in Hot Strip Mill. In: *Advances in Materials Manufacturing Science and Technology Xiii, Vol 1: Advanced Manufacturing Technology and Equipment, and Manufacturing Systems and Automation*. 2009, roč. 626–627, str. 651–656.
- [15] SPUZIC, S., K. N. STRAFFORD, C. SUBRAMANIAN a G. SAVAGE. Wear of hot-rolling mill rolls: An overview. *Wear*. [Amsterdam]: Elsevier, 1994, roč. 176, č. 2, s. 261–271. SSDI 0043-1648(94)06467-V
- [16] SCHEY, John. A. *Tribology in Metalworking: Friction, Lubrication and Wear*. Ohio, USA: American Society for Metals, 1983. ISBN: 9780871701558
- [17] MAGNEE, A., C. GASPARD a M. GABRIEL. Wear behaviour of steels for hot working rolling-mill rolls. In: *C.R.M.*, 1980, roč. 57, s. 25–39.
- [18] THIEME Jochem. C. a Sepp AMMARELLER. *Walzwerkswalzen*, Curych: Climax Molybdenum Company, 1967.
- [19] COLAS, R., J. RAMIREZ, I. SANDOVAL, J. C. MORALES a L. A. LEDUC. Damage in hot rolling work rolls. *Wear*. [Amsterdam]: Elsevier, 1999, roč. 230, č. 1, s. 56–60. PII: S0043-1648(99)00081-2
- [20] AOH J.-N., Y.-R., JENG, E.-L., CHU a L.-T. WU. On the wear behavior of surface clad layers under high temperature. *Wear*. [Amsterdam]: Elsevier, 1999, roč. 225–229, s. 1114–1122. PII: S0043-1648(98)00393-7.
- [21] VERGNE, C., C. BOHER, C. LEVAILLANT a R. GRAS. Analysis of the friction and wear behavior of hot work tool scale: application to the hot rolling process. *Wear*. [Amsterdam]: Elsevier, 2001, roč. 250, s. 322–333. PII: S0043-1648(01)00598-1.

- [22] KANG, Y. J., J. CH. OH, H. Ch. LEE, a S-H. LEE. Effects of Carbon and Chromium Additions on the Wear Resistance and Surface Roughness of Cast High-Speed Steel Rolls. *Metallurgical and Materials Transactions*. 2001, roč. 32, s. 2515–2525.
- [23] SKOROKHVATOV, N. B., V. V. GLUKHOV, V. S. SMIRNOV a K. A. GOSTEV. Use of wear-resistant rolls on a 2000 continuous hot-strip mill. *Metallurgist*. 2002, roč. 46, č. 7–8, s. 208–212.
- [24] HANLON D. N. a W. M. RAINFORTH. The rolling sliding wear response of conventionally processed and spray formed high speed steel at ambient and elevated temperature. *Wear*. [Amsterdam]: Elsevier, 2003, roč. 255, s. 956–966. DOI:10.1016/S0043-1648(03)00083-8
- [25] BELZUNCE, F. J., A. ZIADI a C. RODRIGUEZ. Structural integrity of hot strip mill rolling rolls. *Engineering Failure Analysis*. [Amsterdam]: Elsevier, 2004, roč. 11, č. 5, s. 789–797. DOI: 10.1016/j.engfailanal.2003.10.004
- [26] RYU, J. H., P. JI. Thermal fatigue and wear properties of high speed steel roll for hot strip mill. In: *Proceedings of the Rolls 2000+ Conference*, Birmingham: 1999, s. 91–99.
- [27] RYU, J. H. a H. B. RYU. Correlation of the rolled-in defects in IF steel and the thermal fatigue properties of the hot strip mill work rolls. In: *Proceedings of 42nd MWSP Conference*, 2000: ISS, XXXVIII. s. 223–231.
- [28] GOTO, K. et al. Basic characteristics and microstructure of high carbon high speed steel for hot rolling mill. *ISIJ Int* 1992, roč. 32, č. 11, s. 1184–1189.
- [29] MILAN, J. C. G., M. A. CARVALHO,., P. R. XAVIER, S. D. FRANCO a J. D. B. De Mello. Effect of temperature, normal load and pre-oxidation on the sliding wear of multi-component ferrous alloys. *Wear* [Amsterdam]: Elsevier, 2005, roč. 259, č. 1–6, s. 412–423. DOI: 10.1016/j.wear.2005.02.050
- [30] PELLIZZARI, M., A. MOLINARI a G. STRAFFELINI. Tribological behaviour of hot rolling rolls. *Wear*. [Amsterdam]: Elsevier, 2005, roč. 259, s. 1281–1289. DOI: 10.1016/j.wear.2004.12.006.
- [31] VERGNE, C., C. BOHER, R. GRAS a C. LEVAILLANT. Influence of oxides on friction in hot rolling: Experimental investigations and tribological modelling. *Wear*. [Amsterdam]: Elsevier, 2006, roč. 260, č. 9–10, s. 957–975. DOI: 10.1016/j.wear.2005.06.005
- [32] JOHN, S., S. SIKDAR, A. MUKHOPADHYAY a A. PANDIT. Roll wear prediction model for finishing stands of hot strip mill. *Ironmaking & Steelmaking*, 2006, roč. 33, č. 2, s. 169–175. DOI: 10.1179/174328106X80091.
- [33] SHAUGHNE, R. N. Wear and life of hot strip mill rolls. *Journal of the Iron and Steel Institute*, 1968, roč. 206, s. 981–989.
- [34] LI, C. S., X., LID a G.-D. WANG. New Method for Evaluating Thermal Wear of Rolls in Rolling Process. *Journal of Iron and Steel Research*. [International]. 2008, roč. 15, č. 6, s. 52–55.
- [35] PELLIZZARI, M., D. CESCATO a M. G. DE FLORA Hot friction and wear behaviour of high speed steel and high chromium iron for rolls. *Wear*. [Amsterdam]: Elsevier, 2009, roč. 267, č. 1–4, s. 467–475. DOI: 10.1016/j.wear.2009.01.049
- [36] GARZA-MONTES-DE-OCA, N. F. a W. M. RAINFORTH. Wear mechanisms experienced by a work roll grade high speed steel under different environmental conditions. *Wear*. [Amsterdam]: Elsevier, 2009, roč. 267, č. 1–4, s. 441–448. DOI:10.1016/j.wear.2009.01.048
- [37] KATO, O., H. YAMAMOTO, M. ATAKA, K. NAKAJIMA. Mechanisms of surface deterioration of roll for hot strip rolling. *ISIJ*. 1992, roč. 32, č. 11, s. 1216–1220.
- [38] CHOI J. a D. KIM. Mechanisms of surface deterioration of high Ni grain roll for hot strip rolling. *ISIJ*. 1999, roč. 39, s. 823–828.
- [39] ERICKSON, L. C. a S. HOGMARK. Analysis of banded hot rolling rolls, *Wear*. [Amsterdam]: Elsevier, 1993, roč. 165, s. 231–235.
- [40] RODENBURG, C. a W. M. RAINFORTH. Aquantitative analysis of the influence of carbide size distributions on wear behaviour of highspeed steel in dry rolling/sliding contact. *Acta Materialia*. 2007, roč. 55, s. 2443–2454.
- [41] XU, Liujie et al. Effect of Carbon on Frictional Wear Behaviours of High Vanadium High Speed Steel under Dry Sliding Condition. In: *Materials Science Forum*. Switzerland: Trans Tech Publications, ©2010, roč. 654–656, s. 370–373. DOI:10.4028/www.scientific.net/MSF.654-656.370

- [42] ZHU, Q., H. T. ZHU, A. K. TIEU, M. REID a L. C. ZHANG. In-situ investigation of oxidation behaviour in high-speed steel roll material under dry and humid atmospheres. *Corrosion Science*. [Amsterdam]: Elsevier, 2010, roč. 52, č. 8, s. 2707–2715. DOI:10.1016/j.corsci.2010.04.027
- [43] TIEU, A. K., Q. ZHU, H. T. ZHU a C. LU. An investigation into the tribological behaviour of a work roll material at high temperature *Wear*. [Amsterdam]: Elsevier, 2011, roč. 273, č. 1, s. 43–48.
- [44] WEI, M. X., K. M. CHEN, S. Q. WANG a X. H. CUI. Analysis for Wear Behaviors of Oxidative Wear. *Tribology Letters*. Springer, 2011, roč. 42, č. 1, s. 1–7. DOI: 10.1007/s11249-010-9741-y.
- [45] MOLINARI, C., G. STRAFFELIN, A. TOMASI, et al. Oxidation behavior of ledeburitic steel for hot rolls. *Materials Science and Engineering*. [Amsterdam]: Elsevier Ltd., 2000, roč. A280, s. 255–262. DOI: 10.1016/S0921-5093(99)00693-0
- [46] BEEK, Anton van. Tribology calculator, Tribology in machine design. *Hertzian line contact* [online]. Holandsko: Tribology-abc.com, ©2009 [cit. 2012-07-11]. Dostupné z: http://www.tribology-abc.com/calculators/e2_3.htm
- [47] HARVEY, P. NIXON. Debris signature analysis: A method for assessing the detrimental effect of specific debris contaminated lubrication environments. In: *Sae technical paper for Earthmoving Industry conference and exposition*. Illinois, USA: Timken Company, 1998. ISSN 0148-7191.
- [48] OLVER, AV. The Mechanism of rolling contact fatigue: an update. In: *Proc. IMechE, Journal of Engineering Tribology*, 2005, roč. 219, s. 313–330.
- [49] GLODEZ, S., R. POTOCNIK, J. FLASKER a B. ZAFOSNIK. Numerical modelling of crack path in the lubricated rolling–sliding contact problems. *Engineering Fracture Mechanics*, [Amsterdam] Elsevier Ltd., 2008, roč. 75, č. 3–4, s. 880–891.
- [50] BENASCIUTTI, D., E. BRUSA a G. BAZZARO. Finite elements prediction of thermal stresses in work roll of hot rolling mills. *Procedia Engineering*. [Amsterdam]: Elsevier Ltd., 2010, roč. 2, č. 1, 707–716.
- [51] FISCHER, F. D, W. E. SCHREINER, E. A WERNER a C. G SUN. The temperature and stress fields developing in rolls during hot rolling. *Journal of Materials Processing Technology*. [Amsterdam] Elsevier Ltd., 2004, roč. 150, č. 3, s. 263–269. [cit. 15.9.2013]. ISSN 0924-013. Dostupné z: <http://dx.doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2004.02.059>
- [52] Mitsubishi-Hitachi Metal Machinery, Inc. *Hot Strip Mill*. [katalog výrobce]. Mitsubishi-Hitachi Metal Machinery, Inc., ©2011
- [53] ZAHRADNÍK, Radek a Miroslav RAUDENSKÝ. Minimization of thermal cracks of rolls by cooling optimization. In: *Conf. proceeding METAL 2012*. 1st Edition 2012. 2012. r. 1–6. ISBN: 978-80-87294-29-1.
- [54] STEVENS, P. G., K. P. IVENS a P. HARPER. Increasing work-roll life by improved roll-cooling practice. *Journal of The Iron and Steel Institute*. The corporate laboratories of the British steel corporation, roč. 209, s. 1–11, 1971.
- [55] KIM, C. K., J. I. PARK, J. H. RYU a S. LEE. Correlation of microstructure and thermal-fatigue properties of centrifugally cast high-speed steel rolls. *Metallurgical and Materials Transactions a-Physical Metallurgy and Materials Science*, 2004, roč. 35A, č. 2, s. 481–492.
- [56] FITCH, Jim a Sabrin GEBARIN. Origin of Spherical Particles in Lubricants. *Oil analysis* [online]. ©2005. [cit. 2012-08-08]. Dostupné z: <http://www.machinerylubrication.com/Read/719/spherical-particles-lubricants>
- [57] GUO, Y. a W. J. QU. An optical fiber sensor system of on-line detecting roll wear and software imitation. In: *Second International Symposium on Computational Intelligence and Design*. Y. TANG a J. LAWRY, Edtion ed., 2009, s. 103–106. ISBN 978-0-7695-3865-5. DOI: 10.1109/ISCID.2009.174
- [58] COLÁS, Rafael. Modelling heat transfer during hot rolling of steel strip. *Modelling Simul. Mater. Sei.* Velká Británie: IOP Publishing Ltd., 1995, roč. 3, s. 437–453. [ISBN]: 0965-0393/95/040437+17\$19.5.
- [59] SUN, Cheng Gang. Investigation of interfacial behaviours between the strip and roll in hot strip rolling by finite element method. *Tribology International*. [Amsterdam]: Elsevier Ltd., 2005, roč. 38 s. 413–422. DOI: 10.1016/j.triboint.2004.09.002

- [60] CORRAL, R. L., R. COLÁS a A. PÉREZ. Modeling the thermal and thermoelastic responses of work rolls used for hot rolling steel strip. *Journal of Materials Processing Technology*. [Amsterdam]: Elsevier Ltd., 2004, roč. 153–154, s. 886–893. DOI: 10.1016/j.jmatprotec.2004.04.090
- [61] SAHA, J. K., et al. Mathematical modelling of roll cooling and roll surface stress. *ISIJ International*, 2005, roč. 45, č. 11, s. 1641–1650.
- [62] SIKDAR S. a S. JOHN. Simulation of thermal history of work rolls of finishing stand in hot strip mill: a numerical approach. *Ironmaking and Steelmaking*. Maney, 2006, roč. 33, č. 6, s. 493–499. DOI: 10.1179/174328106X149932
- [63] ZHANG, G. M., H. XIAO a C. H. WANG. Three-dimensional model for strip hot rolling. *Journal of Iron and Steel Research International*. 2006, roč. 13, č. 1, s. 23–26.
- [64] MERCADO-SOLIS, R. D., J. TALAMANTES-SILVA, J. H. BEYNON a M. A. L. HERNANDEZ-RODRIGUEZ. Modelling surface thermal damage to hot mill rolls. *Wear*. [Amsterdam]: Elsevier Ltd., 2007, roč. 263, s. 1560–1567. DOI: 10.1016/j.wear.2006.12.062
- [65] LI, Chang-sheng et al. Numerical Simulation of Temperature Field and Thermal Stress Field of Work Roll During Hot Strip Rolling. *Journal of Iron and Steel Research International*, 2007, roč. 14, č. 5, s. 18–21.
- [66] MUÑIZ, Alejandro Rivera. *Non-Linear Finite Element Method Simulation and Modelling of the Cold and Hot Rolling Processes*. Blacksburg, Virginia, 2007. Diplomová práce. Faculty of the Virginia Polytechnic Institute and State University.
- [67] PICQUÉ, M. Benjamin. *Experimental Study and Numerical Simulation of Ironoxide Scales Mechanical Behavior in Hot Rolling*. Paříž, 2004. Dizertační práce. Ecole des Mines de Paris.
- [68] FEDORCIUC-ONISA, C. a D. C. J. FARRUGIA. Investigations into Roll Thermal Fatigue in Hot Rolling. *International Journal of Material Forming*. [Londýn]: Springer, 2008, roč. 1, č. 1, s. 1–4
- [69] KIM J., J. LEE a S. M. HWANG. An analytical model for the prediction of strip temperatures in hot strip rolling. *International Journal of Heat and Mass Transfer*. [Amsterdam]: Elsevier Ltd., 2009, roč. 52, s. 1864–1874. DOI: 10.1016/j.ijheatmasstransfer.2008.10.013
- [70] CAO, J. G., J. ZHANG, N. KONG a K. F. MI. *Finite element analysis of strip and rolling mills*. School of Mechanical Engineering, University of Science and Technology, Peking, s. 561–587.
- [71] SANKAR, I. B., K. M. RAO a A. G. KRISHNA. Prediction of heat transfer coefficient of steel bars subjected to Tempcore process using nonlinear modeling. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. Londýn: Springer, 2009, roč. 47, č. 9–12, s. 1159–1166. DOI: 10.1007/s00170-009-2240-3
- [72] SHAIBU, V. B. *Numerical Analysis of Work Roll Cooling in Hot Rolling Process*. Rourkela, Odisha, Indie, 2012. Diplomová práce. National Institute of Technology Rourkela, Department of Mechanical Engineering.
- [73] CHANG, Der-Form. Thermal stresses in work rolls during the rolling of metal strip. *Journal of Materials Processing Technology*. [Amsterdam]: Elsevier Ltd., 1999, roč. 94, s. 45–51 PII: S0924-0136(98)00449-X.
- [74] YOUNES, M. A., M. SHAHTOUT a M. N. DAMIR. A parameters design approach to improve product quality and equipment performance in hot rolling. *Journal of Materials Processing Technology*. [Amsterdam]: Elsevier Ltd., 2006, roč. 171, č. 1, s. 83–92. DOI: 10.1016/j.jmatprotec.2005.06.052
- [75] GARZA-MONTES-DE-OCA, N. F., R. COLAS a W. M. RAINFORTH. On the damage of a work roll grade high speed steel by thermal cycling. *Engineering Failure Analysis*. [Amsterdam]: Elsevier Ltd., 2011, roč. 18, č. 6, s. 1576–1583. DOI: 10.1016/j.engfailanal.2011.06.001
- [76] SURESH, Subra. *Fatigue of Materials*. 2nd edition. New York, USA: Cambridge University Press, 2010. ISBN: 978-0-521-57847-9.
- [77] POLÁK, Jaroslav. *Cyclic Plasticity and Low Cycle Fatigue Life of Metals*. 2nd revised edition. Praha/Amsterdam: Academia/Elsevier Science Publ., 1991. (Materials Science Monographs, roč. 63., pro Elsevier) ISBN 80-200-0008-9 (pro Academia)/ ISBN: 0-444-98839-4 (pro Elsevier).
- [78] KLESNIL, M. a P. LUKÁŠ. *Fatigue of Metallic Materials*. 2nd revised edition. Amsterdam: Elsevier Science Publishers, 1992. Materials Science Monographs, roč. 71. ISBN: 0-444-98723-1.

- [79] DOWNLING, Norman E. *Mechanical Behavior of Materials: Engineering methods for deformation, fracture and fatigue*. 2nd edition. New Jersey: Prentice-Hall, Inc., 1998. ISBN: 0-13-905720-X.
- [80] FREMUNT, P., J. KREJČÍK, a T. PODRÁBSKÝ. *Nástrojové oceli*. Brno: Dům techniky, 1994
- [81] NODULAR, *Fundición Nodular – Ficha ARAP* [online]. ©2008, [cit. 2013-10-10]. Dostupné z: http://www.nodular.com/eng/prod_ARAP.html
- [82] ÅKERS AB. *Product data: SPECRA F – High Speed Steel*: Åkers AB, ©2006, [cit. 2013-10-10]. Dostupné také z: <http://www.akersrolls.com/upload/Product%20data%20sheets/SPECRA/Specra%20R.pdf>
- [83] ÅKERS AB. *Product data: URMA - High chrome steel*: Åkers AB, ©2006, [cit. 2013-10-10]. Dostupné také z: <http://www.akersrolls.com/upload/Product%20data%20sheets/URMA/Urma%20HSM.pdf>
- [84] ÅKERS AB. *Product data: ICRA - Indefinite chill*: Åkers AB, ©2006, [cit. 2013-10-10]. Dostupné také z: <http://www.akersrolls.com/upload/Product%20data%20sheets/ICRA/Icra%20HSM.pdf>
- [85] ÅKERS AB. *Product data: MICRA - Enhanced indefinite chill*: Åkers AB, ©2006, [cit. 2013-10-10]. Dostupné také z: <http://www.akersrolls.com/upload/Product%20data%20sheets/MICRA/Micra%20HSM.pdf>
- [86] ÅKERS AB. *Product data: MICRA X - Enhanced indefinite chill*: Åkers AB, ©2006, [cit. 2013-10-10]. Dostupné také z: http://www.akersrolls.com/upload/Product%20data%20sheets/MICRA%20X/MICRAX_Edition%201205.pdf
- [87] ÅKERS AB. *Product data: CRONA - High chrome iron*: Åkers AB, ©2006, [cit. 2013-10-10]. Dostupné také z: <http://www.akersrolls.com/upload/Product%20data%20sheets/CRONA/CronaHSM.pdf>
- [88] ÅKERS AB. *Product data: CICRA - Enhanced high chrome iron*: Åkers AB, ©2006, [cit. 2013-10-10]. Dostupné také z: <http://www.akersrolls.com/upload/Product%20data%20sheets/CICRA/CicraHSM.pdf>
- [89] ÅKERS AB. *Product data: IRMA - Semi High Speed Steel*: Åkers AB, ©2006, [cit. 2013-10-10]. Dostupné také z: http://www.akersrolls.com/upload/Product%20data%20sheets/IRMA/Revision%20January%202011/IRMA_Edition%201101.pdf
- [90] ÅKERS AB. *Product data: ICRA - Indefinite chill*: Åkers AB, ©2006, [cit. 2013-10-10]. Dostupné také z: <http://www.akersrolls.com/upload/Product%20data%20sheets/ICRA/Icra%20PM.pdf>
- [91] ÅKERS AB. *Product data: MICRA - Enhanced indefinite chill*: Åkers AB, ©2006, [cit. 2013-10-10]. Dostupné také z: <http://www.akersrolls.com/upload/Product%20data%20sheets/MICRA/Micra%20PM.pdf>
- [92] ÅKERS AB. *Product data: CRONA - High chrome iron*: Åkers AB, ©2006, [cit. 2013-10-10]. Dostupné také z: <http://www.akersrolls.com/upload/Product%20data%20sheets/CRONA/CronaPM.pdf>
- [93] VÍTKOVICKÉ SLÉVÁRNY. *Material grades – High speed steel KV5*: Vítkovické slévárny, ©2010, [cit. 2013-10-10]. Dostupné také z: <http://www.vitkovickeslevarny.cz/uploads/File/material-grade-KV5.pdf>
- [94] VÍTKOVICKÉ SLÉVÁRNY. *Material grades – High chromium steel KV 3, KV 4, KV 4 M*: Vítkovické slévárny, ©2010, [cit. 2013-10-10]. Dostupné také z: <http://www.vitkovickeslevarny.cz/uploads/File/material-grades-KV3-KV4-KV4M.pdf>
- [95] VÍTKOVICKÉ SLÉVÁRNY. *Material grades – High chromium iron OLVI 110*: Vítkovické slévárny, ©2010, [cit. 2013-10-10]. Dostupné také z: <http://www.vitkovickeslevarny.cz/uploads/File/material-grade-OLVIT110.pdf>
- [96] VÍTKOVICKÉ SLÉVÁRNY. *Material grades – High chromium iron OLVI 90 M*: Vítkovické slévárny, ©2010, [cit. 2013-10-10]. Dostupné také z: <http://www.vitkovickeslevarny.cz/uploads/File/material-grade-OLVIT90M.pdf>

- [97] VÍTKOVICKÉ SLÉVÁRNY. *Material grades –High chromium iron OLVI 70, 80S, 90* : Vítkovické slévárny, ©2010, [cit. 2013-10-10]. Dostupné také z: <http://www.vitkovickeslevarny.cz/uploads/File/material-grades-OLVIT70-OLVIT80S-OLVIT90.pdf>
- [98] VÍTKOVICKÉ SLÉVÁRNY. *Material grades –Indefinite chilled layer ICDP NTV 1, 2, 2M*: Vítkovické slévárny, ©2010, [cit. 2013-10-10]. Dostupné také z: <http://www.vitkovickeslevarny.cz/uploads/File/material-grades-NTV1-NTV2-NTV2M.pdf>
- [99] VÍTKOVICKÉ SLÉVÁRNY. *Material grades –Indefinite chilled layer ICDP NTV 3M*: Vítkovické slévárny, ©2010, [cit. 2013-10-10]. Dostupné také z: <http://www.vitkovickeslevarny.cz/uploads/File/material-grade-NTV3M.pdf>
- [100] VÍTKOVICKÉ SLÉVÁRNY. *Material grades –Indefinite chilled layer ICDP NTV 4*: Vítkovické slévárny, ©2010, [cit. 2013-10-10]. Dostupné také z: <http://www.vitkovickeslevarny.cz/uploads/File/materialovy-list-ntv4.pdf>
- [101] ZIEHENBERGER, K. H. a M. WINDHAGER. Recent Developments in HSM Rougher Rolls – Risks and Chances. *Iron and Steel Technology*. 2006, roč. 3, č. 9, s. 38–41. ISSN: 1547-0423
- [102] ZAHRADNÍK, R., J. HRABOVSKÝ a M. RAUDENSKÝ. Study of the work roll cooling in hot rolling process with regard on service life. In *Rolling 2013*. 1. Venice: AIM Italy, 2013. s. 1–12. ISBN: 978-80-89275-24- 3.
- [103] MARICHAL KETIN. *SIRIUS – High Speed Steel*. Liège (Belgie): MERICHAL KETIN. ©2013 Dostupné také z: <http://www.mkb.be/Qualities/MK-Sirius.pdf>
- [104] MARICHAL KETIN. *MK AURORA - High Speed Steel*. Liège (Belgie): MERICHAL KETIN. ©2013 Dostupné také z: <http://www.mkb.be/Qualities/MK-Aurora.pdf>
- [105] MARICHAL KETIN. *MK KOSMOS - High Speed Steel*. Liège (Belgie): MERICHAL KETIN. ©2013 Dostupné také z: <http://www.mkb.be/Qualities/MK-Kosmos.pdf>
- [106] MARICHAL KETIN. *MK VEGA - Microalloyed ICDP*. Liège (Belgie): MERICHAL KETIN. ©2013 Dostupné také z: <http://www.mkb.be/Qualities/MK-Vega.pdf>
- [107] MARICHAL KETIN. *MK ICDP - MK ICDP - Indefinite Chill Double Pour*. Liège (Belgie): MERICHAL KETIN. ©2013 Dostupné také z: <http://www.mkb.be/Qualities/MK-ICDP.pdf>
- [108] MARICHAL KETIN. *MK GALILEO - High Chromium Steel*. Liège (Belgie): MERICHAL KETIN. ©2013 Dostupné také z: <http://www.mkb.be/Qualities/MK-Galileo.pdf>
- [109] MARICHAL KETIN. *MK GALAXY - High Chromium Steel*. Liège (Belgie): MERICHAL KETIN. ©2013 Dostupné také z: <http://www.mkb.be/Qualities/MK-Galaxy.pdf>
- [110] MARICHAL KETIN. *MK COMET 70 - High Chromium Iron*. Liège (Belgie): MERICHAL KETIN. ©2013 Dostupné také z: <http://www.mkb.be/Qualities/MK-Comet70.pdf>
- [111] MARICHAL KETIN. *MK COMET 90 - High Chromium Iron*. Liège (Belgie): MERICHAL KETIN. ©2013 Dostupné také z: <http://www.mkb.be/Qualities/MK-Comet90.pdf>
- [112] SENTE SOFTWARE LTD. *JMatPro Thermo-physical & physical properties bespoke software UK Sente Software Ltd*. [online]. Sente Software Ltd., ©2012 [cit. 2013-11-01]. Dostupné z: <http://www.sentesoftware.co.uk/jmatpro.aspx>
- [113] SENTE SOFTWARE LTD. *JMat Pro v7.0.0* [software]. [přístup 1. října 2013]. Dostupné z: <http://www.sentesoftware.co.uk/downloads/demo-version.aspx> Požadavky na systém: PC Windows XP, SP3 a vyšší, 1 GB RAM; 200 MB volného místa na disku.
- [114] ZIEHENBERGER, K. H. a M. WINDHAGER. State of the art work rolls for hot rolling flat products. In: *CONAC 2007 – 3rd Steel Industry Conference and Exposition*.
- [115] POHANKA, Michal. *SimRoll*. [online]. ©2010 [cit. 2013-11-18]. Dostupné z: <http://lab4.fme.vutbr.cz/heatlab/software.htm>
- [116] LEE, S., D. H. KIM, J. H. RYU a K. SHIN. Correlation of microstructure and thermal fatigue property of three work rolls. *Metallurgical and Materials Transactions*. 1997, roč. 28, č. 12, s. 2595–2608. ISSN: 1073-5623. Dostupné také z: 10.1007/s11661-997-0017-6

- [117] ABUIN, M., et al. Development and application of high speed steel rolls for hot strip rolling mills. In: *15th IAS Rolling Conference* [online]. Argentina. 2004, s. 661–668. Dostupné z: <https://www.villaresrolls.com/web/pt/tecnologia/Artigos%20Tcnicos/2004%20-%2015th%20Rolling%20Conference%20IAS%20-%20Development%20and%20application%20of%20high%20speed%20steel%20rolls%20for%20hot%20strip%20mills.pdf>
- [118] DÜNCKELMEYER, M., et al. Microstructure analysis of a banded work roll with comparison between damage appearance and thermo-mechanical considerations. In: *International doctoral seminar, 16–19 května 2010, Smolenice castle* [online]. Slovensko. 2010, s. 126–134. Dostupné z: http://www.wkm.mw.tum.de/fileadmin/tumwkm/www/pdf/MitarbeiterDaten/IDS_2010_Duenckel_meyer.pdf
- [119] PELLIZZARI, M., et al. Semi high speed steels for roughing rolls with improved thermal fatigue resistance. *La Metallurgia Italiana*. 2005, roč. 6, č. 9, s. 57–61. ISSN: 0026-0843. Dostupné take z: <http://www.gruppofrattura.it/ors/index.php/aim/article/download/623/592>
- [120] SONBOLI, A. a S. SERAJZADEH. Prediction of thermal stresses and temperature field in work rolls during hot strip rolling process. *Materials Science and Technology*, 2010, roč. 26, č. 3, s. 343–351. ISSN 0267-0836. Dostupné také z: <http://dx.doi.org/10.1179/174328409X407560>
- [121] SONBOLI, A. a S. SERAJZADEH. A model for evaluating thermo-mechanical stresses within work-rolls in hot-strip rolling. *Journal of Engineering Mathematics*. 2012, roč. 72, č. 1, s. 73–85. ISSN 0022-0833. Dostupné také z: <http://dx.doi.org/10.1007/s10665-011-9462-8>
- [122] LIN, Z.-Ch. a Ch.-Ch. CHEN. Three-dimensional heat-transfer and thermal-expansion analysis of the work roll during rolling. *Journal of Materials Processing Technology*. 1995, roč. 49, č. 1–2, s. 125–147. ISSN: 0924-0136. Dostupné také z: [http://dx.doi.org/10.1016/0924-0136\(93\)01286-V](http://dx.doi.org/10.1016/0924-0136(93)01286-V)
- [123] FAN, Z., Y. WU, X. ZHAO a Y. LU. Simulation of polycrystalline structure with Voronoi diagram in Laguerre geometry based on random closed packing of spheres. *Computational Materials Science*. 2004, roč. 29, č. 3, s. 301–308. ISSN: 0927-0256. Dostupné z: <http://dx.doi.org/10.1016/j.commatsci.2003.10.006>
- [124] BOCCALINI M. Jr. a A. Sinatora. Microstructure and wear resistance of high speed steels for rolling mill rolls. In: *Proceedings of the 6th International Tooling Conference, Karlstad University*. Švédsko. 2002, s. 509–524. ISBN: 978-91-89422-82-7. Dostupné z: http://www.kau.se/sites/default/files/Dokument/subpage/2010/02/37_509_524_pdf_71097.pdf
- [125] LIN, Z.-Ch. a V.-H. LIN. A study of radial thermal expansion of a work roll for three-dimensional strip deformation during rolling. *Journal of Materials Processing Technology*. 1997, roč. 70, č. 1–3, s. 62–76. ISSN: 0924-0136. Dostupné z: [http://dx.doi.org/10.1016/S0924-0136\(97\)02895-1](http://dx.doi.org/10.1016/S0924-0136(97)02895-1)
- [126] LEE, J.M., et al. A finite element approach to transient thermal analysis of work rolls in rolling process. *Journal of manufacturing science and engineering* [online]. 2000, roč. 122, č. 4, s. 706–716 [cit. 6.10.2013]. ISSN 1087-1357. Dostupné z: <http://dx.doi.org/10.1115/1.1287590>
- [127] SUN, C.G, et al. Investigation of thermomechanical behavior work roll and of roll life in hot strip rolling. *Metallurgical and Materials Transactions A* [online]. 1998, roč. 29, č. 9, s. 2407–2424 [cit. 14.10.2013]. ISSN 1543-1940. Dostupné z: <http://link.springer.com/article/10.1007%2Fs11661-998-0117-y#page-1>
- [128] SERAJZADEH, S., A. K. TAHERI a F. MUCCIARDI. Unsteady state work-roll temperature distribution during continuous hot slab rolling. *International Journal of Mechanical Sciences* [online]. 2002, roč. 44, č. 12, s. 2447–2462 [12.10.2013]. ISSN: 0020-7403. Dostupné z: [http://dx.doi.org/10.1016/S0020-7403\(02\)00179-0](http://dx.doi.org/10.1016/S0020-7403(02)00179-0)
- [129] TONG, J., L. G. ZHAO a B. LIN. Ratchetting strain as a driving force for fatigue crack growth. *International Journal of Fatigue* [online]. 2013, roč. 46, s. 49–57 [cit. 15.10.2013]. ISSN 0142-1123. Dostupné z: <http://dx.doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2012.01.003>
- [130] KOKHAN, L. S., et al. Thermal stresses in the work rolls of hot-strip mills. *Metallurgist* [online]. 2009, roč. 53, č. 9, s. 560–564 [cit. 12.10.2013]. ISSN 0026-0894. Dostupné z: <http://dx.doi.org/10.1007/s11015-010-9214-4>

- [131] WEBER, K. H. Grundlagen des Bandwalzens. *Materials and Corrosion* [online]. 1974, roč. 25, č. 10, s. 801 [cit. 14.10.2013]. ISSN: 1521-4176. Dostupné z: <http://dx.doi.org/10.1002/maco.19740251026>
- [132] GINZBRG, V. B. *Flat-rolled steel processes: advanced technologies*. Boca Raton Florida, Spojené Státy Americké: CRC Press, Taylor & Francis Group, 2010. 384 s. ISBN 978-14-2007-293-8.
- [133] REIP, Thomas. *Thermomechanische Schädigung von Arbeitswalzen in Warmbreitbandstraßen*. München, 2006. Dizertační práce. Technische Universität München. Fakultät für Maschinenwesen. Lehrstuhl für Werkstoffkunde und Werkstoffmechanik mit Materialprüfamt für den Maschinenbau. Vedoucí práce: Prof. Dr. E. Werner. Dostupné take z: <http://d-nb.info/985154365/34>
- [134] KALPAKJIAN, S., S. R. SCHMID a E. WERNER. *Werkstofftechnik*. Mnichov: Pearson Deutschland GmbH, 2011. 1231 s. ISBN 978-38-6894-006-0.
- [135] LUNDBERG S. E. Evaluation of roll surface temperature and heat transfer in the roll gap by temperature measurements in the rolls. *Scandinavian journal of metallurgy*. 1997, roč. 26, č. 1, s. 20–26. ISSN 0371-0459.
- [136] BELYAEV, A. K., et al. Temperature field and thermal stresses in rotating work rolls during. In: *J.J. Skrzypek, R.B. Hetnarski (Eds.), Proceedings of the Third International Congress on Thermal Stresses '99*, Polsko: Krakov, 13–17 June 1999, s. 157–160. ISBN 978-8386991570.
- [137] ICHINO, K., Y. KATAOKA a T. KOSEKI. Development of Centrifugal Cast Roll with High Wear Resistance for Finishing Stands of Hot Strip Mill. Kawasaki Steel Technical Report [online]. 1997, č. 37, s. 13–18 [cit. 13.10.2013]. ISSN 1883-7263. Dostupné z: http://www.jfe-steel.co.jp/archives/en/ksc_giho/no.37/e37-013-018.pdf
- [138] WALMAG, G., S. FLAMENT, J. MALBRANCKE a G. MOREAS. Advanced techniques for a better understanding of work roll degradation in HSM and for the design of new roll grades. In *Rolling 2013*. 1. Venice: AIM Italy, 2013. s. 1–14. ISBN: 978-80-89275-24- 3.
- [139] BRANDNER, M., M. WINDHAGER a K. H. ZIEHENBERGER. Improvements in plate mill work rolls. In: SARUC Conference, 15–16. května 2008, Witbank, South Africa [online]. 2008, SARUC, s. 1–10 [cit. 15.10.2013]. Dostupné z: http://www.esw.co.at/docs/IMPROVEMENTS_IN_PLATE_MILL_WORK_ROLLS.pdf
- [140] PICQUE, B., et al. Mechanical behaviour of iron oxide scale: Experimental and numerical study. *Wear* [online]. 2006, roč. 260, č. 3, s. 231–242 [cit. 2013-10-14]. ISSN 0043-1648. Dostupné z: <http://dx.doi.org/10.1016/j.wear.2005.03.037>
- [141] XAVIER, R. R., et al. Successful Strategy for HSS Rolls implementation. In: *Materials science and technology - association for iron and steel technology. Conference and Exhibition 2005* [online]. 2005, Pittsburgh, USA, s. 55–64 [cit. 2013-10-25]. Dostupné z: <https://www.villaresrolls.com/web/pt/tecnologia/Artigos%20Tcnicos/2005%20-%20Materials%20Science%20and%20Technology%20Conference%20-%20Successful%20strategy%20for%20HSS%20rolls%20implementation.pdf>
- [142] IKEDA, M. et al. Effect of molybdenum addition on solidification structure, mechanical properties and wear resistivity of high chromium cast irons. *ISIJ International* [online]. 1992, roč. 32, č. 11, s. 1157–1162 [cit. 2013-10-26]. ISSN 0915-1559. Dostupné z: 10.2355/isijinternational.32.1157
- [143] HWANG, K. C., S. LEE a H. C. LEE. Effects of alloying elements on microstructure and fracture properties of cast high speed steel rolls: Part I: Microstructural analysis. *Materials Science and Engineering: A* [online]. 1998, roč. 254, č. 1–2, s. 282–295 [cit. 2013-10-26]. ISSN 0921-5093. Dostupné z: [http://dx.doi.org/10.1016/S0921-5093\(98\)00626-1](http://dx.doi.org/10.1016/S0921-5093(98)00626-1)
- [144] HWANG, K. C., S. LEE a H. C. LEE. Effects of alloying elements on microstructure and fracture properties of cast high speed steel rolls: Part II. Fracture behavior. *Materials Science and Engineering: A* [online]. 1998, roč. 254, č. 1–2, s. 296–304 [cit. 2013-10-26]. ISSN 0921-5093. Dostupné z: [http://dx.doi.org/10.1016/S0921-5093\(98\)00694-7](http://dx.doi.org/10.1016/S0921-5093(98)00694-7)
- [145] SANO, Y., T. HATTORI a M. HAGA. Characteristics of high-carbon high speed steel rolls for hot strip mill. *ISIJ International* [online]. 1992, roč. 32, č. 11, s. 1194–1201 [cit. 2013-10-25]. ISSN 0915-1559. Dostupné z: <http://dx.doi.org/10.2355/isijinternational.32.1194>

- [146] PARK, J. W., H. C. LEE a S. LEE. Composition, microstructure, hardness, and wear properties of high-speed steel rolls. *Metallurgical and Materials Transactions A* [online]. 1999, roč. 30, č. 2, s. 399–409 [cit. 2013-10-25]. ISSN 1073-5623. Dostupné z: <http://dx.doi.org/10.1007/s11661-999-0329-9>
- [147] MOLINARI, A., et al. Influence of microstructure and chromium content on oxidation behaviour of spin cast high speed steels. *Materials Science and Technology* [online]. 2001, roč. 17, č. 4, s. 425–430 [cit. 2013-10-24]. ISSN 0267-0836. Dostupné z: <http://www.maneyonline.com/doi/pdfplus/10.1179/026708301101509999>
- [148] MOLINARI, A., et al. Primary carbides in spincast HSS for primary carbides in spincast HSS for hot rolls and their effect on the oxidation behaviour. In: *Proc 6th International Tooling Conference. 2002* [online]. Karlstad University, Švédsko, 2002, s. 437–452 [cit. 2013-10-24] ISBN: 978-91-89422-82-7. Dostupné z: http://www.kau.se/sites/default/files/Dokument/subpage/2010/02/33_437_452_pdf_66272.pdf
- [149] BOCHNOWSKI, W., et al. Primary and secondary carbides in high-speed steels after conventional heat treatment and laser modification. *Materials Chemistry and Physics* [online]. 2003, roč. 81, č. 2–3, s. 503–506 [cit. 2013-10-22]. ISSN 0254-0584. Dostupné z: [http://dx.doi.org/10.1016/S0254-0584\(03\)00058-0](http://dx.doi.org/10.1016/S0254-0584(03)00058-0)
- [150] PIPPEL, E., et al. Microstructure and Nanochemistry of Carbide Precipitates in High-Speed Steel S 6-5-2-5. *Materials Characterization* [online]. 1999, roč. 43, č. 1, s. 41–55 [cit. 2013-10-22]. ISSN 1044-5803. Dostupné z: [http://dx.doi.org/10.1016/S1044-5803\(99\)00003-0](http://dx.doi.org/10.1016/S1044-5803(99)00003-0)
- [151] CHAUS, A. S. a M. DOMÁNKOVÁ. Precipitation of secondary carbides in m2 high-speed steel modified with titanium diboride. *Journal of materials engineering and performance* [online]. 2013, roč. 22, č. 5, s. 1412–1420 [cit. 2013-10-22]. ISSN 1059-9495. Dostupné z: <http://dx.doi.org/10.1007/s11665-012-0407-9>
- [152] BEDOLLA-JACUINDE, A., L. ARIAS a B. HERNÁNDEZ. Kinetics of secondary carbides precipitation in a high-chromium white iron. *Journal of Materials Engineering and Performance* [online]. 2003, roč. 12, č. 4, s. 371–382 [cit. 2013-10-23]. ISSN 1059-9495 Dostupné z: <http://dx.doi.org/10.1361/105994903770342881>
- [153] LEMAITRE, J. a J. L. CHABOCHE. *Mechanics of Solid Materials*. Cambridge: Cambridge University Press, 1990. 556 s. ISBN 978-05-21477-58-1
- [154] SCHAJER, G.S. Measurement of non-uniform residual stresses using the hole-drilling method. Part I – Stress Calculation procedures. *Journal of Engineering Materials and technology* [online]. 1988, roč. 110, č. 4, s. 338–343 [cit. 2013-10-28]. ISSN 0094-4289. Dostupné z: <http://dx.doi.org/10.1115/1.3226059>
- [155] SCHAJER, G.S. Measurement of non-uniform residual stresses using the hole-drilling method. Part II. - Practical Application of the Integral Method. *Journal of Engineering Materials and technology* [online]. 1988, roč. 110, č. 4, s. 344–349 [cit. 2013.10.28]. ISSN 0094-4289. Dostupné z: <http://dx.doi.org/10.1115/1.3226060>
- [156] Informační systém Masarykovy univerzity: Mgr. Luboš Lunter. *Voroného diagram* [flash animace]. Brno: Masarykova univerzita, 2008 [cit. 2013-10-29]. Dostupné z: http://is.muni.cz/th/143320/fi_b_a2/animace/voroneho_diagram.html
- [157] BÖHM, W., E. STÜCKER a H. WOLF. Principles and Potential Applications of the Ring Core Method for Determining Residual Stresses. *Reports in Applied Measurements*. 1988, roč. 4, č. 1, s. 5–10. ISSN 1529-7713.
- [158] JOHNSON, K.L. *Contact Mechanics* [online]. 1st edition. Cambridge: Cambridge University Press, 2012. 468 s. [cit. 2013-10-28]. ISBN 978-11-39171-73-1. Dostupné z: <http://dx.doi.org/10.1017/CBO9781139171731>
- [159] XFEM: *The extended finite element method* [online]. Německo: PD Dr.-Ing. Thomas-Peter Fries, Chair for Computational Analysis of Technical Systems, 2013 [cit. 2013-11-02]. Dostupné z: <http://www.xfem.rwth-aachen.de/>
- [160] PAIS Matthew J. *Extended Finite Element Method* [online]. Filadelfie, USA, 2008. Poslední změna: 19.12.2013 [cit. 2013-12.21]. Dostupné z: <http://www.matthewpais.com/x-fem>

- [161] KAZIMI, S.M.A. Solid Mechanics. 26th reprint. Nové Dillí: Tata McGraw-Hill Publishing company limited, 2006. 450 s. ISBN 0-07-451715-5.
- [162] HUANG, C.H., T.M. JU a A.A. TSENG. The estimation of surface thermal behavior of the working roll in hot rolling process. *International Journal of Heat and Mass Transfer* [online]. 1995, roč. 38, č. 6, s. 1019–1031 [cit. 2013-11-03]. ISSN 0017-9310. Dostupné z: [http://dx.doi.org/10.1016/0017-9310\(94\)00218-K](http://dx.doi.org/10.1016/0017-9310(94)00218-K)
- [163] SUN, C.G. a S.M. HWANG. Prediction of roll thermal profile in hot strip rolling by the finite element method. *ISIJ international*. 2000, roč. 40, č. 8, s. 794–801. ISSN 0915-1559.
- [164] HWANG, S.M., et al. An integrated FE process model for precision analysis of thermo-mechanical behaviors of rolls and strip in hot strip rolling. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering* [online]. 2002, roč. 191, č. 37–38, s. 4015–4033 [cit. 2013-11-03]. ISSN 0045-7825. Dostupné z: [http://dx.doi.org/10.1016/S0045-7825\(02\)00298-0](http://dx.doi.org/10.1016/S0045-7825(02)00298-0)
- [165] HACQUIN, A., P. MONTMITONNET a J.-P. GUILLERAULT. A steady state thermo-elastoviscoplastic finite element model of rolling with coupled thermo-elastic roll deformation. *Journal of materials processing technology* [online]. 1996, roč. 60, č. 1–4, s. 109–116 [cit. 2013-11-04]. ISSN 0924-0136. Dostupné z: [http://dx.doi.org/10.1016/0924-0136\(96\)02315-1](http://dx.doi.org/10.1016/0924-0136(96)02315-1)
- [166] ZHOU, S.X. An integrated model for hot rolling of steel strips. *Journal of Materials Processing Technology* [online]. 2003, roč. 134, č. 3, s. 338–351 [cit. 213-11-04]. ISSN 0924-0136. Dostupné z: [http://dx.doi.org/10.1016/S0924-0136\(02\)01118-4](http://dx.doi.org/10.1016/S0924-0136(02)01118-4)
- [167] GUERRERO, M.P., et al. Modelling heat transfer in hot rolling work rolls. *Journal of Materials Processing Technology* [online]. 1999, roč. 94, č. 1, s.52–59 [cit. 213.11.04]. ISSN 0924-0136. Dostupné z: [http://dx.doi.org/10.1016/S0924-0136\(99\)00083-7](http://dx.doi.org/10.1016/S0924-0136(99)00083-7)
- [168] LI, Y., et al. Vertical short-crack behavior and its application in rolling contact fatigue. *International Journal of Fatigue* [online]. 2006, roč. 28, č. 7, s. 804–811 [cit. 2013-11-05]. ISSN 0142-1123. Dostupné z: <http://dx.doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2005.06.047>
- [169] STILLER, K. et al. Secondary hardening in high speed steels. *Journal de Physique* [online]. 1987, roč. 48, č. C6, s. 405–410 [cit. 2013-11-05]. ISSN 1155-4339. Dostupné z: <http://hal.archives-ouvertes.fr/docs/00/22/68/74/PDF/ajp-jphyscol198748C666.pdf>
- [170] WANG, J., et al. The precipitation and transformation of secondary carbides in a high chromium cast iron. *Materials Characterization* [online]. 2006, roč. 56, č. 1, s. 73–78 [cit. 2013-11-06]. ISSN 1044-5803. Dostupné z: <http://dx.doi.org/10.1016/j.matchar.2005.10.002>
- [171] GONZALES, V., et al. Modelling oxidation of hot rolling work rolls. *Ironmaking and steelmaking* [online]. 2001, roč. 28, č. 6, s. 470–473 [cit. 2013-11-06]. ISSN 0301-9233. Dostupné z: <http://www.maneyonline.com/doi/abs/10.1179/irs.2001.28.6.470>
- [172] SERAJZADEH, S. a F. MUCCIARDI. Modelling the work-roll temperature variation at unsteady state condition. *Modelling and Simulation in Materials Science and Engineering* [online]. 2003, roč. 11, č. 2, s. 179–194 [cit. 2013-11-06]. ISSN 0965-0393. Dostupné z: http://iopscience.iop.org/0965-0393/11/2/306/pdf/0965-0393_11_2_306.pdf
- [173] BESSON, J., G. CAILLETAUD, J.-L. CHABOCHE a S. FOREST. *Non-Linear Mechanics of Material*. Edice: Solid Mechanics and its Applications, svazek 167.
- [174] NARITA, K., et al. Unsteady State Temperature Analysis of Rolls and Strips During Hot Rolling using a Simplified Computational Algorithm. In: *International conference; 2nd, Modelling of metal rolling processes*. Anglie: Londýn, Institute of Materials, 2006, s. 522–529.
- [175] KAINZ, A., K. KRIMPELSTÄTTER a K. ZEMAN. FE - Simulation of thin strip and temper rolling processes. In: *ABAQUS Austria Users' Conference* [online]. Rakousko: Vídeň, 2003, s. 1–8 [cit. 2013-11-07]. Dostupné z: http://www.alexander-kainz.com/Kainz_Abaqus_UC_25112003.pdf
- [176] GARCÍA-GI, G. a R. COLÁS. Calculation of thermal crowning in work rolls from their cooling curves. *International journal of machine tools and manufacture* [online]. 2000, roč. 40, č. 14, s. 1977–1991 [cit. 2013-11-06]. ISSN 0890-6955. Dostupné z: [http://dx.doi.org/10.1016/S0890-6955\(00\)00046-8](http://dx.doi.org/10.1016/S0890-6955(00)00046-8)
- [177] ABBASPOUR, M. a A. SABOONCHI. Work roll thermal expansion control in hot strip mill. *Applied Mathematical Modelling* [online]. 2008, roč.32, č. 12, s. 2652–2669 [cit. 2013-11-08]. ISSN 0307-904X. Dostupné z: <http://dx.doi.org/10.1016/j.apm.2007.09.011>

- [178] DOYLE John. Simulation ratchetting and shakedown simulation. In: *ANSYS-blog* [online] 8.11.2011 [cit. 2013-11-09]. Dostupné z: <http://www.ansys-blog.com/simulating-ratchetting-and-shakedown/>
- [179] CHABOCHE, J.L. On some modifications of kinematic hardening to improve the description of ratchetting effects, *International journal of plasticity* [online]. 1991, roč.7, č. 7, s. 661–678 [cit. 2013-11-09]. ISSN 0749-6419. Dostupné take z: [http://dx.doi.org/10.1016/0749-6419\(91\)90050-9](http://dx.doi.org/10.1016/0749-6419(91)90050-9)
- [180] CHABOCHE J.-L. Modeling of ratchetting: evaluation of various approaches. *European journal of mechanics. A. Solids*. 1994, roč. 13, č. 4, s. 501–518. ISSN 0997-7538.
- [181] CHEN, X. a R. JIAO. Modified kinematic hardening rule for multiaxial ratcheting prediction. *International journal of plasticity* [online]. 2004, roč. 20, č. 4–5, s. 871–898 [cit. 2013-11-09]. ISSN 0749-6419. Dostupné z: <http://dx.doi.org/10.1016/j.jiplas.2003.05.005>
- [182] DÜNCKELMEYER, M., et al. On the causes of banding failure. In: *SteelSim, Session 10* [online]. Německo: Düsseldorf, 2011, s. 1–9 [cit. 2013-11-08]. Dostupné z: http://www.wkm.mw.tum.de/fileadmin/tumwkm/www/pdf/MitarbeiterDaten/Duenckelmeyer_etal_METEC_Steelsim_2011.pdf
- [183] JOOS, O., et al. Assessment of oxide scales influence on wear damage of HSM work rolls. *Wear* [online]. 2007, roč. 263, č. 1–6, s. 198–206 [cit. 2013-11-09]. ISSN 0043-1648. Dostupné z: <http://dx.doi.org/10.1016/j.wear.2007.02.005>
- [184] UIJTDEBROEKS, H., et al. Integrated on-line work roll surface observation at the Sidmar HSM. In: *44th Mechanical Working and Steel Processing Conference Proceedings* [online]. USA: Orlando, 2002, s. 899–908 [cit. 2013-11-10]. Dostupné z: <http://crm-eur.com/F-PUBLICATIONS/media/2002/INTEGRAT.PDF>
- [185] MERCADO-SOLIS, R.D. a J.H. BEYNON. Simulation of thermal fatigue in hot strip mill work rolls. *Scandinavian Journal of Metallurgy* [online]. 2005, roč. 34, č. 3, s. 175–191 [cit. 2013-11-10]. ISSN 1600-0692. Dostupné z: <http://onlinelibrary.wiley.com/doi/10.1111/j.1600-0692.2005.00712/pdf>
- [186] KRAUSS, G. Martensite in steel: strength and structure. *Materials science and engineering: A* [online]. 1999, roč. 273–275, s. 40–57 [cit. 2013-11-11]. ISSN 0921-5093. Dostupné z: [http://dx.doi.org/10.1016/S0921-5093\(99\)00288-9](http://dx.doi.org/10.1016/S0921-5093(99)00288-9)
- [187] ERSHOV, V.M. Partial coefficients of thermal expansion of the phases of tool steels. *Metal science and heat treatment* [online]. 1984, roč. 26, č. 10, s. 721–723 [cit. 2013-11-11]. ISSN 0026-0673. Dostupné z: <http://dx.doi.org/10.1007/BF00706505>
- [188] SHAHANI, A.R., et al. Prediction of influence parameters on the hot rolling process using finite element method and neural network. *Journal of Materials Processing Technology* [online]. 2009, roč. 209, č. 4, s. 1920–1935 [cit. 2013-11-12]. ISSN 0924-0136. Dostupné z: <http://dx.doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2008.04.055>
- [189] PÉREZ, A., et al. Computer simulation of the thermal behaviour of a work roll during hot rolling of steel strip. *Journal of materials processing technology* [online]. 2004, roč. 153–154, s. 894–899 [cit. 2013-11-12]. ISSN 0924-0136. Dostupné z: <http://dx.doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2004.04.103>
- [190] PACYNA, J., A. KOKOSZA a A. WOJTAS. Residual Stress Measurement in Steel Mill Rolls Using Magnetic Barkhausen Noise Analysis. In: *NDT.net* [online]. 1999, roč. 4, č. 8 [cit. 2013-11-12]. Dostupné z: <http://www.ndt.net/article/v04n08/wojtas/wojtas.htm>
- [191] OKABE, A., et al. *Spatial tessellations concepts and applications of voronoi diagrams*. John Wiley & Sons Ltd. © 2000, 2 edition. 696 s. ISBN 978-0471986355.
- [192] SCHRÖDER K.H. Questions, answers, more questions: Twenty-five years of experience discussing rolls and roll technology. In: *42nd MWSP Conf. Proc, ISS* [online]. Kanada: Toronto, 2000, s. 697–707 [cit. 2013-11-10]. Dostupné z: <http://www.brcil.com/downloads/english/twentyfive.pdf>
- [193] CORONADO, J.J. Effect of (Fe,Cr)7C3 carbide orientation on abrasion wear resistance and fracture toughness. *Wear* [online]. 2011, roč. 270, č. 3–4, s. 287–293 [cit. 2013-11-12]. ISSN 0043-1648. Dostupné z: <http://dx.doi.org/10.1016/j.wear.2010.10.070>
- [194] TAHIR, M. a B. WIDELL. Roll wear evaluation of HSS, HiCr and IC work rolls in hot strip mill. *Steel research international*. 2003, roč. 74, č. 10, s. 624–630. ISSN 1611-3683.

- [195] TAHIR, M. *Some aspects on lubrication and roll wear in rolling mills*. Stockholm, 2003. 42 s. Teze dizertační práce. Division of Materials Forming Department of Production Engineering. Royal Institute of Technology, KTH. Dostupné z: <http://kth.diva-portal.org/smash/get/diva2:9473/FULLTEXT01.pdf>
- [196] RYDE, L., et al. *Micro-scale damage tolerance of AHSS steels as function of microstructure and stress/strain state*. Závěrečná zpráva výzkumného projektu Microdamage No. 4 (RFSR-CT-2008-00027) [online]. Lucembursko, 2013, © European Union. 139 s. [cit. 2013-11-13]. ISBN 978-92-79-28955-2. Dostupné z: <http://dx.doi.org/10.2777/75532>
- [197] FRANKLIN, F., I. WIDIYARTA a A. KAPOOR. Computer simulation of wear and rolling contact fatigue. *Wear* [online]. 2001, roč. 251, č. 1–12, s. 949–955 [cit. 2013-11-14]. ISSN 0043-1648. Dostupné z: [http://dx.doi.org/10.1016/S0043-1648\(01\)00732-3](http://dx.doi.org/10.1016/S0043-1648(01)00732-3)
- [198] LIUJIE, X., et al. Investigation on wear behaviors of high-vanadium high-speed steel compared with high-chromium cast iron under rolling contact condition. *Materials Science and Engineering: A* [online]. 2006, roč. 434, č. 1–2, s. 63–70 [cit. 2013-11-15]. ISSN 0921-5093. Dostupné z: <http://dx.doi.org/10.1016/j.msea.2006.07.047>
- [199] JONSSON, M. Modelling the work roll wear contour in a four-high mill. *Steel research international*. 2007, roč. 78, č. 4, s. 333–339. ISSN 1611-3683.
- [200] CARSLAW, H. S. a J. C. JAEGER. *Conduction of heat in solids*. 2. vydání. Oxford: Clarendon Press, 2004, 510 s. ISBN:0-19-853368-3.
- [201] NEŠPŮREK, L. *Stochastické modelování šíření trhlin s využitím rozšířené metody konečných prvků*. 2011. 202 s. Dizertační práce. Vysoké učení technické v Brně. Fakulta strojního inženýrství. Ústav mechaniky těles, mechatroniky a biomechaniky. Dostupná také z: https://www.vutbr.cz/studium/zaverecne-prace?zp_id=34084
- [202] ARMSTRONG, P. a C. FREDERICK. *A mathematical representation of the multiaxial Bauschinger effect*. Technická zpráva. Central Electricity Generating Board a Berkeley Nuclear Laboratories RD/B/N731, Spojené království, 1966.
- [203] CRM Group: Centred on the production, transformation, coating and use of metallic materials [online]. CRM Group ©2013 [cit. 2013-11-17]. Dostupné z: <http://www.crmgroup.be/>
- [204] ONDROUŠKOVÁ, J., M. POHANKA a B. VERVAET. Heat-flux computation from measured-temperature histories during hot rolling. *Materiali in tehnologije*, 2013, roč. 47, č. 1, s. 85–87. ISSN: 1580-2949.
- [205] LUKS, T., et al. Contact stress distribution and roll surface temperature in the roll gap analyzed with different sensors. In: *Rolling 2013*. 2013. s. 1–13. ISBN: 9788885298958.
- [206] LUKS, T. *Optimalizace namáhání povrchových vrstev pracovního válce při válcování za tepla*. 2013. 41 s. Teze dizertační práce. Vysoké učení technické v Brně. Fakulta strojního inženýrství. Laboratoř přenosu tepla a proudění.
- [207] SWEREA MEFOS: *Process metallurgy, heating, metalworking, environmental engineering and energy efficiency for the ferrous and base metal industries* [online]. Swerea AB ©2013 [cit. 2013-11-19]. Dostupné z: <http://swerea.se/en/mefos/>
- [208] POČTA, B. *Základy teorie tváření kovů*. Praha: SNTL, 1966. 509 s.
- [209] HAUK, V. *Structural and Residual Stress Analysis by Nondestructive Methods: Evaluation - Application - Assessment*. Amsterdam: Elsevier, 1997. 640 s. ISBN 978-00-8054-195-2.
- [210] FITZPATRICK, M.E., et al. *Determination of Residual Stresses by X-ray Diffraction - Issue 2*. Measurement Good Practice Guide No. 52. Závěrečná zpráva z výzkumného projektu [online]. Velká Británie: National Physical Laboratory, 2005. 68 s. [cit. 2013-11-20]. ISSN 1744-3911. Dostupné z: http://www.npl.co.uk/upload/pdf/Determination_of_Residual_Stresses_by_X-ray_Diffraction_-_Issue_2.pdf
- [211] VISHAY PRECISION GROUP: MICRO-MEASUREMENTS. *Measurement of Residual Stresses by the Hole-Drilling* Strain Gage Method*. Firemní literatura [online]. Wendell Blvd, USA, 2010 [cit. 2013-11-20]. Dostupné z: <http://www.vishaypg.com/docs/11053/tn503.pdf>

- [212] [WITHERS](#), P. J. A. [H. K. D. H. BHADESHIA](#). Residual stress. Part1 – Measurement techniques. *Materials Science and Technology* [online]. 2001, č. 17, s. 355–365 [cit. 2013-11-20]. ISSN ISSN0267–0836. Dostupné z: <http://citeseerx.ist.psu.edu/viewdoc/download?doi=10.1.1.160.8080&rep=rep1&type=pdf>
- [213] ŠARGA, P. a F. MENDA. Comparison of Ring-Core Method and Hole-drilling Method Used for Determining Residual Stresses. *American Journal of Mechanical Engineering* [online]. 2013, roč. 1, č. 7, s. 335–338 [cit. 2013-11-20]. ISSN 2328-4102. Dostupné z: <http://pubs.sciepub.com/ajme/1/7/36/>
- [214] ZAMRI, W. F. H., et al. Variations in the microstructure and mechanical properties of the oxide layer on high speed steel hot rolling work rolls. *Journal of Materials Processing Technology* [online]. 2012, roč. 212, č. 12, s. 2597–2608 [cit. 2013-11-20]. ISSN 0924-0136. Dostupné z: <http://dx.doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2012.07.007>
- [215] JANÍČEK, P. *Systémové pojetí vybraných oborů por techniky. Hledání souvislostí. Učební texty I., II.*, CERM, 2010, 1380 s. ISBN 978-80-7204-554-9

11 SEZNAM OBRÁZKŮ

Obr. 1	Schéma válcování [3].	12
Obr. 2	Principy válcování. Podélné (vlevo), příčné (uprostřed) a kosé (vpravo). 1,2 – válce, 3 – válcovaný materiál [4]. V praxi se nejčastěji setkáváme s podélným válcováním, které tvoří většinu válcovacích stolic.	14
Obr. 3	Rychlostní poměry při válcování [1].	14
Obr. 4	Použití materiálů podle pozice válcovací stolice na válcovací trati, která je členěna na přípravnou stolicí (roughing mill), hotovní pořadí (finishing mill). Vertikálně je zachycen vývoj materiálů. Zeleně jsou naznačeny materiály, které byly nahrazeny, černě jsou označeny materiály, ke kterým zatím nebyl nalezen lepší nástupce [114].	16
Obr. 5	Přehled tvrdosti používaných materiálů pracovních válců, obsahu karbidů, a tvrdosti jednotlivých karbidů [114].	18
Obr. 6	Morfologie NbC, resp. mezidendritického VC karbidu vlevo, resp. vpravo. Karbidy vanadu se často váží na další eutektické karbidy (M_7C_3) [148].	18
Obr. 7	Morfologie M_2C karbidu (vlevo), který je charakteristický paralelními lamelami. Obsahuje více chromu a molybdenu než M_6C (vpravo), který je taky charakteristický svými paralelními lamelami, ale je však zpravidla větší [148].	19
Obr. 8	Morfologie atypických M_7C_3 karbidů [148].	19
Obr. 9	Ukázky napojování karbidů do spojitého síťoví v rychlořezné oceli [151].	19
Obr. 10	Snímky sekundárních M_6C karbidů z tranzitního elektronového mikroskopu [151].	20
Obr. 11	Ledeburiticko-sorbitická struktura litiny s vysokým obsahem chromu OLVIT 90 M [96]. Sorbit je směsice feritu a cementitu, která vzniká při popuštění martenzitu, umožňuje vytvářet tvrdé a pevné hladké povrchy.	21
Obr. 12	Ledeburiticko-sorbitická struktura lininy s vysokým obsahem chromu OLVIT 70 [97].	22
Obr. 13	Mikrostruktura oceli s vysokým obsahem chromu [108]. Martenzitická zrna jsou obklopena M_7C_3 , které vytvářejí nahodilé shluky.	25
Obr. 14	Mikrostruktura rychlořezné oceli AURORA [104]. Vyšší množství uhlíku vede k vyššímu množství primárních karbidů chromu, molybdenu a vanadu (dlouhé úzké světlé pruhy). Taktéž lze vidět sekundární karbidy (malé bílé tečky uvnitř martenzitických zrn.	27
Obr. 15	Mikrostruktura rychlořezné oceli SIRIUS [103]. Nižší obsah uhlíku se odráží ve znatelně menší síťoví karbidů než předcházející materiál AURORA, taktéž je vidět menší podíl M_7C_3 karbidů.	28
Obr. 16	Mikrostruktura ICDP litiny NTV 3 M, která se skládá z transformovaného martenzitu, ledeburitu a malého podílu kuličkového grafitu [99].	30
Obr. 17	Mikrostruktura ICDP litiny VEGA [107]. Vidíme základní strukturu bainitu, vysoký podíl Fe_3C a malé množství volného grafitu.	31
Obr. 18	Ukázka působení degradačních mechanismů na povrchovou vrstvu pracovního válce. Vlevo síť teplotních trhlin („fire crazing“) způsobených teplotním namáháním, vpravo síť trhlin způsobená teplotní a kontaktní únavou [8].	34

Obr. 19	Vlevo masivní poškození povrchu díky teplotnímu namáhání povrchu, vpravo neopravitelné poškození pracovního válce, způsobena chybou při výrobě válce, která vedla k oddělení slupky válce od jádra [10], viz kapitola 7.2.	34
Obr. 20	Různé formy opotřebení válců [9].	36
Obr. 21	Zabalení „zdravého“ materiálu do vrstvy oxidů, čím je narušena strukturální integrita daného místa [19].	37
Obr. 22	Vlevo, resp. vpravo nahoře struktura slitiny bez, resp. s aditivním Cr, dole rychlost opotřebení pro různé podmínky. Vidíme jednak řádový pokles opotřebení při aditivizaci Cr a změnu odezvy na okolní podmínky [20].	38
Obr. 23	Vlevo mikroskopické rýhování [22], vpravo makroskopické rýhování na povrchu válce[10].	39
Obr. 24	Oxidace podél hranic zrn materiálu v skeletonové síti karbidů [75].	41
Obr. 25	Ilustrace rychlosti šíření oxidů; a) 0 s, b) 2 s, c) 5 s, d) 10 s, e) 15 s, f) 20 s; Oxidační teplota 700 °C, suché prostředí [42].	42
Obr. 26	Boční pohled na vzorky, které jsou podrobeny statické oxidaci po dobu 2 hodin při teplotě 500 °C (vlevo) a 2 hodin při teplotě 700 °C (vpravo) [148]. Vidíme masivní rozdíl v objemu oxidů, které se vytvoří na povrchu při různých teplotách.	43
Obr. 27	Topografie povrchu rychlořezné oceli po oxidaci v suché atmosféře při: a) 550 °C, b) 600 °C, c) 650 °C, d) 700 °C [42].	43
Obr. 28	Topografie povrchu rychlořezné oceli po oxidaci v atmosféře s obsahem 12,5 % H ₂ O při: a) 550 °C, b) 600 °C, c) 650 °C, d) 700 °C [42].	44
Obr. 29	Cyklus ohřevu a chlazení povrchu pracovního válce. Nejdůležitější jsou oblasti ohřevu od provalku, prvního a sekundárního chlazení [50].	46
Obr. 30	Vlevo znázornění průběhu povrchové teploty jako funkce úhlové polohy v jedné pracovní otáčce válce[50]. Vpravo průběh jedné otáčky pracovního válce z pohledu průběhu napětí v povrchové vrstvě [51].	47
Obr. 31	Vlevo distribuce teploty pracovního válce jako funkce normalizovaného poloměru a úhlu [19], vpravo hodnoty maximálních teplot na povrchu válce jako funkce polohy válcovací stolice na trati, F1 – první hotovní stolice, F7 – poslední hotovní stolice[25].	48
Obr. 32	Vlevo, resp. uprostřed tvar hysterezní smyčky pro pracovní cyklus, kde dochází, resp. nedochází k podchlazení povrchu pracovního válce. Vpravo význam reziduálních napětí na průběh hysterezní smyčky [54].	49
Obr. 33	Mikro-trhliny v skeletové síti karbidů. Inicializace z oxidovaného povrchu [55].	49
Obr. 34	Hustá síť teplotních trhlin, způsobených lokálním přehřátím válce při havarijním zastavení tratě. Vpravo můžeme vidět přebroušený povrch válce pro odstranění makroskopické sítě trhlin vzniklé díky tepelné únavě [10].	50
Obr. 35	Automatizovaný online brusič válce – výroba Mitsubishi-Hitachi [52].	51
Obr. 36	Vlevo znázornění nekonformního kontaktu 2 válců. Vpravo online kalkulátor kontaktního tlaku dle Hertzovy teorie [46]. Uvedené hodnoty jsou kalkulovány pro průměrné velikosti válců, které se používají v praxi. Maximální kontaktní tlak je vyčíslen na 5,65 GPa.	52

Obr. 37	Znázornění velikosti a vztahu kontaktní únavových trhlin ke směru třecích sil v bočních řezech [48]a [49].....	52
Obr. 38	Přehled tvaru nečistot, jejich otisku v kontaktní oblasti a jejich mechanismus rozpadu. Nejbezpečnější se jeví měkké, křehké nečistoty [47].....	53
Obr. 39	Rozvoj kontaktních únavových trhlin [56].....	54
Obr. 40	Rozvíjení trhliny díky plynovým kapsám. Ve fázi tahu dojde k rozevření trhliny, do které pronikne plyn. Ve fázi tlaku dojde k uzavření plynu v trhlíně a interakci mezi plynem a okolním trhlínou [76].	54
Obr. 41	Vlevo indentizace trhliny díky dekohezi, vpravo rozevírání trhliny díky lokálního zvýšení plastického toku a formování dutin[76].....	55
Obr. 42	Ilustrace chování malých a krátkých trhlin [79].....	55
Obr. 43	Vlivy korozního prostředí (vzduch vlevo nahoře, směsný plyn vlevo dole, teploty vlevo) na únavu materiálu [76], [78], [79].	56
Obr. 44	Mikrotrhliny paralelní k povrchu uvnitř síťoví karbidů [118] (vlevo), [198] (vpravo). ...	57
Obr. 45	Trhliny uvnitř VC karbidů a na jejich rozhraní s matricí (vlevo), spojení trhlin karbidů do makroskopické trhliny [198].	58
Obr. 46	Konečně prvkový model použitý v [64].....	62
Obr. 47	Vlevo napětí von Mises, vpravo posunutí MKP modelu válcování za tepla. Software – MSC MARC. Jeden z mnoha výstupů prezentovaných v [66].	62
Obr. 48	Konečně prvkový model prezentovaný v [65].	63
Obr. 49	Numerický model pro predikci teplotně únavových trhlin prezentovaných v [68].....	63
Obr. 50	MKP model využitý pro optimalizaci chodu studené válcovny WISCO, Čína [70].....	64
Obr. 51	2D MKP model reprezentující pracovní válec, využívá přístupu rovinné deformace a neuniformní síť směrem k povrchu válce, kde se odehrávají největší změny v teplotách i napětích [50]. ...	64
Obr. 52	CFD simulace chlazení povrchu válce [72].	65
Obr. 53	Homogenita povrchového chlazení [72].	65
Obr. 54	Teplotní pole při kontaktu s provalkem (nahore) spolu s teplotním polem povrchu válce (dole) [72].	66
Obr. 55	Blokový schéma analytického modelu pro výpočet stavu napětí.....	67
Obr. 56	Schématické znázornění tepelného kontaktu.	68
Obr. 57	Schéma kontaktu pracovního válce s provalkem s použitými veličinami v rovnici	70
Obr. 58	Zjednodušující transformace cylindrického souřadnicového systému do kartézského za předpokladu malého objemu.	70
Obr. 59	Nákres tepelných toků z/do pracovního válce. Identické členění zón lze nalézt v mnoha člancích, např. v [189].	72
Obr. 60	Nákres první otáčky pracovního válce.	73
Obr. 61	Nákres teplotního profilu n-té otáčky pracovního válce.	74
Obr. 62	Porovnání výsledků modelu s měřením [51] pro 6 otáček.	75
Obr. 63	Nákres tlakových napětí v tečném směru, která jsou způsobena tepelným namáháním povrchové vrstvy.	76

Obr. 64	Schéma průběhu 1 otáčky pracovního válce na geometrii pracovního válce, teploty povrchu a stavu napětí povrchové vrstvy. Při vstupu do válcovací mezery se povrch válce začne zahřívat, teplota povrchu roste, lineárně se zvyšuje napětí a přetvoření. Po dosažení mezního stavu pružnosti, vzniká plastické přetvoření, křivka mění svůj lineární charakter. Po opuštění válcovací mezery, teplota klesá a napětí opět lineárně klesá. V chladicí sekci je povrch podchlazen, celkové plastické přetvoření se snižuje, křivka opět mění svůj lineární charakter. Při opětovném vstupu do válcovací mezery se cyklus opakuje.	78
Obr. 65	Rozšířený výpočet příkladu z kapitoly 4.2.1 o teplotní profily pro různé hloubky v pracovní vrstvě materiálu.	80
Obr. 66	Průběh napětí jako funkce celkového přetvoření pro modelový příklad a teplotní profil z Obr. 65, celkový průběh 30 otáček. Okolo 15 otáčky ustává tvorba dalšího plastického přetvoření a materiál se chová pouze elasticky – elastický shakedown.	80
Obr. 67	Geometrie MKP modelu (červená šrafovaná část) zasazená do celkového objemu válce se zavedenými souřadnicovými systémy a názvoslovím použitým v dalším textu práce.....	83
Obr. 68	3D nákres geometrie MKP modelu se zavedenými souřadnicovými systémy a názvoslovím použitým v dalším textu práce.....	83
Obr. 69	Nákres objemových těles výpočetního modelu s, resp. bez konečně prvkové sítě. Úhel $\alpha = 5^\circ$ (viz Obr. 67).	84
Obr. 70	Schéma výpočtu jedné konfigurace v makrosférickém modelu.....	85
Obr. 71	3D nákres geometrie modelu se zavedenými souřadnicovými systémy a názvoslovím použitým v dalším textu.	86
Obr. 72	Grafické shrnutí aplikovaných okrajových podmínek v teplotní analýze.	86
Obr. 73	Grafické shrnutí aplikovaných okrajových podmínek v pevnostní analýze.....	87
Obr. 74	Křivky závislosti napětí na přetvoření pro rychlořeznou ocel [82]. Rychlost simulovaného zatěžování $0,1 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$. Křivky vykazují tažnost v hodnotách, nezvyklých pro rychlořeznou ocel. Taktéž absence korelace mezi teplotou (popisky vpravo) a hodnotami napětí je nezvyklá.	88
Obr. 75	Teplotní závislost modulu pružnosti v tahu (vlevo) a Poissonova čísla (vpravo).	89
Obr. 76	Teplotní závislost součinitele teplotní roztažnosti, resp. teplotní vodivosti vlevo, resp. vpravo.	89
Obr. 77	Teplotní závislost hustoty (vlevo) a tepelné kapacity (vpravo).....	89
Obr. 78	Teplotně závislé napjatostně-deformační křivky pro tahovou oblast, které byly využity při simulacích s makrosférickým modelem.	90
Obr. 79	Uvolnění 1D elementu v pásmu deformace [1].....	92
Obr. 80	Rozložení napětí v elementu.	93
Obr. 81	Závislost normálového napětí ve válcovací mezeře na rychlosti válcování.....	95
Obr. 82	Závislost normálového napětí na úběru.	95
Obr. 83	Srovnání experimentálního měření a distribučního modelu navrženého pro výpočetní model pracovního válce. Pokud do rovnic zahrneme rozšíření o tahové napětí na výstupu, resp. vstupu do válcovací mezery, dostáváme korigovaný distribuční model, jehož shoda je vysoká.	96
Obr. 84	Uvolnění 1D elementu v pásmu deformace válcovací mezery [208].....	97
Obr. 85	Rozložení napětí ve válcovací mezeře pro různé modely třetí [1], [6]. Vlevo pro normálové napětí, vpravo pro smykové napětí.....	98

Obr. 86	Simulace zbytkových napětí v objemu pracovního válce [114]. Modrá, resp. červená barva značí největší tlakové, resp. tahové napětí. Vidíme, že pracovní vrstva obsahuje především tlakové napětí. 99	
Obr. 87	Princip inhibičního působení zbytkových napětí na šíření trhlin.	100
Obr. 88	Rozložení zbytkových napětí v axiálním, radiálním a tangenciálním směru jako funkce průměru válce [114]. Průměr pracovního válce 1250 mm.	100
Obr. 89	Definice kritické tloušťky pracovní vrstvy (shell thickness) jako funkce mezního tahového napětí jádra válce (červená linie na úrovni 150 MPa) pro různé hodnoty zbytkového napětí (450–200 MPa) [114].	101
Obr. 90	Střední hodnota zbytkových napětí s rozptylem měření pro různé materiály pracovních válců [114].	101
Obr. 91	Vliv centrálního úhlu modelu α na přesnost výsledků. Stejná úloha byla vypočtena s různými centrálními úhly (5°, 10°, 15°, 20°). Záběhový úhel činil 5°.	103
Obr. 92	Průběh ekvivalentního napětí von Mises z několika bodů na povrchu MKP modelu s různou souřadnicí φ . Časový průběh je posunutý vlivem různé souřadnice φ , charakter však zůstává zachován, vyjma hodnot z bodů úhlu $\varphi = 7^\circ$ a $7,5^\circ$, které se nacházejí v oblasti zkreslení díky okrajové podmínce.	104
Obr. 93	Homogenní tvrdost povrchové vrstvy pracovního válce [103]. Velice podobné informace lze též nalézt v [81].	105
Obr. 94	Vliv časového kroku na tvar hysterezní smyčky. Pro zachycení tvaru stačí časový krok i o řád nižší, než je vzorkovací frekvence vstupních dat. Data na obrázku pocházejí z experimentu se vzorkovací frekvencí 280 Hz, tvar křivky lze zachytit i s frekvencí 100 Hz.	106
Obr. 95	Záznam teploty z celého měření [204]. Červeně je naznačena oblast, která slouží jako okrajová podmínka pro teplotní analýzu.	108
Obr. 96	Detailní pohled na záznam teploty, která byla použita jako okrajová podmínka. Originální čas měření je posunut k nule.	108
Obr. 97	Záznam experimentálního měření, která byla aplikována jako okrajová podmínka v teplotní analýze. Teplota byla opět měřena podpovrchovým senzorem a dopočtena inverzní úlohou. Červeně je vyznačena část, která byla podrobena i teplotní analýze.	110
Obr. 98	Nákresy chladících konfigurací. Zleva doprava: Konfigurace 1, 2, 3, 4.	111
Obr. 99	Fyzikální vlastnosti pracovního válce použití při výpočtu v programu SimRoll.	112
Obr. 100	Izometrický pohled na první hlavní napětí. Na obrázku jsou periodické průchody válcovací mezerou (černá barva) a kontakt s opěrným válcem (fialová barva). Pro jejich rozlišení je důležité si uvědomit orientaci a směr souřadnic. Čas narůstá zprava doleva (a je ořezán na začátek v čase 5 vteřin), přičemž všechny grafy jsou ořezány tak, že první nastává vždy průchod válcovací mezerou.	114
Obr. 101	Izometrický pohled na první hlavní napětí, které je identický s předchozím obrázkem. Na obrázku jsou zaznačeny periodické změny napětí, které jsou způsobeny chlazením na výstupu (černá), resp. vstupu (azurová).	115
Obr. 102	Ortogonální pohled na 3D graf prvního hlavního napětí, ve kterém je potlačena viditelnost závislosti napětí na vzdálenosti od povrchu $h\rho$ a je pouze znázorněn vývin napětí v čase t , který vzrůstá zleva doprava. Opět jsou zaznačeny periodické výkyvy napětí, které jsou způsobeny průchody chladičnými sekcemi.	116

Obr. 103	Ortogonalní pohled prvního hlavního napětí, který je identický s předchozím obrázkem. Opět jsou zaznačeny prudké periodické výkyvy napětí, které jsou způsobeny průchodem povrchu válcovací mezerou (oranžová) a kontaktem s opěrným válcem (fialová). Čas roste zleva doprava, přičemž je ořezán tak, aby byl výkyv způsobený průchodem válcovací mezerou vždy zobrazen jako první. Toto pravidlo platí pro všechny 3D grafy.....	116
Obr. 104	Ortogonalní pohled na první hlavní napětí, ve kterém je potlačeno zobrazení samotného napětí, tj. jeho číselné stupnice, a je pouze barevně znázorněna jeho intenzita v průběhu času t a vzdálenosti od povrchu $h\rho$. V obrázku jsou zaznačeny průchody válcovací mezerou (fialová barva) a chlazení na výstupu (černá barva). V tomto pohledu je dobře patrná penetrace napětí do hloubky pracovní vrstvy válce v průběhu času (červená, resp. modrá označená oblast na obrázku).	117
Obr. 105	Ortogonalní pohled na druhé hlavní napětí druhé případové studie, ve kterém jsou naznačeny jednotlivé otáčky pracovního válce. Opět je potlačena viditelnost závislosti napětí na vzdálenosti od povrchu $h\rho$ a je pouze znázorněn vývin napětí v čase t , který vzrůstá zleva doprava.	118
Obr. 106	Izometrický pohled na celkové přetvoření. Na obrázku jsou zaznačeny deformace tvaru plochy přetvoření díky průchodu povrchu pracovní vrstvy válcovací mezerou (zelená barva) a kontaktu s opěrným válcem (černá barva).....	119
Obr. 107	Průběh hysterezních smyček obvodového napětí vs. deformace pro 3 otáčky pracovního válce, kde je uvažováno pouze tepelné zatížení pro 2 body – povrchový bod a bod ve vzdálenosti 0,5 mm od povrchu. Z obrázku lze vyčíst, že v hloubce 0,5 mm pod povrchem dochází k téměř nulovému cyklickému poručování.	119
Obr. 108	Průběh hysterezních smyček obvodového napětí vs. deformace pro 3 otáčky pracovního válce, kde je uvažováno tepelné a normálové zatížení pro 2 body – povrchový bod a bod ve vzdálenosti 0,5 mm od povrchu. Plocha hysterezní smyčky pro bod 0,5 mm pod povrchem znatelně vzrostla, což signalizuje vyšší penetraci cyklického poručování do hloubky pracovní vrstvy válce.	120
Obr. 109	Průběh hysterezních smyček obvodového napětí vs. deformace pro 3 otáčky pracovního válce, kde je uvažováno tepelné, normálové a smykové zatížení pro 2 body – povrchový bod a bod ve vzdálenosti 0,5 mm od povrchu.....	121
Obr. 110	První hlavní napětí v průběhu 3 otáček.	122
Obr. 111	Druhé hlavní napětí v průběhu 3 otáček.....	123
Obr. 112	Třetí hlavní napětí v průběhu 3 otáček.....	124
Obr. 113	Ekvivalentní napětí dle podmínky von Mises v průběhu 3 otáček.....	125
Obr. 114	Obvodové napětí (ve směru osy φ) v průběhu 3 otáček.....	126
Obr. 115	Celkové přetvoření v obvodovém směru v průběhu 3 otáček jako funkce času a vzdálenosti od povrchu.	127
Obr. 116	Plastické přetvoření v obvodovém směru jako funkce času a vzdálenosti od povrchu...	128
Obr. 117	Průběh hysterezní smyček obvodové napětí vs. deformace pro 3 otáčky pracovního válce, kde je uvažováno tepelné, normálové a smykové zatížení pro 2 body – povrchový bod a ve vzdálenosti 0,5 mm od povrchu.	129
Obr. 118	Srovnání hysterezních smyček průběhu obvodového napětí na celkovém přetvoření pro různé druhy namáhání pro 1,5 otáčky, resp. 3 otáčky pro všechny analýzy, resp. dvě nejkomplexnější analýzy	

vlevo, resp. vpravo. Povrch pracovního válce je při zahrnutí kontaktu vystaven dvojímu tahově-tlakovému cyklu během jedné otáčky.	130
Obr. 119 Efekt vstupního, resp. výstupního chlazení na průběh hysterezní smyčky obvodového napětí.	131
Obr. 120 První hlavní napětí v průběhu 5 otáček.	132
Obr. 121 Druhé hlavní napětí v průběhu 5 otáček.	133
Obr. 122 Třetí hlavní napětí v průběhu 5 otáček.	134
Obr. 123 Ekvivalentní napětí dle podmínky von Mises v průběhu 5 otáček.	135
Obr. 124 Obvodové napětí (ve směru osy φ) v průběhu 5 otáček.	136
Obr. 125 Celkové obvodové přetvoření v průběhu 5 otáček jako funkce času a vzdálenosti od povrchu.	137
Obr. 126 Plastické přetvoření v obvodovém směru jako funkce času a vzdálenosti od povrchu.	138
Obr. 127 Hysterezní smyčky napětí vs. deformace pro 5 otáček pracovního válce a 2 body – povrchový bod a bod ve vzdálenosti 0,5 mm od povrchu.	139
Obr. 128 Hysterezní smyčky natětí vs. deformace pro 5 otáček pracovního válce. Zde jsou jednotlivé otáčky odlišeny barevně. Otáčky pracovního válce bez chlazení – červená a zelená, otáčky s chlazením – modrá, černá a žlutá.	139
Obr. 129 Roztržení jádra pracovního válce.	140
Obr. 130 Nákres tahových napětí v tečném směru, která jsou způsobena tepelným namáháním povrchové vrstvy.	140
Obr. 131 Příklad konstrukce Voroného diagramu pro 4 buňky. Sousední generující body se spojí úsečkou (barevné úsečky), jejímž středem se vede normála, která je ohraničena dalšími normálami (černé úsečky). Při přidání generujícího bodu se tento bod spojí se sousedními generujícími body a v prostoru jsou vymezeny nové normály.	142
Obr. 132 Vlevo princip individuálního přiřazení – každá buňka má odlišné vlastnosti od ostatních. Vpravo princip seskupování – seskupení Voroného buněk do množin, kterým jsou hromadně přiřazeny vlastnosti.	143
Obr. 133 Algoritmus výpočtu stavu napětí v mikrostruktuře oceli.	144
Obr. 134 Algoritmus určování morfologie mikrostruktury pro různé typy morfologie.	145
Obr. 135 Generování klíčových bodů pro systém ANSYS v průsečích hranic Voroného buněk.	146
Obr. 136 Nákres okrajových podmínek, které byly použity v mikrosférickém modelu. Barevným uzlům je předepsán nulový profil podle schématu vlevo a černé uzly se mohou volně deformovat.	147
Obr. 137 Pohled na mikrostrukturu litiny s vysokým obsahem chromu [198]. Směrem k hornímu okraji obrázku se mění morfologie struktury, karbidy jsou drceny na menší a oxidovány. Ve struktuře je také patrná makroskopická trhlinka.	148
Obr. 138 Srovnání vygenerovaného modelu (vpravo) s reálnou strukturou oceli s vysokým obsahem chromu [108]. Velikost modelu 200×200 μm	149
Obr. 139 Srovnání vygenerovaného modelu (vpravo) s reálnou strukturou oceli s vysokým obsahem chromu [111]. Velikost modelu 200×200 μm	149
Obr. 140 Okrajová podmínka pro mikrosférický profil - výstup z makrosférického modelu, teplotní profil jako funkce vzdálenosti od povrchu.	150

Obr. 141	Rozložení četnosti prvního hlavního napětí v matici, resp. v karbidech vlevo, resp. vpravo. 151	151
Obr. 142	Rozložení četnosti prvního hlavního napětí v matici (vlevo) a. v karbidech (vpravo).	151
Obr. 143	Mechanismus vzniku tahových napětí v karbidech.....	152
Obr. 144	Mikrotrhliny v karbidech litin s vysokým obsahem chromu [182] (vlevo), [118] (vpravo). 152	152
Obr. 145	Znázornění nehomogenit struktury oceli v podobě skluzových pásem uvnitř krystalografické struktury zrna (vlevo), překážek pohybu (vlevo) a trhlin uvnitř karbidu[198].....	153
Obr. 146	Grafické znázornění formátování 3D proměnné typu ARRAY se 3 rovinami. První sloupec s popiskem „i“ je interpretován jako časové hodnoty, první řádek s popiskem „j“ je interpretován, jako souřadnice Y. Žlutá pole obsahují index roviny, který se vždy nachází v souřadnici [0,0], v tomto případě by ANSYS interpretoval tento index jako souřadnici Z.	190
Obr. 147	Schéma interpolace v proměnné typu pole systému ANSYS. Zelená – zadané hodnoty, které budou přímo předepsány uzlům, červená – dopočtené hodnoty uzlů.....	191
Obr. 148	Náhled ovládacího rozhraní pro MKP model pracovního válce vytvořené v systému MATLAB.	192
Obr. 149	Náhled formátování vstupního textového souboru. Interpretace čísel: Časový krok 1 s = 50 °C, 2 s = 55 °C atd. Vstup pro normálové a smykové zatížení je řešeno identicky, pouze čísla v druhém sloupci jsou interpretována jako [Pa].	193
Obr. 150	Struktura vstupního souboru (a proměnné typu TABLE) okrajové podmínky pro systém ANSYS. První sloupec je interpretován jako čas, první řádek je interpretován jako prostorová souřadnice. V této práci má význam souřadnice ϕ , viz Obr. 151. Žluté pole není využito, standardně se však používá pro další prostorovou souřadnici, viz příloha A.....	194
Obr. 151	Sestavování okrajové podmínky v jednom časovém kroku. Podle hodnoty souřadnice ϕ je určen posun veličiny, která je aplikována (povrchová teplota, tlak, smyk).	195
Obr. 152	Sestavování okrajové podmínky pro více časových kroků. Podle hodnoty časového kroku a souřadnice ϕ , jsou určovány hodnoty pro jednotlivé uzly MKP sítě.	195
Obr. 153	Znázornění polohy a značení bodů, ze kterých jsou odečítány výsledky.....	197
Obr. 154	Grafické znázornění ratchetting (nahore) a shakedown jevu (dole). Při ratchettingu plastické přetvoření roste bez omezení a je funkcí počtu cyklů. Nastává otevřená smyčka. Při shakedownu se materiál nejprve chová jako elasticko-plastický. Po určitém počtu cyklů se začne chovat jako zcela elastický a vytvoří se uzavřená smyčka.	201
Obr. 155	Simulovaný teplotní průběh povrchové teploty pracovního válce. Výstup z programu SimRoll.	201
Obr. 156	Znázornění plochy plasticity dle kritéria von Mises v Haighově prostoru - prostoru hlavních napětí.	202
Obr. 157	Rozdíl mezi kinematickým (posunem oblasti), resp. izotropním zpevněním (zvětšením oblasti) vlevo, resp. vpravo.	202
Obr. 158	Znázornění rozdílu mezi lineárním, resp. nelineárním kinematickým zpevněním	203
Obr. 159	Ilustrace kontaktu mezi dvěma válci s použitými veličinami z rovnic (16-3) a (16-4). 204	204

Obr. 160	Závislost maximálního kontaktního tlaku p_{\max} na válcovací síle F_v a délce kontaktu opěrného a pracovního válce L	205
Obr. 161	Princip dvou nejčastějších destruktivních metod měření zbytkových napětí	206
Obr. 162	Oblast penetrace nedestruktivních metod měření zbytkových napětí [213].....	207
Obr. 163	Napjatostně-deformační křivka pro pokusný model, na který bylo, resp. nebylo aplikováno počáteční napětí 1000 MPa (ekvivalent zbytkových napětí). Použitý materiálový model: Chabochův nelineární materiálový model s kinematickým zpevněním. Dochází jak k posuvu napětí o cca 1000 MPa, ale také ke zvýšení celkového přetvoření.....	208
Obr. 164	Vykreslení závislosti rozdílu napětí na vstupní okrajové podmínce.	208
Obr. 165	První hlavní napětí v průběhu 3 otáček.	210
Obr. 166	Druhé hlavní napětí v průběhu 3 otáček.....	211
Obr. 167	Třetí hlavní napětí v průběhu 3 otáček.....	212
Obr. 168	Ekvivalentní napětí dle podmínky von Mises v průběhu 3 otáček.....	213
Obr. 169	Obvodové napětí (ve směru osy φ) v průběhu 3 otáček.....	214
Obr. 170	Celkové přetvoření v průběhu 3 otáček jako funkce času a vzdálenosti od povrchu.	215
Obr. 171	Plastické přetvoření jako funkce času a vzdálenosti od povrchu.	216
Obr. 172	První hlavní napětí v průběhu 3 otáček.	217
Obr. 173	Druhé hlavní napětí v průběhu 3 otáček.....	218
Obr. 174	Třetí hlavní napětí v průběhu 3 otáček.	219
Obr. 175	Ekvivalentní napětí dle podmínky von Mises v průběhu 3 otáček.....	220
Obr. 176	Obvodové napětí (ve směru osy φ) v průběhu 3 otáček.....	221
Obr. 177	Celkové přetvoření v průběhu 3 otáček jako funkce času a vzdálenosti od povrchu.	222
Obr. 178	Plastické přetvoření jako funkce času a vzdálenosti od povrchu.	223
Obr. 179	První hlavní napětí v průběhu 3 otáček.	224
Obr. 180	Druhé hlavní napětí v průběhu 3 otáček.....	225
Obr. 181	Třetí hlavní napětí v průběhu 3 otáček.....	226
Obr. 182	Ekvivalentní napětí dle podmínky von Mises v průběhu 3 otáček.....	227
Obr. 183	Obvodové napětí (ve směru osy φ) v průběhu 3 otáček.....	228
Obr. 184	Celkové přetvoření v průběhu 3 otáček jako funkce času a vzdálenosti od povrchu.	229
Obr. 185	Plastické přetvoření jako funkce času a vzdálenosti od povrchu.	230
Obr. 186	Prostorové uspořádání konfigurace 1. Kolektor na výstupní straně je v horní pozici, kolektor na vstupní straně je ve střední pozici.....	232
Obr. 187	Výsledný teplotní profil konfigurace 1 z programu SimRoll.....	233
Obr. 188	Prostorová uspořádání konfigurace 2. Kolektor na výstupní, resp. výstupní straně je ve střední, resp. horní pozici.	233
Obr. 189	Výsledný teplotní profil konfigurace 2 z programu SimRoll.....	234
Obr. 190	Prostorová uspořádání konfigurace 3. Kolektory na výstupní i výstupní straně jsou orientovány ve středních pozicích.	234
Obr. 191	Výsledný teplotní profil konfigurace 3 z programu SimRoll.....	235
Obr. 192	Prostorové uspořádání konfigurace 4. Kolektory na vstupní i výstupní straně jsou v horních pozicích.	235

Obr. 193	Výsledný teplotní profil konfigurace 4 z programu SimRoll.....	236
----------	--	-----

12 SEZNAM TABULEK

Tabulka 1 – Zastoupení a mikrotvrdość nejčastějších karbidů v mikrostruktuře materiálů pracovních válců [11], [30], [80], [192]:	17
Tabulka 2 – Afinita jednotlivých typů karbidů k chemickým prvkům v [%] hmotnostního podílu [124]:...	17
Tabulka 3 – Chemické složení litin vysokým obsahem chromu [87], [88], [92], [95], [96], [97], [110], [111]:	22
Tabulka 4 – Chemické složení litin vysokým obsahem chromu (pokračování):	22
Tabulka 5 – Mechanické vlastnosti litin vysokým obsahem chromu [87], [88], [92], [95], [96], [97], [110], [111]:	23
Tabulka 6 – Mechanické vlastnosti litin vysokým obsahem chromu (pokračování):	23
Tabulka 7 – Vybrané fyzikální vlastnosti litin vysokým obsahem chromu [87], [88], [92], [95], [96], [97], [110], [111]:.....	23
Tabulka 8 – Chemické složení ocelí s vysokým obsahem chromu [83], [89], [94], [108], [109]:	25
Tabulka 9 – Chemické složení ocelí s vysokým obsahem chromu (pokračování):	25
Tabulka 10 – Mechanické vlastnosti ocelí s vysokým obsahem chromu [83], [89], [94], [108], [109]:.....	26
Tabulka 11 – Mechanické vlastnosti ocelí s vysokým obsahem chromu (pokračování):.....	26
Tabulka 12 – Vybrané fyzikální vlastnosti ocelí s vysokým obsahem chromu [83], [89], [94], [108], [109]:	26
Tabulka 13 – Chemické složení rychlořezných ocelí [82], [83], [93], [103], [104], [105]:	28
Tabulka 14 – Chemické složení rychlořezných ocelí (pokračování):.....	28
Tabulka 15 – Mechanické vlastnosti rychlořezných ocelí [82], [83], [93], [103], [104], [105]:.....	28
Tabulka 16 – Mechanické vlastnosti rychlořezných ocelí (pokračování):	29
Tabulka 17 – Vybrané fyzikální vlastnosti rychlořezných ocelí [82], [83], [93], [103], [104], [105]:	29
Tabulka 18 – Ukázkové procentuální zastoupení karbidů v rychlořezné oceli [25]:	29
Tabulka 19 – Chemické složení litin s neurčitou tvrzenou vrstvou [84], [85], [86], [90], [91], [98], [99], [100], [106], [107]:.....	31
Tabulka 20 – Chemické složení litin s neurčitou tvrzenou vrstvou (pokračování):	32
Tabulka 21 – Mechanické vlastnosti litin s neurčitou tvrzenou vrstvou [84], [85], [86], [90], [91], [98], [99], [100], [106], [107]:	32
Tabulka 22 – Mechanické vlastnosti litin s neurčitou tvrzenou vrstvou (pokračování):	32
Tabulka 23 – Vybrané fyzikální vlastnosti litin s neurčitou tvrzenou vrstvou [84], [85], [86], [90], [91], [98], [99], [100], [106], [107]:	33
Tabulka 24 – Poklesy teploty plochého provalku při průchodu válcovací tratí [58].....	59
Tabulka 25 – Použité fyzikální veličiny [127], [133]:.....	76
Tabulka 26: Použité materiálové vlastnosti [153]:	79
Tabulka 27 – Normované chyby konfigurací vůči modelu s $\alpha = 20^\circ$	103
Tabulka 28 – Minimální požadavky na výpočetní kapacitu	106
Tabulka 29 – Nastavení parametrů distribučního modelu napětí ve válcovací mezeři a kontaktu s opěrným válcem	109

Tabulka 30 – Nastavení parametrů distribučního modelu napětí ve válcovací mezeře a kontaktu s opěrným válcem	110
Tabulka 31 – Konfigurace chlazení.....	111
Tabulka 32 – Nastavení simulací pro posouzení vlivu polohy chladicího kolektoru	111
Tabulka 33 – Seznam prezentovaných veličin, včetně jednotek a použitého značení	113
Tabulka 34 – Seznam vstupních parametrů pro model mikrostruktury oceli:.....	144
Tabulka 35 – Použité materiálové vlastnosti pro mikrosférický model [131], [134], [186], [187], [193] ..	146
Tabulka 36 – Schéma exportních bodů, jejich poloha a označení.....	197
Tabulka 37 – Seznam exportovaných veličin a souborů:	198
Tabulka 38 – Seznam podprogramů APDL kódu a jejich význam:	199

13 SEZNAM POUŽITÝCH ZKRATEK A SYMBOLŮ

B	–	množina bodů
a	–	délka trhliny
C	–	konstanta popisující gradient křivky napětí
c	–	měrná tepelná kapacita materiálu
C_{1,2}	–	integrační konstanty
CFD	–	Computer Fluid Dynamics, simulace proudění tekutin
d	–	průměr zrna
D	–	průměr pracovního válce
E	–	modul pružnosti v tahu
F_H	–	vertikální síla
F_n	–	normálová síla
F_o	–	Fourierovo číslo
F_V	–	horizontální síla
G	–	konstanta popisující saturaci křivky napětí
h	–	obecná vstupní tloušťka do pásma deformace válcovací mezeře
h_{0,1}	–	tloušťka provalku před, resp. po vstupu do válcovací mezeře
h_{1,2}	–	tloušťka provalku před, resp. po vstupu do válcovací mezeře
h_{HF}	–	hydrodynamická viskozita
h_m	–	tloušťka provalku před vstupem do válcovací mezeře
HSS	–	High Speed Steel, rychlořezná ocel
ICDP	–	Indefinite Chill Double Pour
k	–	obecný zjednodušující koeficient
k_K	–	odpor vůči čistému smyku
l	–	obecné značení délky
L	–	délka pásma deformace ve válcovací mezeře
l_D	–	pásma deformace
l_o	–	pásma zpoždování
l_p	–	pásma předstihu
l_{ZO}	–	délka záběrového oblouku
N	–	počet cyklů
n	–	počet otáček pracovního válce
p_r	–	tlak ve válcovací mezeře v radiálním směru
p_x	–	tlak ve válcovací mezeře ve směru osy x
Q	–	obecný bod roviny
q	–	součinitel kinematického zpevnění
R	–	poloměr pracovního válce

R_e	–	mez pevnosti v kluzu
R_m	–	mez pevnosti v tahu
s	–	předstih
T	–	obecná teplota
t	–	obecné značení času
T_0	–	počáteční teplota
T_1	–	teplota provalku
T_2	–	teplota válce
T_∞	–	teplota okolí
T_{ChM}	–	teplota chladícího média
$T_{i,n}$	–	absolutní teplota, i zastupuje $\alpha, \beta, \gamma, \delta, \chi, \zeta$
$\overline{T}_{l,n}$	–	relativní teplota, i zastupuje $\alpha, \beta, \gamma, \delta, \chi, \zeta$
$t_{kontakt}$	–	čas kontaktu
T_{max}	–	maximální teplota na konci válcovací mezery
T_{maxk1}	–	maximální teplota na konci 1. otáčky válce
$T_{maxk1,n}$	–	maximální teplota na konci chladící sekce na výstupu n -té otáčky válce
$T_{maxk2,n}$	–	maximální teplota na konci chladící sekce na vstupu n -té otáčky válce
$T_{Provalek}$	–	teplota provalku
T_{tav}	–	teplota tavení materiálu (polotovaru, provalku)
$T_{Válec}$	–	teplota válce
$T_{\alpha,1}$	–	absolutní teplota 1. otáčky v zóně α
$T_{\alpha,n}$	–	absolutní teplota n -té otáčky v zóně α
$T_{\beta,1}$	–	absolutní teplota 1. otáčky v zóně β
$T_{\beta,n}$	–	absolutní teplota n -té otáčky v zóně β
$T_{\gamma,1}$	–	absolutní teplota 1. otáčky v zóně γ
$T_{\gamma,n}$	–	absolutní teplota n -té otáčky v zóně γ
$T_{\delta,1}$	–	absolutní teplota 1. otáčky v zóně δ
$T_{\delta,n}$	–	absolutní teplota n -té otáčky v zóně δ
$T_{\zeta(n-1)}$	–	absolutní teplota $(n-1)$ té otáčky v zóně ζ , startovací teplota pro n -tou otáčku
$T_{\zeta,0}$	–	počáteční absolutní teplota
$T_{\zeta,1}$	–	absolutní teplota 1. otáčky v zóně ζ
$T_{\zeta,n}$	–	absolutní teplota n -té otáčky v zóně ζ
$T_{\chi,1}$	–	absolutní teplota 1. otáčky v zóně χ
$T_{\chi,n}$	–	absolutní teplota n -té otáčky v zóně χ
v_0	–	vstupní rychlost kovu do válcovací mezery při válcování
v_1	–	výstupní rychlost kovu do válcovací mezery při válcování
v_K	–	vstupní rychlost kovu do válcovací mezery při válcování
v_N	–	neutrální rychlost kovu do válcovací mezery při válcování

V_{obv}	–	obvodová rychlost povrchového bodu pracovního válce při válcování
V_v	–	rychlost válce
W	–	tepelný odpor
x	–	souřadnice kartézského souřadnicového systému
Y	–	obecný zjednodušující koeficient
y	–	souřadnice kartézského souřadnicového systému
$Y(T)$	–	označení teplotně závislého mezního stavu pružnosti
z	–	souřadnice kartézského, cylindrického souřadnicového systému
ZPO	–	zařízení pro plynulé odlévání oceli
α	–	zóna kontaktu s provalkem
α	–	úhel záběru
α_N	–	úhel neutrálního bodu
α_T	–	součinitel teplotní roztažnosti
β	–	zóna adiabatického povrchu mezi válcovací mezerou a chlazením na výstupu
γ	–	zóna chlazení na výstupu
δ	–	obecný zjednodušující koeficient
δ	–	zóna adiabatického povrchu mezi chlazením na výstupu a vstupu
$\delta_{0,1}$	–	obecný zjednodušující koeficient
ΔK	–	faktor intenzity napětí
ΔK_{th}	–	mezní faktor intenzity napětí
ΔT	–	obecný teplotní rozdíl
ε_{celk}	–	celkové přetvoření
ε_{el}	–	elastické přetvoření
ε_{pl}	–	plastické přetvoření
$\dot{\varepsilon}_{pl}$	–	derivace plastického přetvoření podle času
$\varepsilon_{pl,0}$	–	akumulované plastické přetvoření
ε_{th}	–	přetvoření způsobené teplotním rozdílem
$\varepsilon_{x,y,z}$	–	přetvoření ve směru os x , y a z kartézského souřadnicového systému
$\varepsilon_{\varphi,\rho}$	–	přetvoření ve směru os ρ a φ cylindrického souřadnicového systému
ζ	–	zóna adiabatického povrchu mezi chlazením na vstupu a válcovací mezerou
η	–	směr zatížení
η_{DV}	–	dynamická viskozita
ϑ	–	obecný zjednodušující koeficient
$\Theta_{(\psi,\phi)}$	–	obecný teplotní profil 2D modelu
$\vartheta_{0,1}$	–	obecný zjednodušující koeficient
κ	–	obecný součinitel teplotní vodivosti
$\kappa_{1,2}$	–	součinitel teplotní vodivosti
$\lambda_{1,2}$	–	součinitel tepelné vodivosti

μ	–	součinitel tření
μ_K	–	konstatní součinitel tření
μ_T	–	tření v tečném směru
ξ	–	obecná rovina
ρ	–	hustota materiálu, souřadnice cylindrického souřadnicového systému
$\sigma_{1,2,3}$	–	1., 2. a 3. hlavní napětí
$\sigma_{A,B}$	–	předpětí v provalku na vstupu, resp. výstupu válcovací mezery
$\sigma_{e,Tah(T)}$	–	teplotní závislá mez elasticity v tahu
$\sigma_{e,Tlak(T)}$	–	teplotní závislá mez elasticity v tlaku
σ_r	–	napětí v radiálním směru
σ_V	–	ekvivalentní napětí von Mises
σ_{vM}	–	napětí von Mises
$\sigma_{x,y,z}$	–	napětí ve směru os X, Y, Z
$\sigma_{\varphi,\rho}$	–	napětí ve směru os φ, ρ
τ	–	obecné smykové napětí
τ_{xy}	–	smykové napětí v rovině XY
τ_{zy}	–	smykové napětí v rovině ZY
Y	–	teplotní ovlivněná hloubka
φ	–	třetí úhel, souřadnice cylindrického souřadnicového systému
Φ	–	souřadnice transformovaného souřadnicového systému
χ	–	zóna chlazení na vstupu
ψ	–	souřadnice transformovaného souřadnicového systému

14 SEZNAM ROVNIC

(4-1)	68
(4-2)	69
(4-3)	69
(4-4)	69
(4-5)	69
(4-6)	69
(4-7)	69
(4-8)	71
(4-9)	71
(4-10)	71
(4-11)	72
(4-12)	72
(4-13)	74
(4-14)	74
(4-15)	74
(4-16)	74
(4-17)	74
(4-18)	74
(4-19)	74
(4-20)	74
(4-21)	74
(4-22)	74
(4-23)	75
(4-24)	76
(4-25)	76
(4-26)	76
(4-27)	76
(4-28)	77
(4-29)	77
(4-30)	78
(4-31)	78
(4-32)	79
(4-33)	79
(4-34)	79
(4-35)	79
(5-1)	91
(5-2)	92
(5-3)	92
(5-4)	93

(5-5).....	93
(5-6).....	93
(5-7).....	93
(5-8).....	93
(5-9).....	93
(5-10).....	93
(5-11).....	94
(5-12).....	94
(5-13).....	94
(5-14).....	97
(5-15).....	97
(8-1).....	142
(16-1).....	201
(16-2).....	203
(16-3).....	204
(16-4).....	204

15 SEZNAM PŘÍLOH

- A. Proměnná typu pole – TABLE v systému ANSYS
- B. Nastavení analýzy a formulace okrajových podmínek
- C. Stanovení okrajových podmínek
- D. Export dat
- E. Struktura APDL kódu
- F. Ratchetting a Shakedown
- G. Hertzův kontakt mezi 2 válci
- H. Metody měření zbytkových napětí
- I. Superpozice zbytkových napětí
- J. Kompletní vyhodnocení případové studie 1
- K. Vliv polohy chladících kolektorů

16 PŘÍLOHY

A. PROMĚNNÁ TYPU POLE – TABLE V SYSTÉMU ANSYS

Pro předpis okrajových podmínek je využívána proměnná typu pole – ARRAY, která může uchovávat až 5D strukturu a umožňuje komplexní předpis okrajových podmínek. V této úloze je využívána 2D struktura, která pro danou úlohu stačí. Proměnná typu ARRAY skládá postupně 2D roviny, kdy hodnoty v prvním sloupci jsou interpretovány jako hodnoty času, hodnoty uvedené v prvním řádku jsou interpretovány jako hodnoty souřadnice. Jaká souřadnice to záleží na aktivním souřadnicovém systému a entitě, na kterou je pole předepisováno. Souřadnice, která je konstantní, je ignorována.

První buňka v prvním řádku a sloupci je interpretována jako index roviny. 3D pole obsahuje více než jednu 2D rovinu. Tyto roviny se od sebe liší hodnotou indexu. Jednotlivé roviny se musejí nacházet v textovém souboru za sebou, mohou mít různé hodnoty v prvním sloupci i řádku, avšak vždy stejný celkový rozměr, viz Obr. 146.

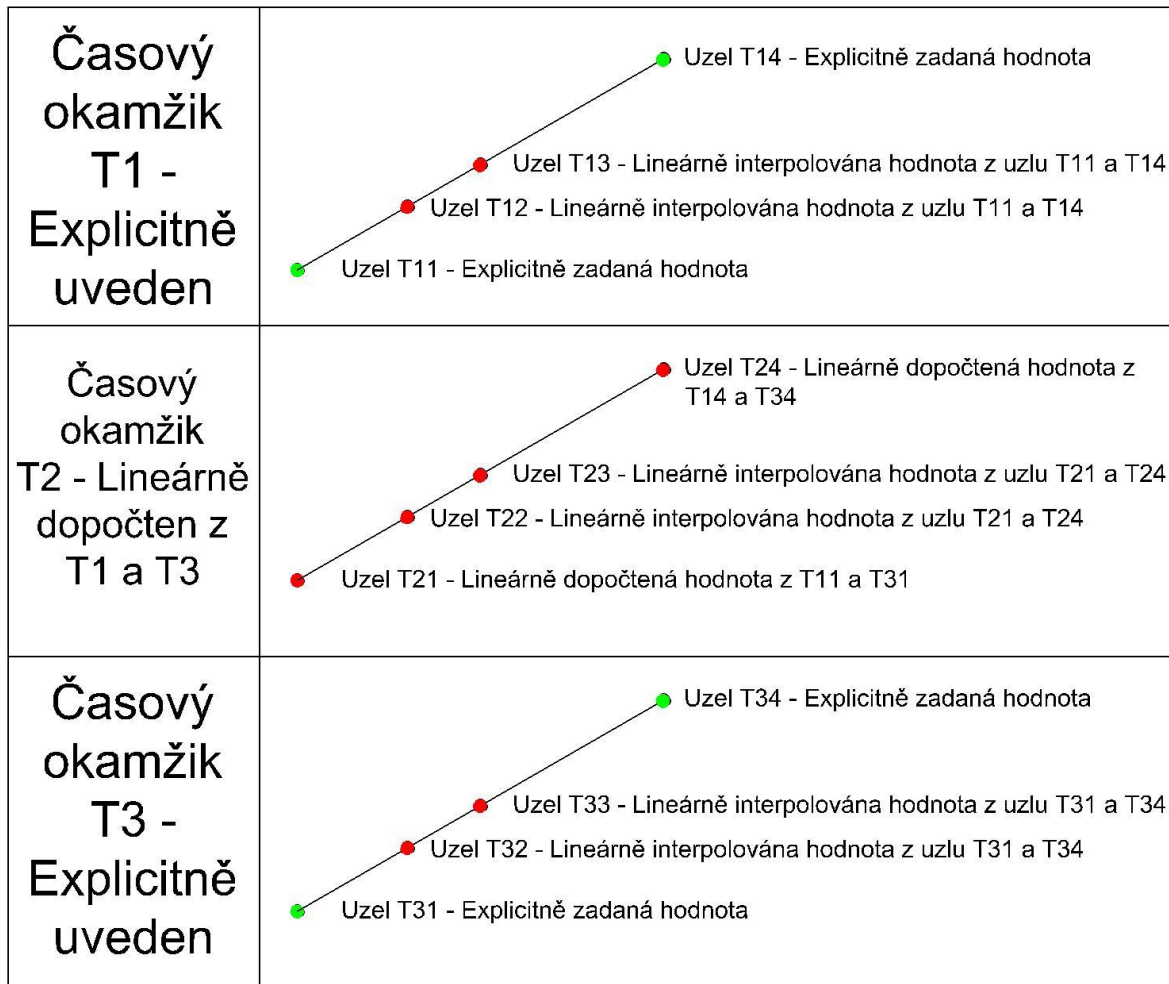
0	j = 1	j = 2	j = 3	j = 4	j = 5
i = 1	Hodnoty	Hodnoty	Hodnoty	Hodnoty	Hodnoty
i = 2	Hodnoty	Hodnoty	Hodnoty	Hodnoty	Hodnoty
i = 3	Hodnoty	Hodnoty	Hodnoty	Hodnoty	Hodnoty
i = 4	Hodnoty	Hodnoty	Hodnoty	Hodnoty	Hodnoty
i = 5	Hodnoty	Hodnoty	Hodnoty	Hodnoty	Hodnoty
i = 6	Hodnoty	Hodnoty	Hodnoty	Hodnoty	Hodnoty
i = 7	Hodnoty	Hodnoty	Hodnoty	Hodnoty	Hodnoty
i = 8	Hodnoty	Hodnoty	Hodnoty	Hodnoty	Hodnoty
i = 9	Hodnoty	Hodnoty	Hodnoty	Hodnoty	Hodnoty
i = 10	Hodnoty	Hodnoty	Hodnoty	Hodnoty	Hodnoty
1	j = 1	j = 2	j = 3	j = 4	j = 5
i = 1	Hodnoty	Hodnoty	Hodnoty	Hodnoty	Hodnoty
i = 2	Hodnoty	Hodnoty	Hodnoty	Hodnoty	Hodnoty
i = 3	Hodnoty	Hodnoty	Hodnoty	Hodnoty	Hodnoty
i = 4	Hodnoty	Hodnoty	Hodnoty	Hodnoty	Hodnoty
i = 5	Hodnoty	Hodnoty	Hodnoty	Hodnoty	Hodnoty
i = 6	Hodnoty	Hodnoty	Hodnoty	Hodnoty	Hodnoty
i = 7	Hodnoty	Hodnoty	Hodnoty	Hodnoty	Hodnoty
i = 8	Hodnoty	Hodnoty	Hodnoty	Hodnoty	Hodnoty
i = 9	Hodnoty	Hodnoty	Hodnoty	Hodnoty	Hodnoty
i = 10	Hodnoty	Hodnoty	Hodnoty	Hodnoty	Hodnoty
2	j = 1	j = 2	j = 3	j = 4	j = 5
i = 1	Hodnoty	Hodnoty	Hodnoty	Hodnoty	Hodnoty
i = 2	Hodnoty	Hodnoty	Hodnoty	Hodnoty	Hodnoty
i = 3	Hodnoty	Hodnoty	Hodnoty	Hodnoty	Hodnoty
i = 4	Hodnoty	Hodnoty	Hodnoty	Hodnoty	Hodnoty
i = 5	Hodnoty	Hodnoty	Hodnoty	Hodnoty	Hodnoty
i = 6	Hodnoty	Hodnoty	Hodnoty	Hodnoty	Hodnoty
i = 7	Hodnoty	Hodnoty	Hodnoty	Hodnoty	Hodnoty
i = 8	Hodnoty	Hodnoty	Hodnoty	Hodnoty	Hodnoty
i = 9	Hodnoty	Hodnoty	Hodnoty	Hodnoty	Hodnoty
i = 10	Hodnoty	Hodnoty	Hodnoty	Hodnoty	Hodnoty

Obr. 146 Grafické znázornění formátování 3D proměnné typu ARRAY se 3 rovinami. První sloupec s popiskem „i“ je interpretován jako časové hodnoty, první řádek s popiskem „j“ je interpretován, jako souřadnice Y. Žlutá pole obsahují index roviny, který se vždy nachází v souřadnici [0,0], v tomto případě by ANSYS interpretoval tento index jako souřadnici Z.

Pokud by se pole z Obr. 146 předešlo na válcovou plochu v cylindrickém souřadnicovém systému, časově závislé hodnoty by byly předešány uzlům válcové plochy. Hodnoty indexu j by byly interpretovány jako hodnoty souřadnice Y, index roviny je interpretován jako souřadnice Z. Pokud pole obsahuje pouze

jednu rovinu, všem uzlům se stejnou hodnotou souřadnice Y, ale rozdílnou souřadnicí Z, je předepsána stejná hodnota.

Pokud plocha, na kterou je předepsáno pole, obsahuje uzly, které mají předepsanou souřadnici, která v poli není explicitně uvedena, systém ANSYS lineárně interpoluje mezi hodnotami, které jsou zadány. Stejně se systém ANSYS chová, pokud počítá časový okamžik, který není explicitně uveden v poli. Interpoluje mezi dvěma nejbližšími časovými okamžiky.



Obr. 147 Schéma interpolace v proměnné typu pole systému ANSYS. **Zelená** – zadané hodnoty, které budou přímo předepsány uzlům, **červená** – dopočtené hodnoty uzlů.

B. NASTAVENÍ ANALÝZY A FORMULACE OKRAJOVÝCH PODMÍNEK

Nastavení analýzy probíhá přes dialogové okno vytvořené v prostředí MATLAB. Zde se nastavuje geometrie válce, délka analýzy, parametry MKP sítě a zatížení, které má být zahrnuto do výpočtu. Volitelně je zde na výběr, zda se má použít nehomogenní teplotní pole pro teplotní analýzu, způsob určení normálového a smykového napětí ve válcovací mezeře (buď záznam, nebo distribuční model) a počet vyhodnocovacích bodů a jejich hloubka. Jeho spuštění je podmíněno instalací základní verze systému MATLAB, stejně tak pro výpočet je podmínkou instalace systému ANSYS.

The dialog box 'Ovladaci_panel' contains the following sections and controls:

- Geometrie modelu:** Úhel modelu [°]: 5; Vnější průměr modelu [m]: 0.654; Vnější průměr modelu [m]: 0.600; Výška modelu [m]: 0.001; Tloušťka povrchové vrstvy [m]: 0.002.
- Nastavení sítě:** Počet prvků na úhlový stupeň [-]: 20; Počet prvků na výšku modelu [-]: 3; Počet prvků na tloušťku modelu [-]: 60; Konečný čas výpočtu [s]: 15; Časový krok výpočtu [s]: 0.001.
- Nastavení válcování:** Úběr [-]: 20; Rychlost válcování [m/s]: 0.1; Deformační odpor válcovaného materiálu [MPa]: 100.
- Zatížení:**
 - Válcovací meze:** Normálové napětí (radio buttons): Normálové napětí, Distribuční model, Načíst externě (Načte soubor: Tlak.txt); Smykové napětí (radio buttons): Smykové napětí, Distribuční model, Načíst externě (Načte soubor: Smyk.txt).
 - Opěrný válec:** Opěrný válec; Průměr opěrného válce [m]: 1; Modul pružnosti v tahu pracovního válce [GPa]: 210; Modul pružnosti v tahu opěrného válce [GPa]: 210; Poissonovo číslo pracovního válce [-]: 210; Poissonovo číslo opěrného válce [-]: 210; Délka kontaktu [m]: 1.5; Příčná síla [N]: 24000.
 - Zbytkové napětí:** Zbytkové napětí; Hodnota zbytkových napětí v radiálním směru [MPa]: 200; Hodnota zbytkových napětí v axiálním směru [MPa]: 200.
 - Počáteční teplotní pole:** Homogenní teplota v modelu [°C]: 40; Nehomogenní teplotní pole; Název analýzy s uloženým polem: Model_1.
- Export:** Grid of 16 'Bod 1' entries, each with a checkbox 'Zahrnout bod' and a text field 'Hloubka bodu [m]: 0'.
- Buttons:** 'Uložit nastavení výpočtu' and 'Zpracovat výsledky'.

Obr. 148 Náhled ovládacího rozhraní pro MKP model pracovního válce vytvořené v systému MATLAB.

Uživatel si musí připravit vstupní teplotní profil (popř. profil normálového/smykového zatížení) ve formě textového souboru, který má následující formátování: [Čas][Mezera či tabulátor][Teplota][Zalomení řádku formátu IBM PC]. Čas musí být uveden v [s] a teplota v [°C].

Soubor	Úpravy	Formát	Zobrazení	Nápověda
1	50			
2	55			
3	80			
4	120			

Obr. 149 Náhled formátování vstupního textového souboru. Interpretace čísel: Časový krok 1 s = 50 °C, 2 s = 55 °C atd. Vstup pro normálové a smykové zatížení je řešeno identicky, pouze čísla v druhém sloupci jsou interpretována jako [Pa].

Soubor s teplotním profilem, popř. zatížením, skripty do systému ANSYS si uživatel musí shromáždit do jedné složky na disku spolu s grafickým ovládáním (Obr. 148), odkud je řízení voláno.

C. STANOVENÍ OKRAJOVÝCH PODMÍNEK

Program ANSYS si sám okrajové podmínky nepočítá, jelikož prostředí APDL není pro tento úkol vhodné. Řídící program zmíněný v příloze B předá řízení dalšímu skriptu v systému MATLAB, který načte nastavení analýzy. Podle nastavení, především dělení konečně prvkové sítě, rozměru modelu a rychlosti válcování, dopočte tento skript teplotu a normálové a smykové zatížení pro každý jednotlivý povrchový uzel konečně prvkové sítě modelu.

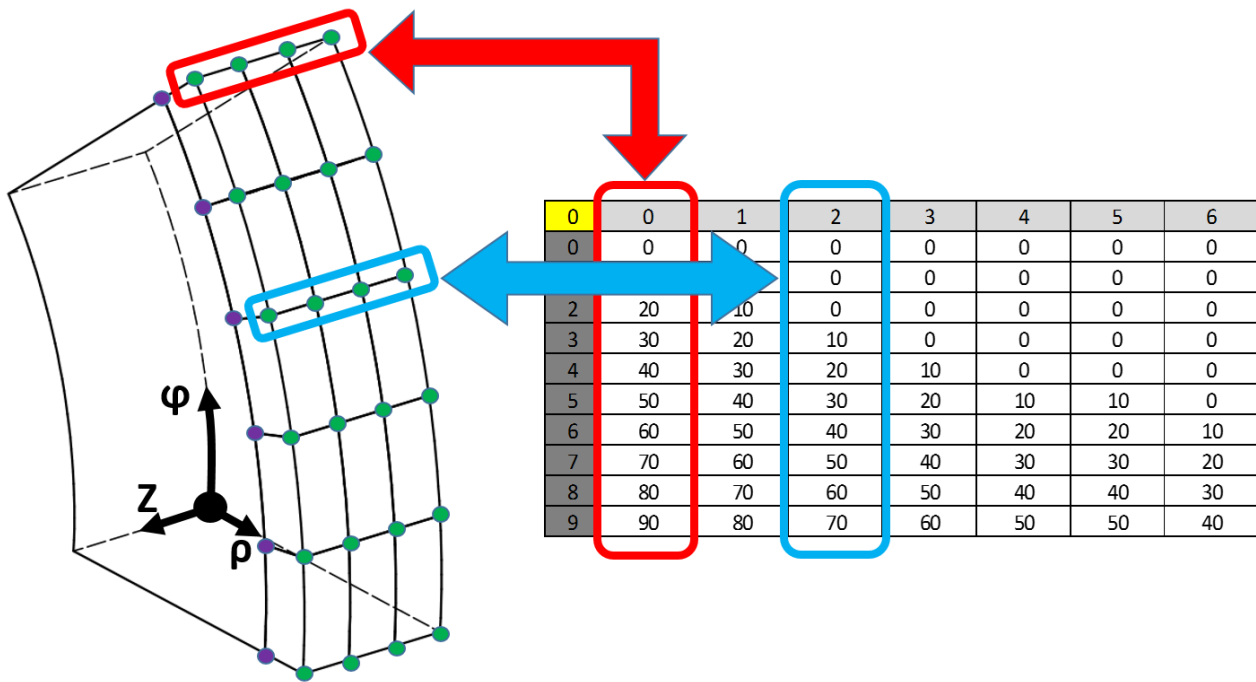
Skript nejprve vypočítá počet uzlů konečně prvkové sítě, jejich souřadnice ve válcovém souřadnicovém systému a sestaví prázdnou matici pro každý bod a požadovaný časový krok, viz Obr. 150. V této matici 1. řádek označuje souřadnici φ uzlů, 1. sloupec označuje čas. Jednotlivé sloupce od 2. řádku až do konce uchovávají hodnotu teploty daného uzlu na souřadnici φ a v čase t , viz Obr. 150.

0	0	1	2	3	4	5	6
0	0	0	0	0	0	0	0
1	10	0	0	0	0	0	0
2	20	10	0	0	0	0	0
3	30	20	10	0	0	0	0
4	40	30	20	10	0	0	0
5	50	40	30	20	10	10	0
6	60	50	40	30	20	20	10
7	70	60	50	40	30	30	20
8	80	70	60	50	40	40	30
9	90	80	70	60	50	50	40

Obr. 150 Struktura vstupního souboru (a proměnné typu TABLE) okrajové podmínky pro systém ANSYS. První sloupec je interpretován jako čas, první řádek je interpretován jako prostorová souřadnice. V této práci má význam souřadnice φ , viz Obr. 151. Žluté pole není využito, standardně se však používá pro další prostorovou souřadnici, viz příloha A.

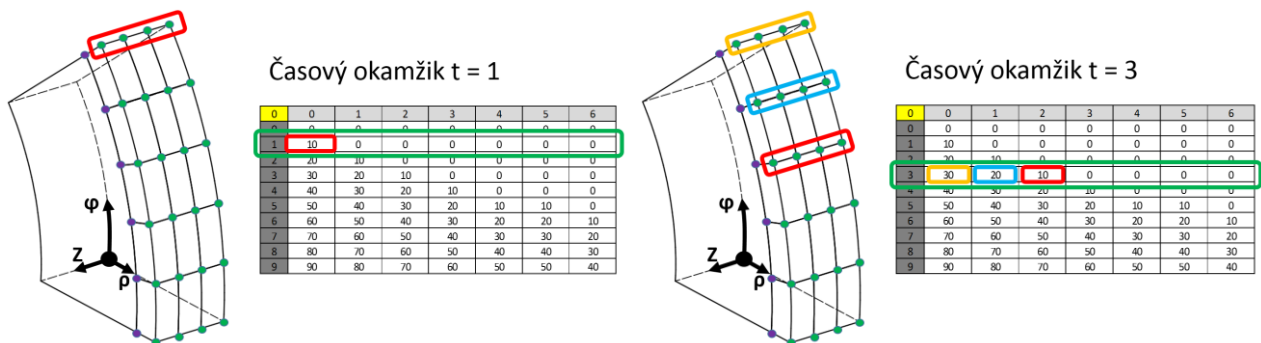
Tato matice je formátována přesně do podoby, ve které je uložena a ve které ji systém ANSYS interpretuje jako okrajovou podmínku. Po předepsání této matice na povrchovou plochu modelu, systém ANSYS předepíše uzlům této plochy časově závislou teplotu podle jejich souřadnice φ . Souřadnice Z nehraje roli, i když by mohla být brána v potaz, viz Příloha A.

Dále je sestavena teplotní křivka. Jako vstup s povrchovou teplotou válce slouží soubor Teplota_povrchu.txt. Tato křivka je předepsána první sadě uzlů, v horní rovině symetrie. Skript poté cyklicky prochází přes uzly a vyčísluje časový posun na základě jejich souřadnice φ , viz Obr. 151.



Obr. 151 Sestavování okrajové podmínky v jednom časovém kroku. Podle hodnoty souřadnice φ je určen posun veličiny, která je aplikována (povrchová teplota, tlak, smyk).

Pokud vzdálenost k dalšímu uzlu nemůže být překonána během výpočetního kroku zadaného uživatelem, je mu předepsána teplotní křivka bez modifikace. Pokud je tato vzdálenost překonána, skript stanoví časové zpoždění tohoto uzlu jako násobek časového kroku zaokrouhleno na celá čísla a tento posun je přičten k časové ose teplotní křivky. Poté jsou data vepsána do globální matice. Výsledek je ten, že okrajová podmínka simuluje chování MKP modelu jako by byl vyříznut z celého objemu válce. Detailní popis fungování proměnné typu pole a její funkce je uvedena v příloze A.



Obr. 152 Sestavování okrajové podmínky pro více časových kroků. Podle hodnoty časového kroku a souřadnice φ , jsou určovány hodnoty pro jednotlivé uzly MKP sítě.

Analogicky se postupuje pro normálové a smykové zatížení uzlu. Skript si v tomto případě ověří, zda existuje jako vstup hodnot externí textový soubor. Pokud ne, použije integrovaný distribuční model pro normálové, popř. smykové zatížení z válcovací mezery, viz kapitoly 5.4 a 5.5. Pokud skript nenajde externí textový soubor jako podklad pro kontakt s opěrným válcem, vypočte hodnoty napětí v kontaktu dle Hertzovy

teorie, viz kapitola 5.6. Jakmile jsou všechny okrajové podmínky sestaveny, systém MATLAB je uloží jako textové soubory do složky, ze které je volán. Dále předá nastavení analýzy pro MKP výpočet (nastavení sítě, okrajových podmínek atd.) pro systém ANSYS opět skrze vygenerovaný textový soubor.

Jako poslední přichází na řadu generování a uložení dávkového souboru *.BAT, kde je zapsán spouštěcí skript pro příkazovou řádku MS Windows¹⁷, která na pozadí spouští výpočet v systému ANSYS s právě vygenerovanými soubory.

¹⁷ Ve skriptu je nastavena pevná cesta k souboru ANSYS.exe, které obsahuje aktuální verzi, zde V14.5.

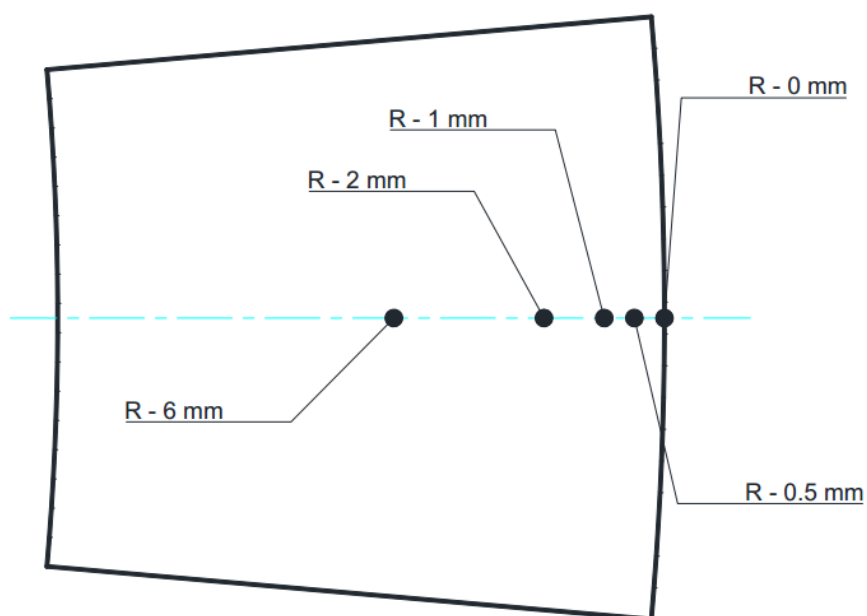
D. EXPORT DAT

Poslední částí výpočtového programu je skript, který exportuje data z proprietárního prostředí systému ANSYS do souborů s příponou *.CSV, kde se data nacházejí v surové, textové podobě. Pro export se vybírají body (možno exportovat až 12 bodů) z roviny symetrie MKP modelu ($\varphi = 0$) a jsou vybírány uzly s maximální výškou (viz názvosloví na Obr. 67).

Označení bodů v grafech je řešeno formou postfixů, který indikuje jejich vzdálenost od povrchové plochy modelu. Názvosloví vygenerovaných bodů je řešeno prefixy, které určují jejich pořadí (sestupně podle hodnoty souřadnice φ), viz Tabulka 36.

Tabulka 36 – Schéma exportních bodů, jejich poloha a označení

Název bodu	Vzdálenost od povrchu [mm]	Označení bodu - Prefix	Označení bodu - Postfix
Bod 1	0	B1	R-0
Bod 2	0.5	B2	R-0.5
Bod 3	1	B3	R-1
Bod 4	2	B4	R-2
Bod 5	6	B5	R-6



Obr. 153 Znárodnění polohy a značení bodů, ze kterých jsou odečítány výsledky.

Ze všech bodů jsou exportovány stejné veličiny. Tabulka 37 tvoří seznam exportovaných veličin včetně jednotek. Řazení veličin odpovídá řazení ve výstupním souboru, který obsahuje i zkrácený textový popis.

Pro všechny uvedené výsledky pomocí makrosférického modelu prezentované v této práci byla použita stejná metodika vyhodnocení – stejný počet bodů a jejich vzdálenost od povrchové plochy. Zvolené metodice nevadí, pokud je použit různý počet exportovaných bodů za předpokladu, že mají stejnou souřadnici φ a Z .

Tabulka 37 – Seznam exportovaných veličin a souborů:

Název veličiny	Jednotka	Označení veličiny	Popis veličiny
Čas	[s]	'Cas'	Výpočtové kroky
První hlavní napětí	[Pa]	'Hl_nap_1'	První hlavní napětí
Druhé hlavní napětí	[Pa]	'Hl_nap_2'	Druhé hlavní napětí
Třetí hlavní napětí	[Pa]	'Hl_nap_3'	Třetí hlavní napětí
Redukované napětí dle von Mises	[Pa]	'Nap_Von_mises'	Napětí von Mises
První hlavní elastické přetvoření	[-]	'El_pret_1'	První elastické přetvoření
Druhé hlavní elastické přetvoření	[-]	'El_pret_2'	Druhé elastické přetvoření
Třetí hlavní elastické přetvoření	[-]	'El_pret_3'	Třetí elastické přetvoření
Redukované elastické přetvoření dle von Mises	[Pa]	'Pre_el_Von_mises'	Redukované elastické přetvoření podle podmínky von Mises
První hlavní plastické přetvoření	[-]	'Pl_pret_1'	První hlavní plastické přetvoření
Druhé hlavní plastické přetvoření	[-]	'Pl_pret_2'	Druhé hlavní plastické přetvoření
Třetí hlavní plastické přetvoření	[-]	'Pl_pret_3'	Třetí hlavní plastické přetvoření
Redukované plastické přetvoření dle von Mises	[Pa]	'Pre_pl_Von_mises'	Redukované plastické přetvoření podle podmínky von Mises
Napětí ve směru osy Y	[Pa]	'Nap_Y'	Obvodové napětí
Elastické přetvoření ve směru osy Y	[-]	'El_pret_Y'	Elastické obvodové přetvoření
Plastické přetvoření ve směru osy Y	[-]	'Hl_nap_2'	Plastické obvodové přetvoření

E. STRUKTURA APDL KÓDU

APDL kód pro výpočet v systému ANSYS je členěn do samostatných maker podle jednotlivých kroků popsaných v kapitole 5.2 a příslušných podkapitolách. Výpočet je řízen jedním spouštěcím makrem, které si volá příslušné podprogramy, taktéž makra, v jazyce APDL. Vnitřní tok programu je postaven na logických podmínkách IF. Nutným předpokladem správného výpočtu je příprava okrajových podmínek, viz příloha C. Pakliže se z výpočtu má vyčlenit určitý druh okrajových podmínek, je tak učiněno při nastavení analýz.

Tabulka 38 – Seznam podprogramů APDL kódu a jejich význam:

Název podprogramu	Význam
asdf.mac	Spouštěcí makro.
Export.mac	Tvorba výstupních *.CSV souborů.
Iniciace.mac	Určení jednotek výpočtu, načtení okrajových podmínek.
Pevnostni_vyp.mac	Výpočetní smyčky pevnostní analýzy pro určení stavu napětí.
Prepnuti_analyzy.mac	Transformace teplotní analýzy na pevnostní, aplikace okrajových podmínek.
Seznam_promennych.mac	Načtení proměnných a nastavení analýzy.
Teplotni_vypocet.mac	Aplikace okrajových podmínek teplotní analýzy, výpočet teplotního pole.
Vlozeni_materialu.mac	Materiálový model.
Vytvoreni_modelu.mac	Vytvoření geometrie modelu, síťování modelu.

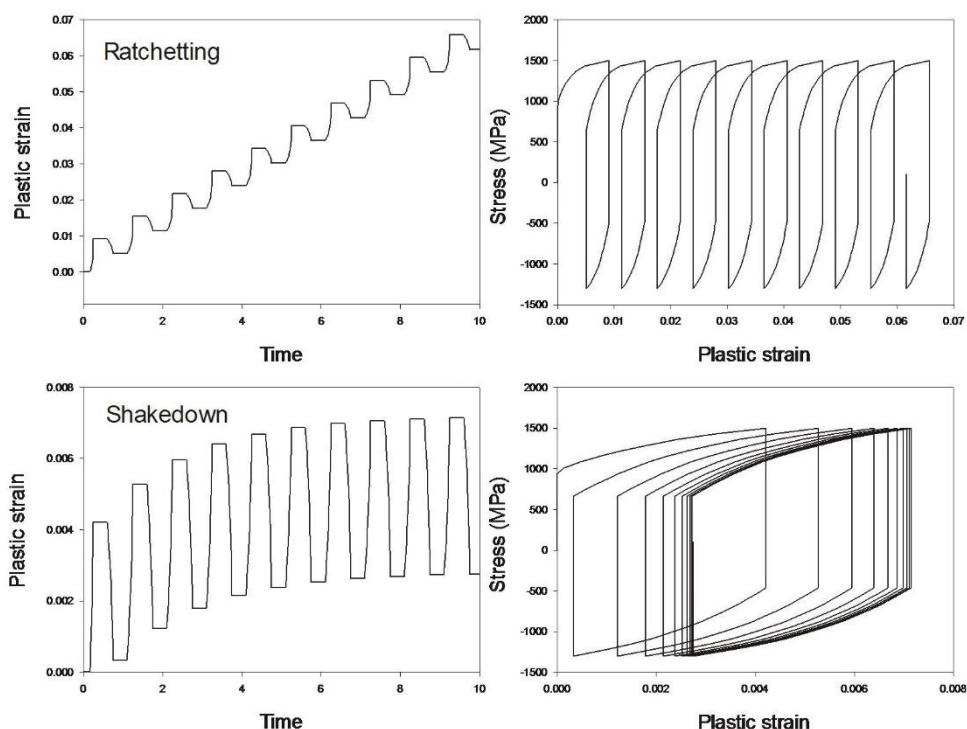
F. RATCHETTING A SHAKEDOWN

Ratchetting¹⁸ a shakedown¹⁹ jsou jevy, které můžeme pozorovat při cyklickém zatěžování materiálů. Ratchetting je progresivní zvyšování plastického přetvoření v materiálu, který je cyklicky zatěžován nesymetrickým střídavým zatížením, tj. $\sigma_{max} > 0 \wedge \sigma_{min} < 0 \wedge |\sigma_{max}| \neq |\sigma_{min}|$. Plastické přetvoření se akumuluje bez omezení a je funkcí počtu cyklů [173], [178] a [179].

Shakedown je podobný jako ratchetting. Taktéž vzniká při střídavém nesymetrickém cyklickém zatěžování, nicméně akumulace plastického přetvoření se progresivně stabilizuje. Se zvyšujícím se počtem otáček, se růst plastického přetvoření zcela zastaví a nastává, tzn. „elastický shakedown“, kdy materiál po svém počátečním elastoplastickém chování mění své chování na zcela elastické [173], [178] a [179]. Plastický shakedown naopak znamená, že materiál vykazuje pouze elasticko-plastické chování, ale v počáteční fázi kumulace plastického přetvoření se jeho růst zastaví a materiál se pohybuje v uzavřené elasticko-plastické křivce napětí Obr. 154.

Pokud výše popsanou definici vztáhneme na strojní součásti, tak elastický shakedown způsobí plastické deformace v záběhové fázi součásti, přičemž provozní fáze se odehrává v elastické oblasti, resp. uzavřené, neprogresivní elasticko-plastické oblasti pro elastický shakedown, resp. plastický shakedown. Ratchetting by znamenal otevřenou elasticko-plastickou křivku s progresivní akumulací plastického přetvoření v součásti.

Tyto jevy jsou způsobené rozdílnou směrnici křivky napětí v tahové a tlakové oblasti [173], [178].

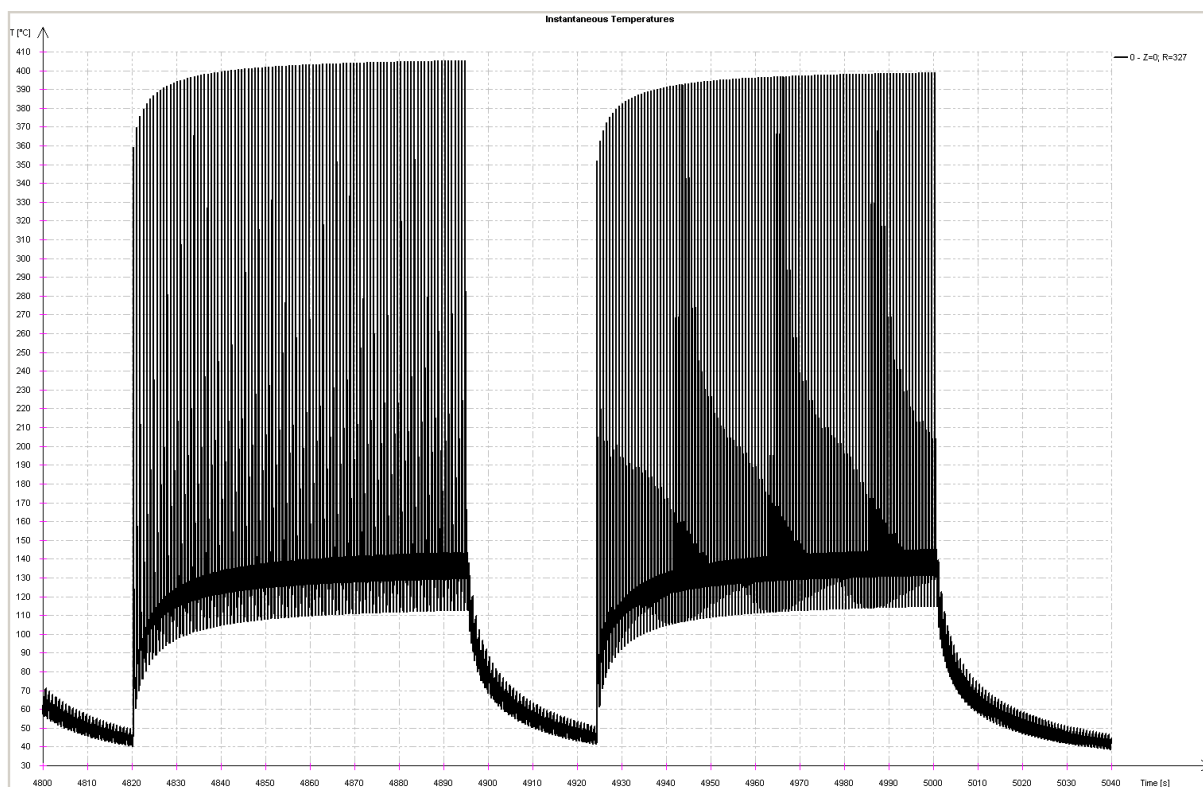


¹⁸ V literatuře se objevuje i synonymum „ratcheting“, které lze však považovat za pouhou pravopisnou chybu. Původcem této chyby je pravděpodobně publikace [173], kde je používán termín „ratcheting“, citace článku [179] francouzského výzkumníka Jean-Louis Chabochea, který tento jev popsal ve svých člancích je chybně citován s pojmem „ratcheting“ místo ratchetting. Bohužel, ač je tato publikace z prestižního nakladatelství, editoři redakce tyto chyby neodhalili.

¹⁹ Lze najít i český termín mezní stav přizpůsobení tělesa [215].

Obr. 154 Grafické znázornění ratchetting (nahore) a shakedown jevu (dole). Při ratchettingu plastické přetvoření roste bez omezení a je funkcí počtu cyklů. Nastává otevřená smyčka. Při shakedownu se materiál nejprve chová jako elasticko-plastický. Po určitém počtu cyklů se začne chovat jako zcela elastický a vytvoří se uzavřená smyčka.

Ratchetting a shakedown se dá zcela jistě očekávat při válcování. Tepelné namáhání má během válcovací kampaně cyklický charakter a zároveň vykazuje přechodovou oblast parabolického charakteru a oblast stabilizace, viz Obr. 155.

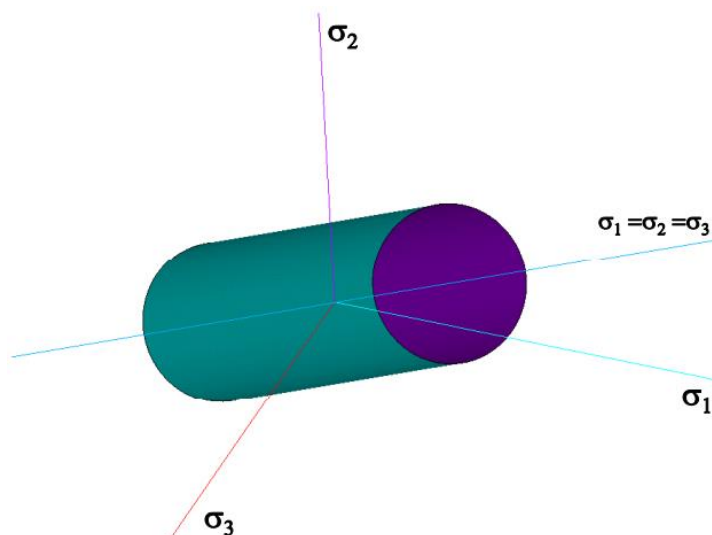


Obr. 155 Simulovaný teplotní průběh povrchové teploty pracovního válce. Výstup z programu SimRoll.

Nesmíme však opomenout Bauschingerův efekt. Podmínky zjišťování materiálových vlastností probíhají v oblasti jednoosého tahu. V praxi se však může vyskytnout víceosá napjatost. Proto se musí transformovat víceosá napjatost na jednoosou napjatost, tzn. redukované napětí a definovat mezní stav pružnosti. Kritérium dle von Misese je následující:

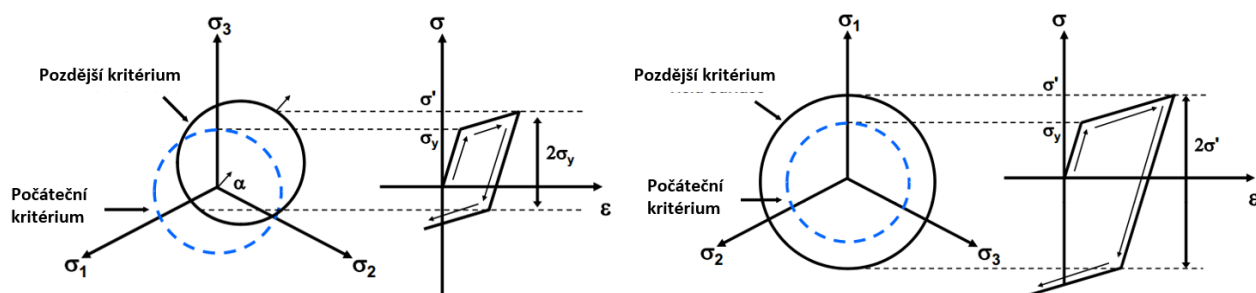
$$\sigma_k = \sqrt{\frac{1}{2} \cdot [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_1 - \sigma_3)^2]} \quad (16-1)$$

Pokud si toto kritérium vykreslíme v prostoru hlavních napětí, bude toto kritérium vypadat takto:



Obr. 156 Znárodnění plochy plasticity dle kritéria von Mises v Haighově prostoru - prostoru hlavních napětí²⁰.

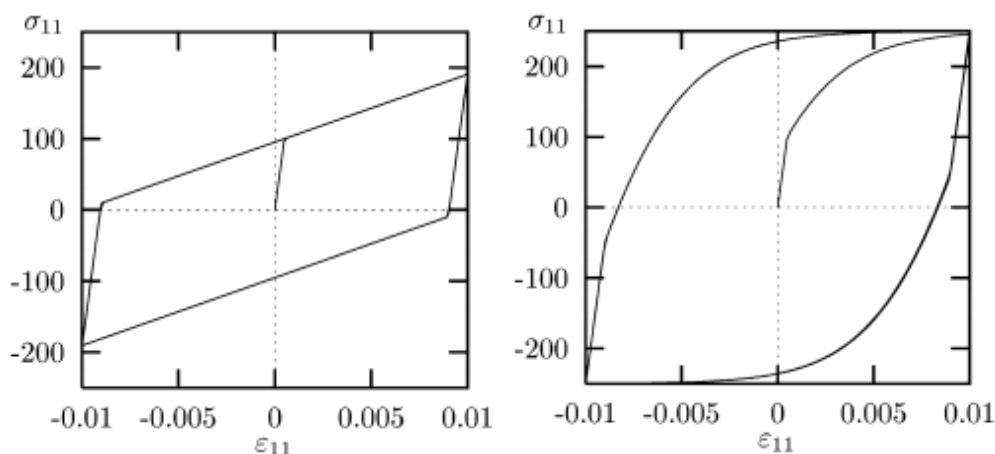
Zde přichází na řadu deformační zpevnění materiálu. Rozeznáváme deformační zpevnění dvojího druhu – kinematické a izotropní [173], viz Obr. 157.



Obr. 157 Rozdíl mezi kinematickým (posunem oblasti), resp. izotropním zpevněním (zvětšením oblasti) vlevo, resp. vpravo.

Právě kinematickým zpevněním lze popsat Bauschingerův jev – posuvu mezního stavu přetvoření v tlaku, resp. v tahu. Kinematické zpevnění dále rozlišujeme na lineární a nelineární [173], viz Obr. 158.

²⁰ Haighův prostor – 3D prostorové ortogonální pole, kde hlavní souřadnice X, Y, Z, reprezentují první, druhé a třetí hlavní napětí.



Obr. 158 Znárodnění rozdilu mezi lineárním, resp. nelineárním kinematickým zpevnění

Pro simulaci cyklického zatížení, které může vyústit v ratchetting nebo shakedown, je potřeba, aby tento model měl v sobě implementováno pravidlo nelineárního kinematického zpevnění [173]. Ratchetting se dá považovat za hnací sílu šíření trhlin [129]. Systém ANSYS v sobě obsahuje materiálový model, který tuto podmínku splňuje²¹. Chování materiálu vychází z Chabocheho kritéria pro nelineární kinematické zpevnění a je definováno vztahem:

$$\dot{\alpha} = \sum_{i=1}^n \dot{\alpha}_i = \frac{2}{3} \sum_{i=1}^n C_i \dot{\varepsilon}^{pl} - \gamma_i \alpha_i \dot{\lambda} + \frac{1}{C_i} \frac{dC_i}{dT} \dot{T} \alpha_i \quad (16-2)$$

Kde α_i je aktuální zpětné napětí (pozice kritéria), λ je naakumulované plastické přetvoření, C_i je materiálová charakteristika [173], γ_i je míra snížení deformačního zpevnění a jedná se taktěž o materiálovou charakteristiku. Tyto materiálové charakteristiky se musí zjistit experimentálně na střídavých, tlakově-tahových zkouškách, s regulovatelnou mírou přetvoření a různou amplitudou zatěžování [179]. Pro úplnost je nutné dodat, že v praxi je v jistých situacích potřeba hledat specifické kritérium pro předpověď ratchettingu, viz [181]. Výše zmíněný obecný popis chování materiálu nelze použít všude. Více informací lze získat v monografiích [161], [173] a popř. [180].

²¹ Chaboche nonlinear kinematic hardening model, TB, CHABOCHE,...

G. HERTZŮV KONTAKT MEZI 2 VÁLCI

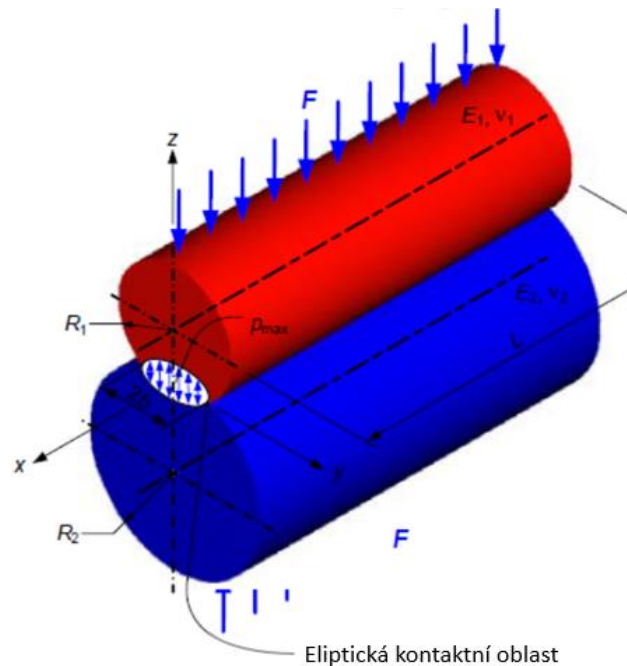
Maximální stykový tlak je dán rovnicí

$$p_{max} = \frac{2F}{\pi bL} \quad (16-3)$$

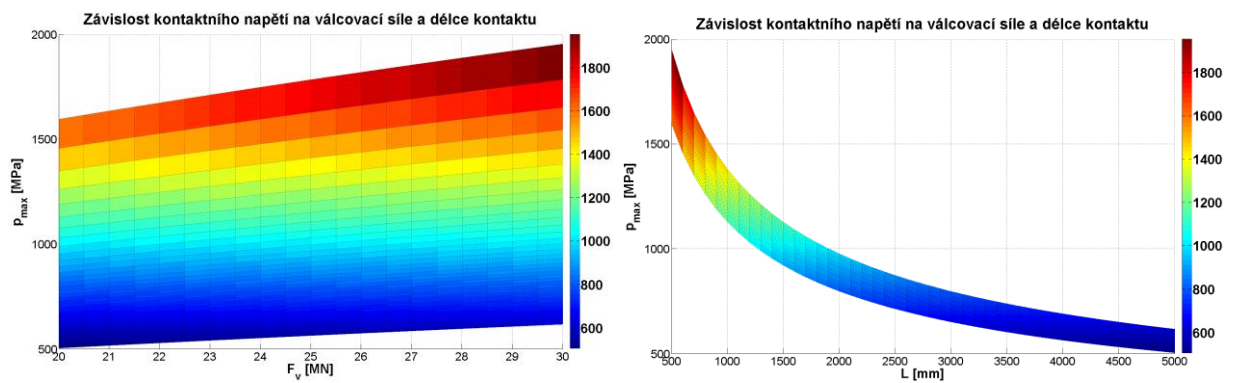
kde L je délka kontaktu, tj. hlavní kontaktní poloosy, F je síla, kterou na sebe působí kontaktní tělesa, b rozměr vedlejší kontaktní poloosy stykové elipsy a je definován vztahem:

$$b = \sqrt{\frac{4F \left(\frac{1 - \nu_1^2}{E_1} + \frac{1 - \nu_2^2}{E_2} \right)}{\pi L \left(\frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2} \right)}} \quad (16-4)$$

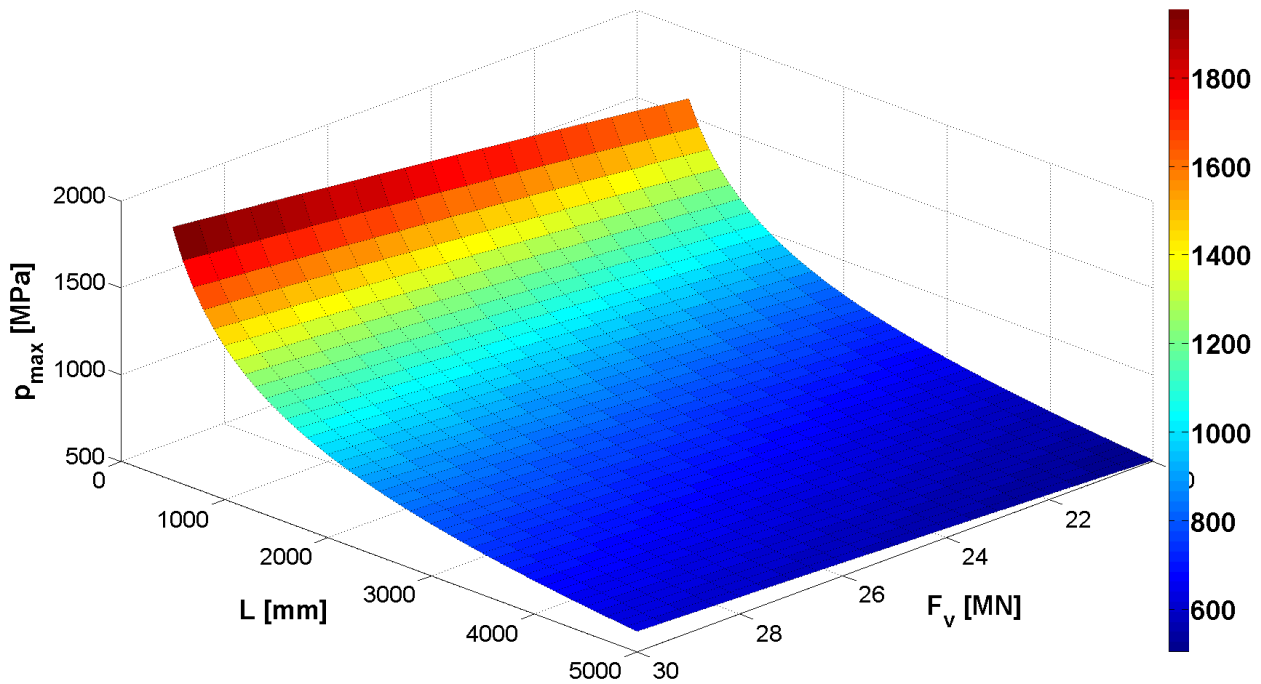
Tyto rovnice platí pro kontakt dvou elastických válců [158].



Obr. 159 Ilustrace kontaktu mezi dvěma válci s použitými veličinami z rovnic (16-3) a (16-4).



Závislost kontaktního napětí na válcovací síle a délce kontaktu



Obr. 160 Závislost maximálního kontaktního tlaku p_{max} na válcovací síle F_v a délce kontaktu opěrného a pracovního válce L .

H. METODY MĚŘENÍ ZBYTKOVÝCH NAPĚTÍ

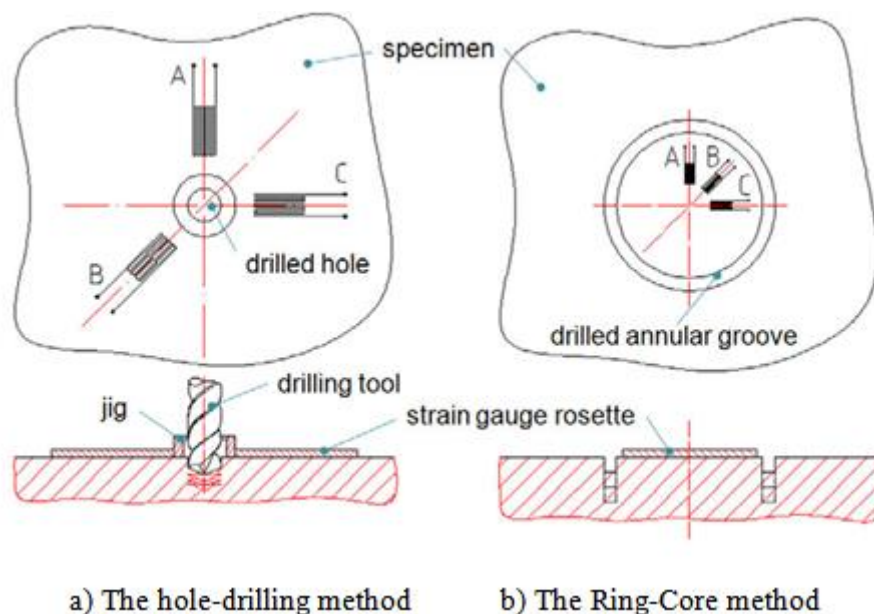
Měření zbytkových napětí můžeme rozdělit na dvě základní kategorie:

- Destruktivní, viz [154], [155], [157]
- Nedestruktivní, viz [209]

Taktéž je můžeme rozdělit podle charakteru měření na:

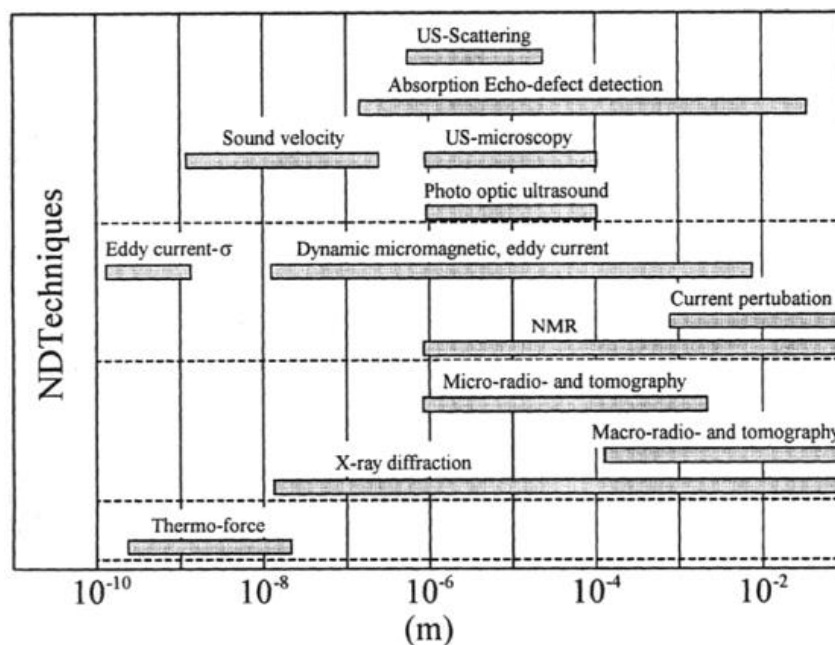
- Mechanické (destruktivní, porušení napěťové rovnováhy vzorku)
- Optické (fotoelasticimetrie)
- Magnetické (využití závislosti mezi napětím a magnetickými charakteristikami), viz [190]
- Ultrazvukové (využití závislosti mezi napětím a rychlostí šíření ultrazvukových vln)
- Difrakční (rentgenografické a neutronografické)

Dvě nepoužívanější destruktivní metody jsou metoda odvrtávací a odvrtání mezikruží, viz Obr. 161. Ze vzorku je odebrán základní materiál a napětí je změřeno tenzometricky v okolí odebrání materiálu.



Obr. 161 Princip dvou nejčastějších destruktivních metod měření zbytkových napětí .

U pracovních válců se využívají především nedestruktivní způsoby měření, které se ve válci měří před finálním opracováním. Jejich nevýhodou je neschopnost zjistit distribuci zbytkových napětí po hloubce materiálu, viz Obr. 162. Pro zjištění tloušťky pracovní vrstvy a správného spojení s jádrem válce se často využívá ultrasonické testování.

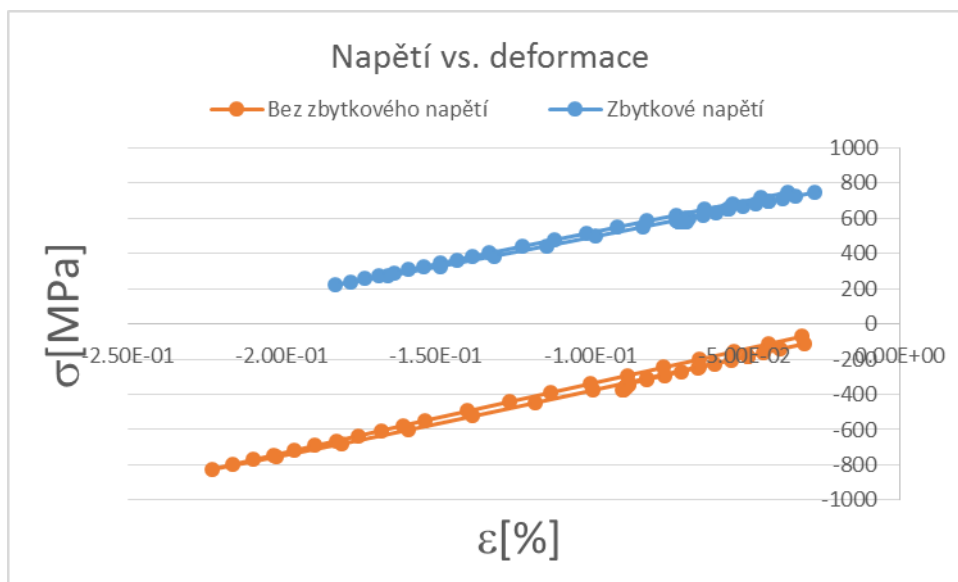


Obr. 162 Oblast penetrace nedestruktivních metod měření zbytkových napětí [208]

Teorie k nejpoužívanějším metodám – difrakčním, je velice obsáhlá, proto je zde vynechána. Pro více informací lze odkázat na četné literární prameny. Rozsáhlou publikaci na téma analýzy strukturálních a zbytkových napětí pomocí nedestruktivních metod je [208], další informace lze najít v [210] až [213].

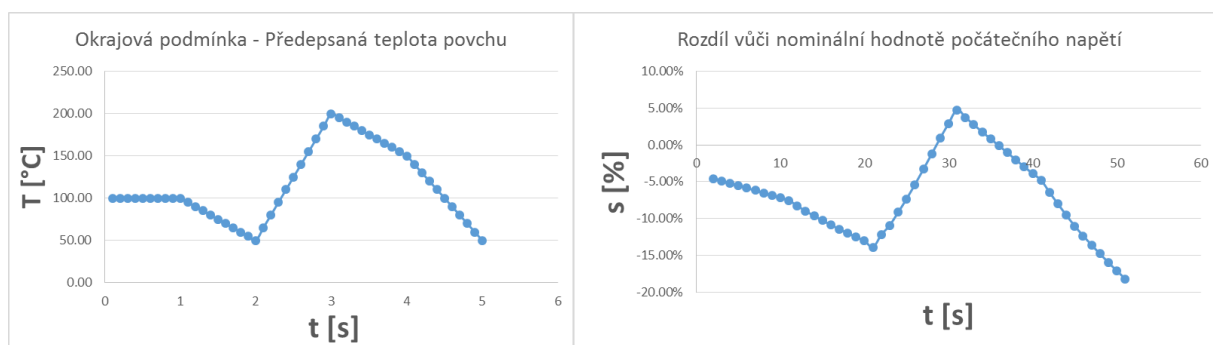
I. SUPERPOZICE ZBYTKOVÝCH NAPĚTÍ

Funkce INISTATE není systémem ANSYS podporována pro použitý materiálový model v MKP modelu z kapitoly 5. Tato funkce ve své podstatě pracuje taktéž na principu superpozice, bere však v potaz zadané materiálové vlastnosti a okrajové podmínky. Toto chování ilustruje Obr. 163, kde je popsáno chování materiálového modelu popsaného v kapitole 4.3.1, kde dochází k superpozici předepsaných počátečních napětí.



Obr. 163 Napjatostně-deformační křivka pro pokusný model, na který bylo, resp. nebylo aplikováno počáteční napětí 1000 MPa (ekvivalent zbytkových napětí). Použitý materiálový model: Chabochoův nelineární materiálový model s kinematickým zpevněním. Dochází jak k posuvu napětí o cca 1000 MPa, ale také ke zvýšení celkového přetvoření.

Pokud bychom vykreslili rozdíl vůči předepsané nominální hodnotě počátečního napětí (1000 MPa), dostaneme korelaci s teplotním zatížením, viz Obr. 164.

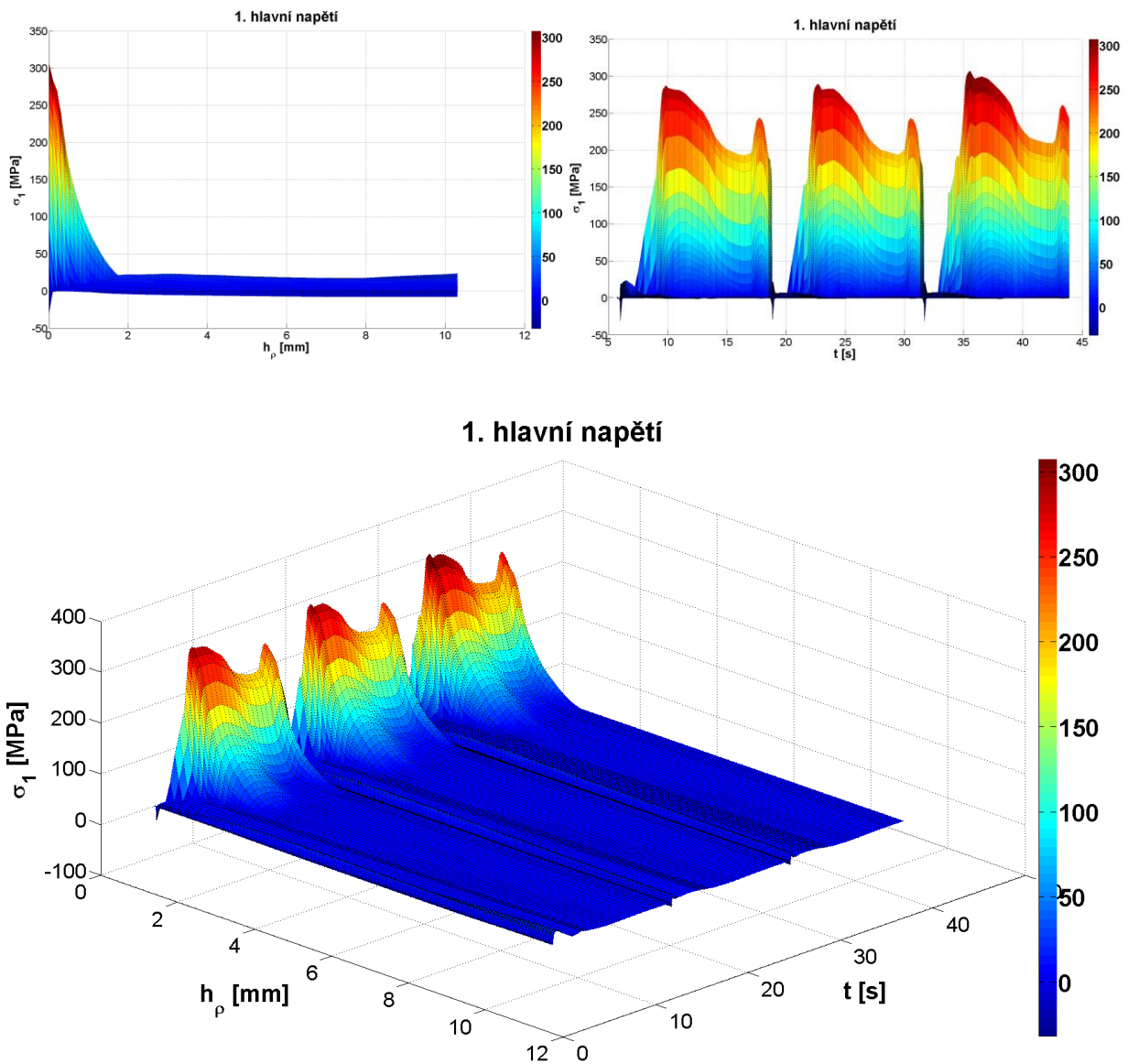


Obr. 164 Vykreslení závislosti rozdílu napětí na vstupní okrajové podmínce.

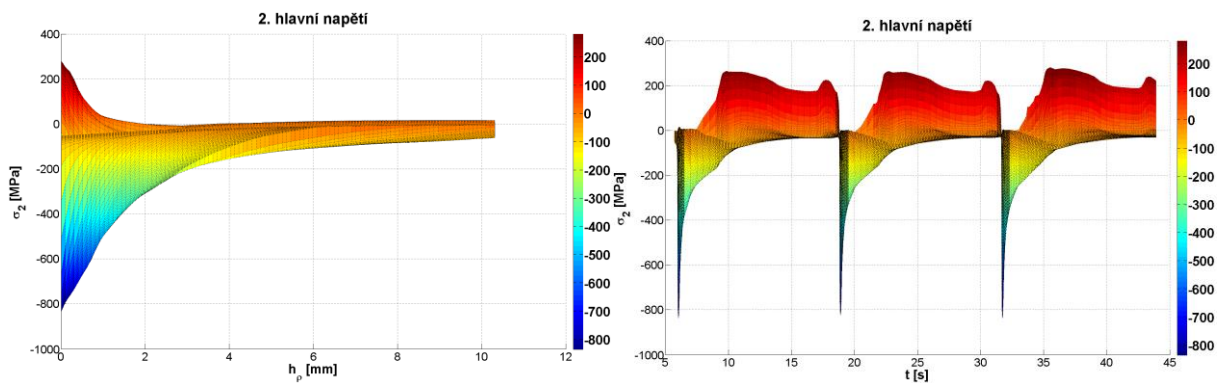
Jak je vidět, přímá superpozice (posun napjatostně-deformační křivky o nominální hodnotu napětí a přetvoření) není možná, nicméně charakter změny napjatostně-deformační smyčky je jasný.

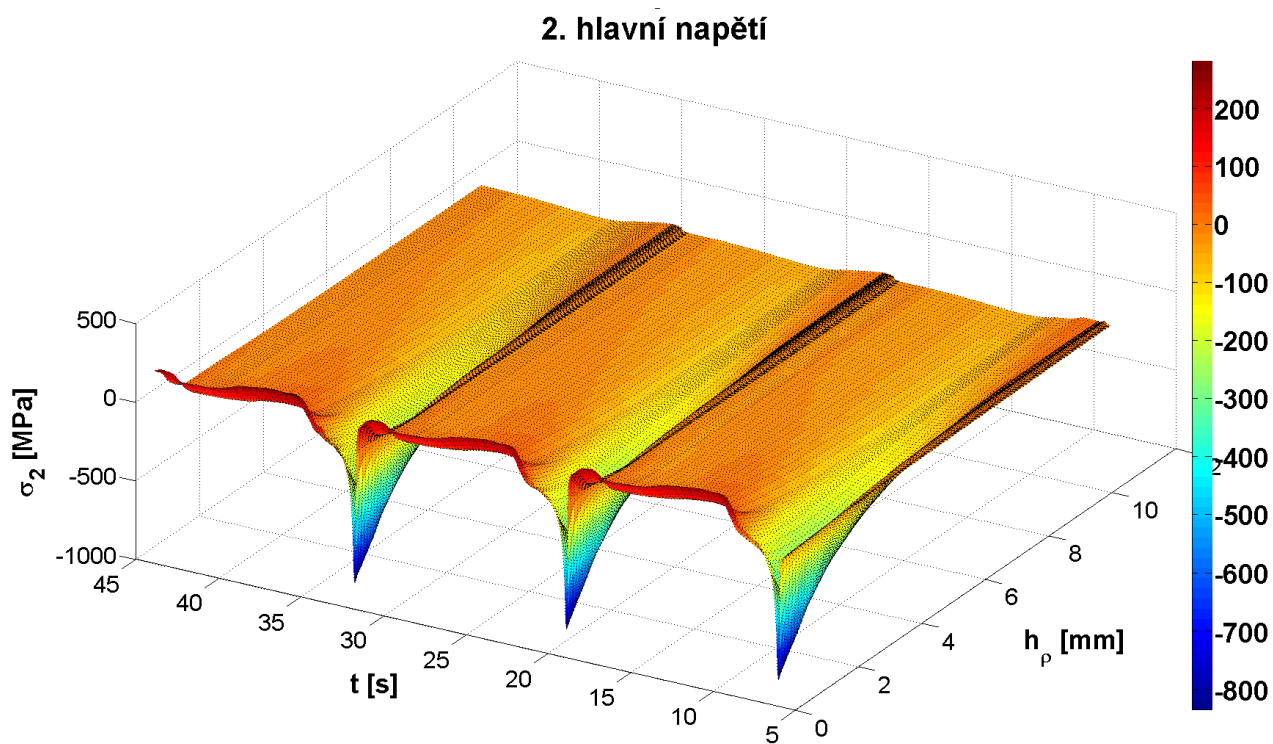
J. KOMPLETNÍ VYHODNOCENÍ PŘÍPADOVÉ STUDIE 1

Teplotní namáhání

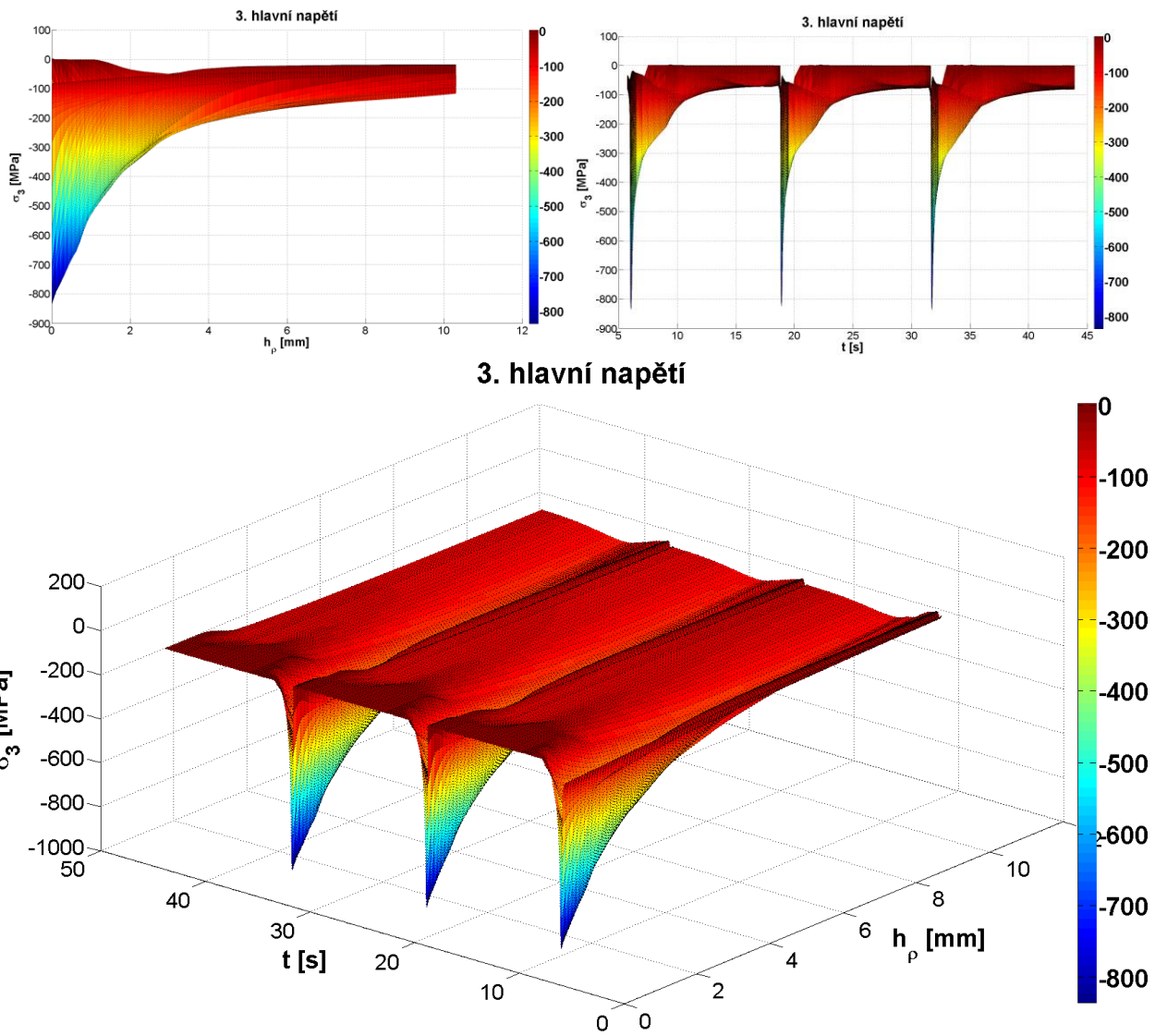


Obr. 165 První hlavní napětí v průběhu 3 otáček.

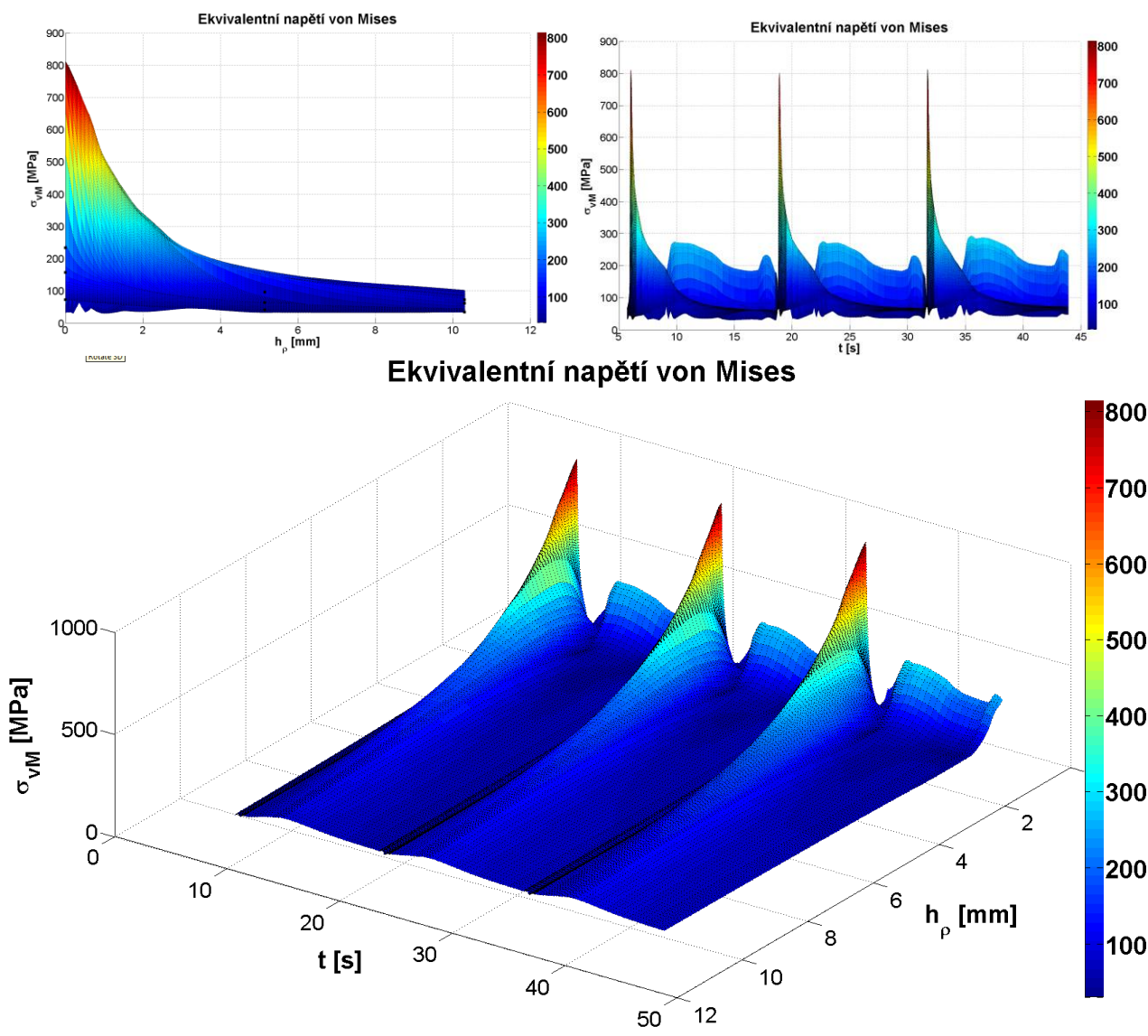




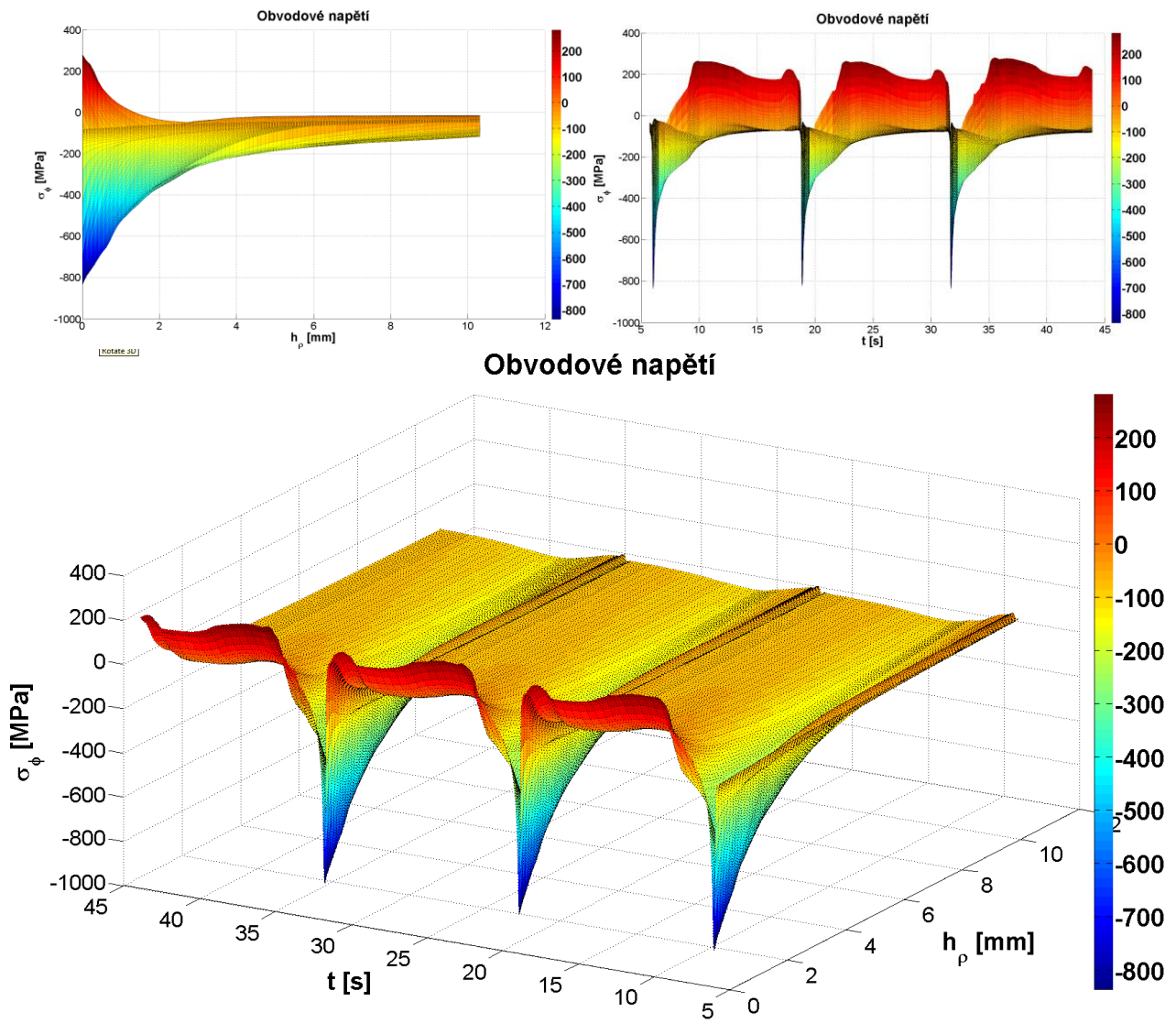
Obr. 166 Druhé hlavní napětí v průběhu 3 otáček.



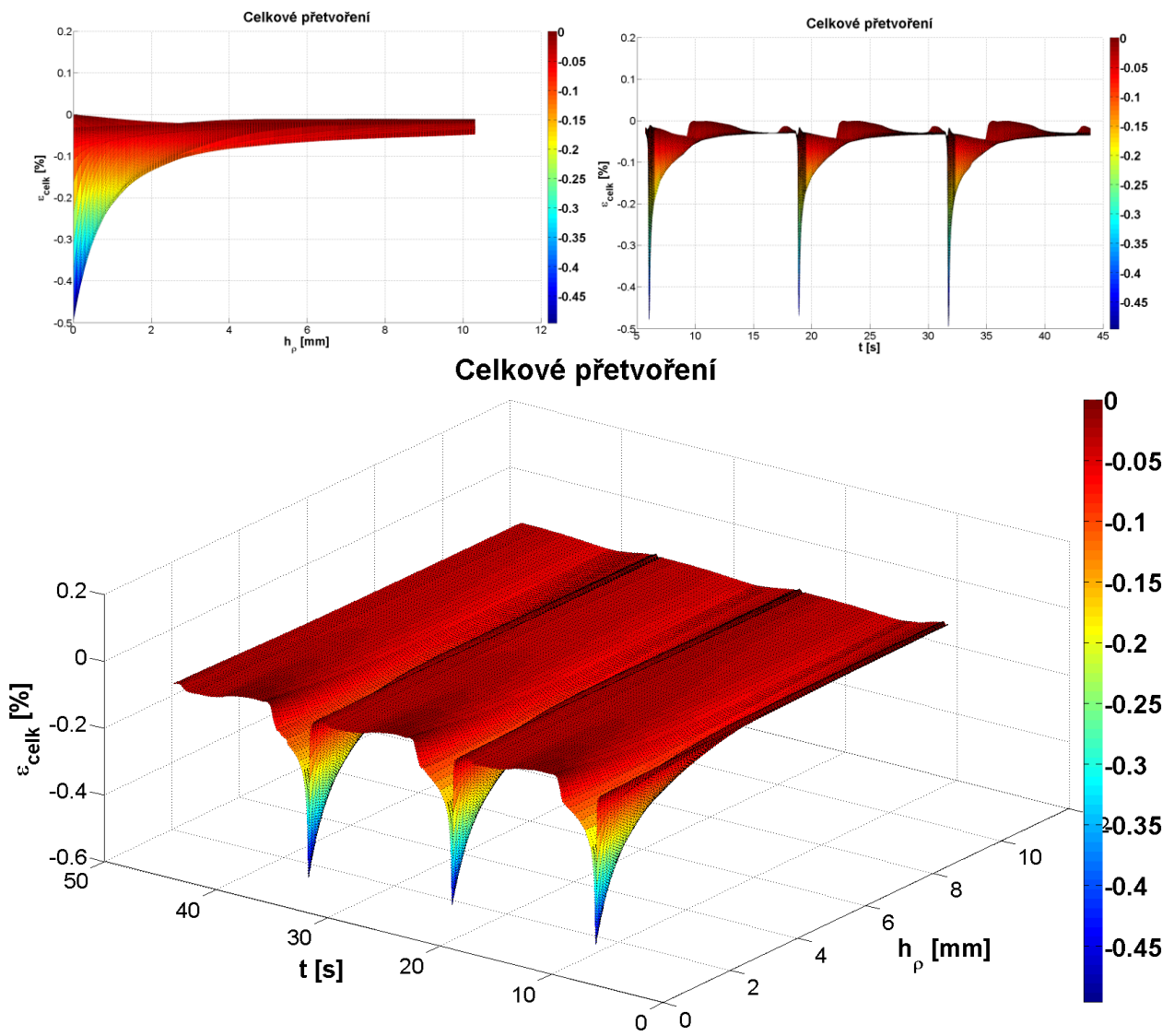
Obr. 167 Třetí hlavní napětí v průběhu 3 otáček.



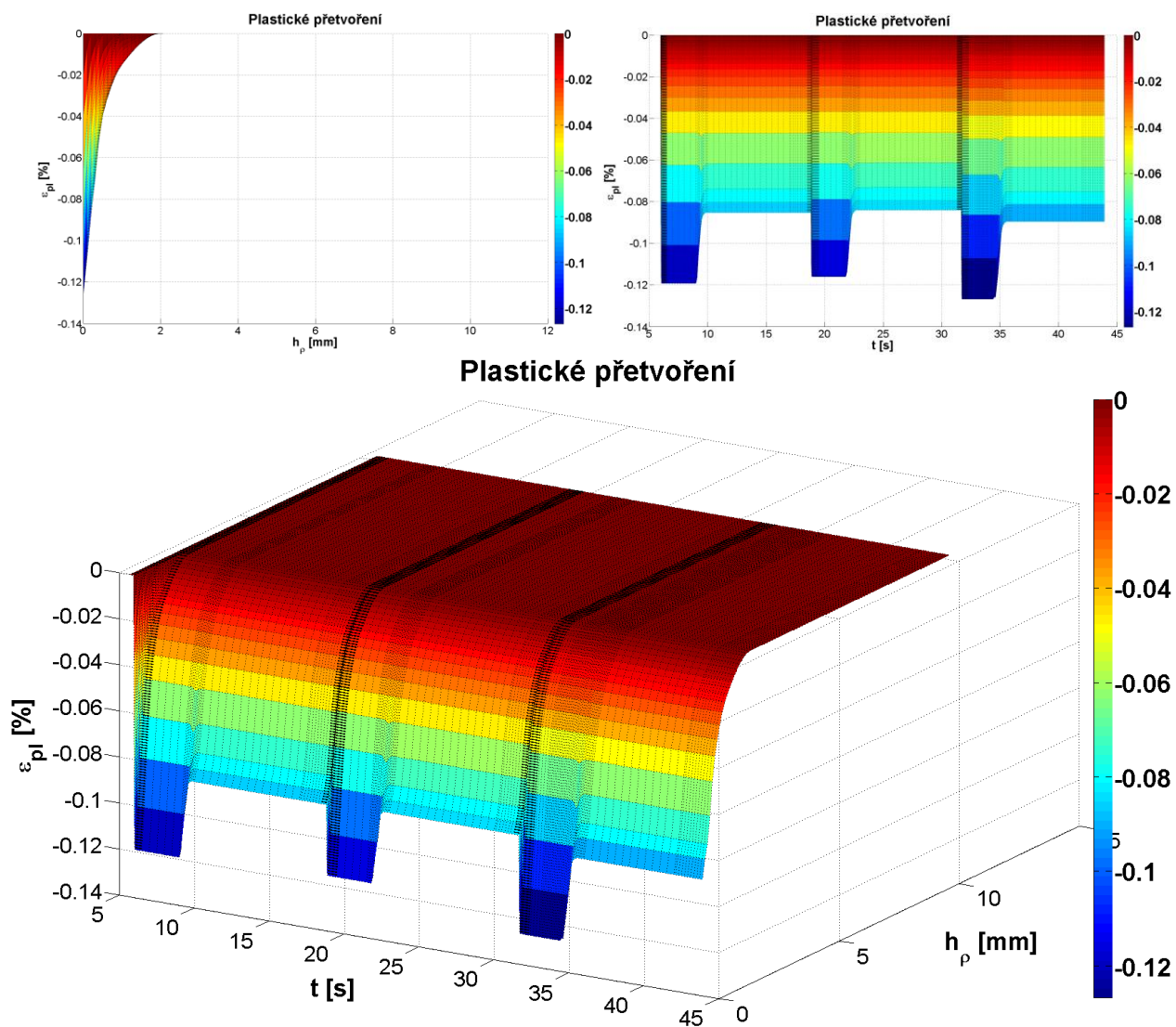
Obr. 168 Ekvivalentní napětí dle podmínky von Mises v průběhu 3 otáček.



Obr. 169 Obvodové napětí (ve směru osy ϕ) v průběhu 3 otáček.

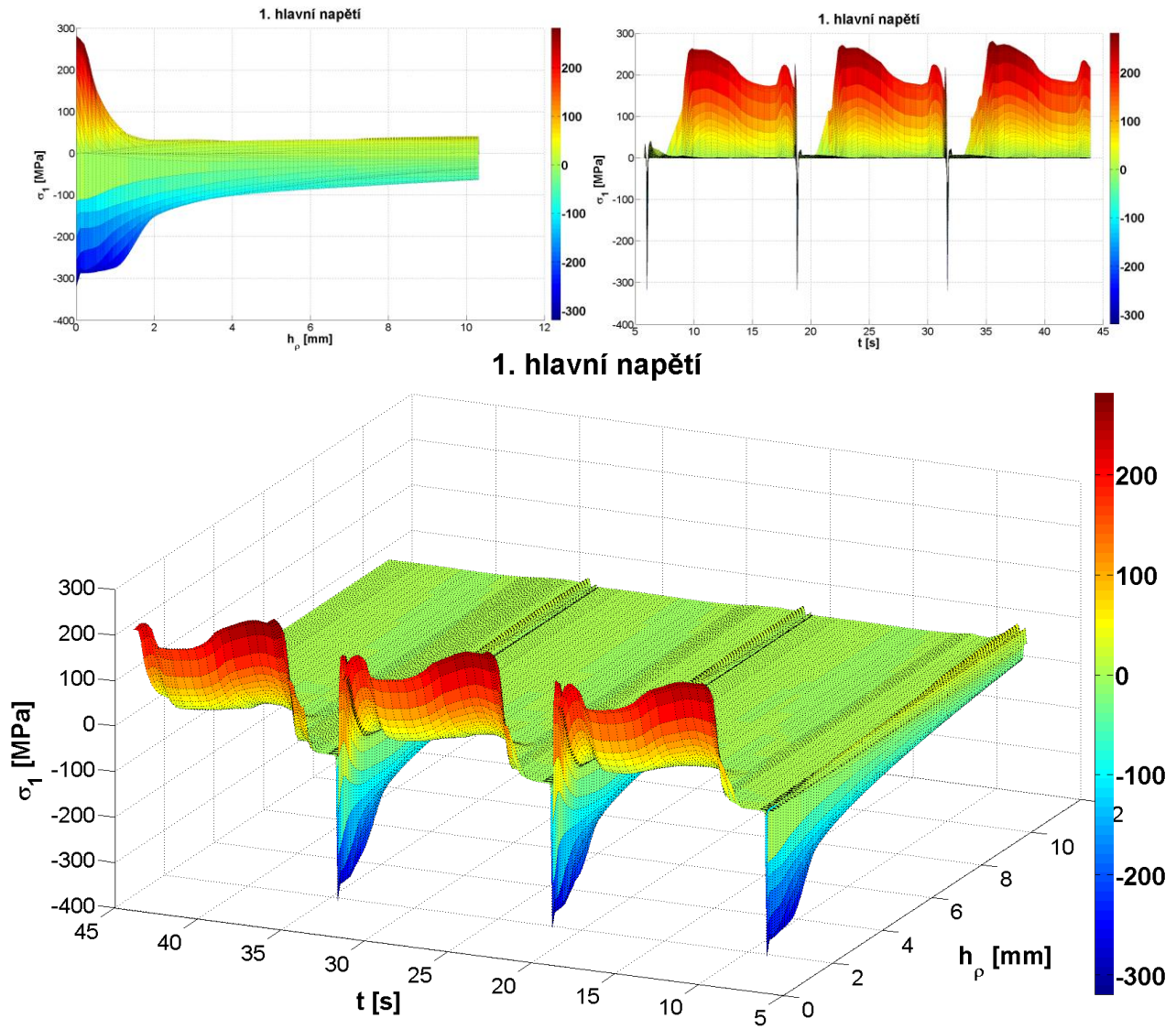


Obr. 170 Celkové přetvoření v průběhu 3 otáček jako funkce času a vzdálenosti od povrchu.

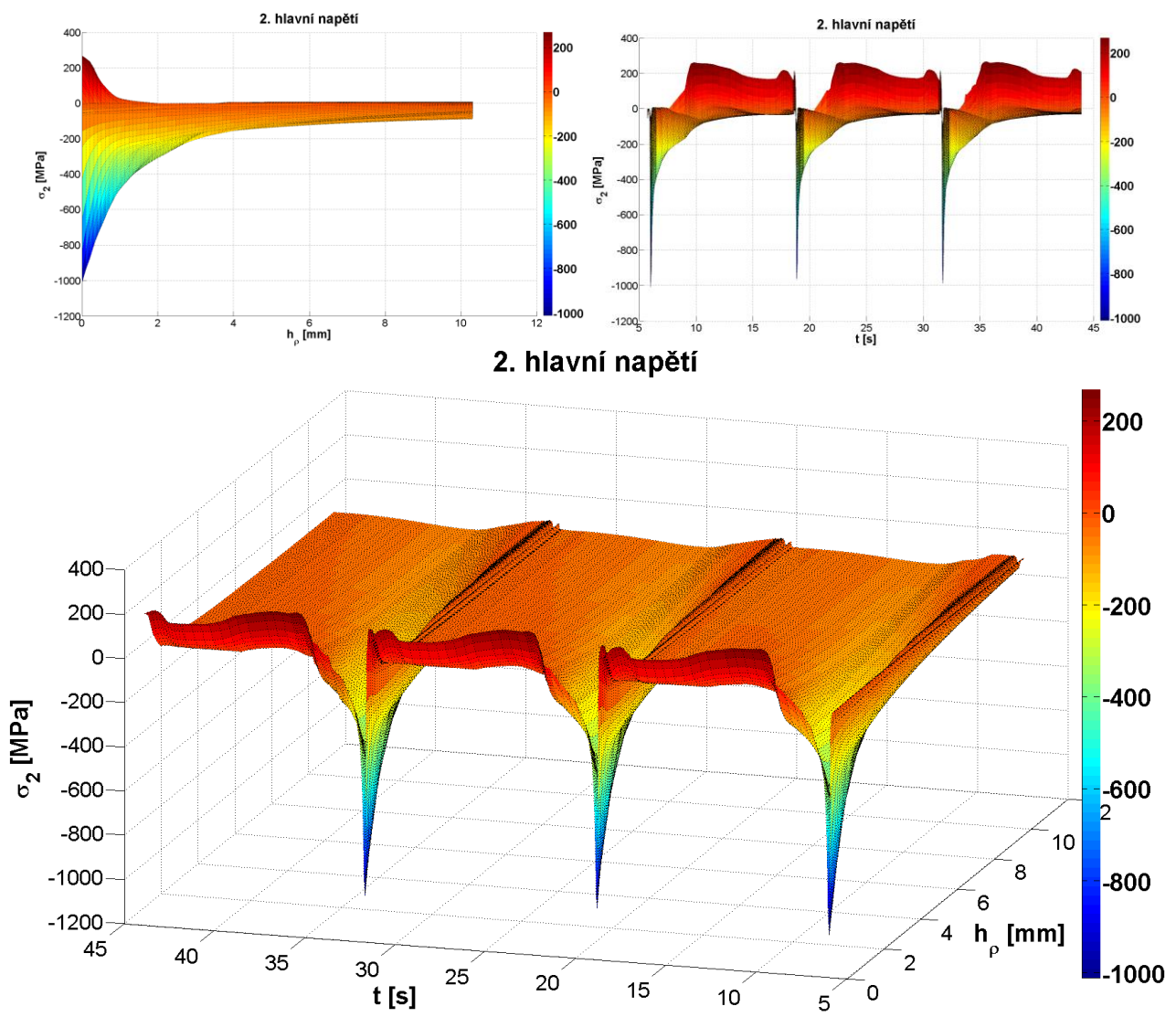


Obr. 171 Plastické přetvoření jako funkce času a vzdálenosti od povrchu.

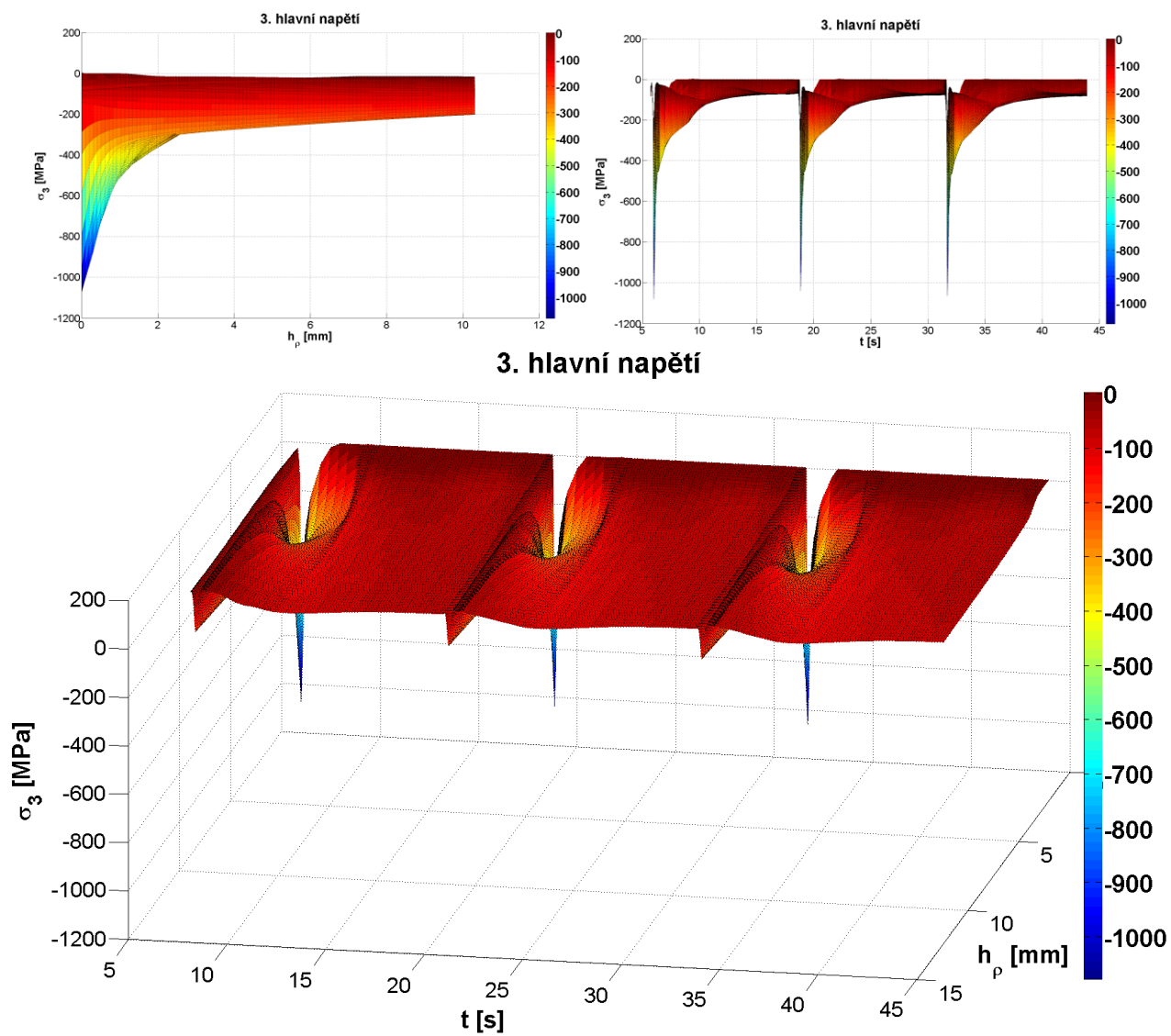
Normálové zatížení



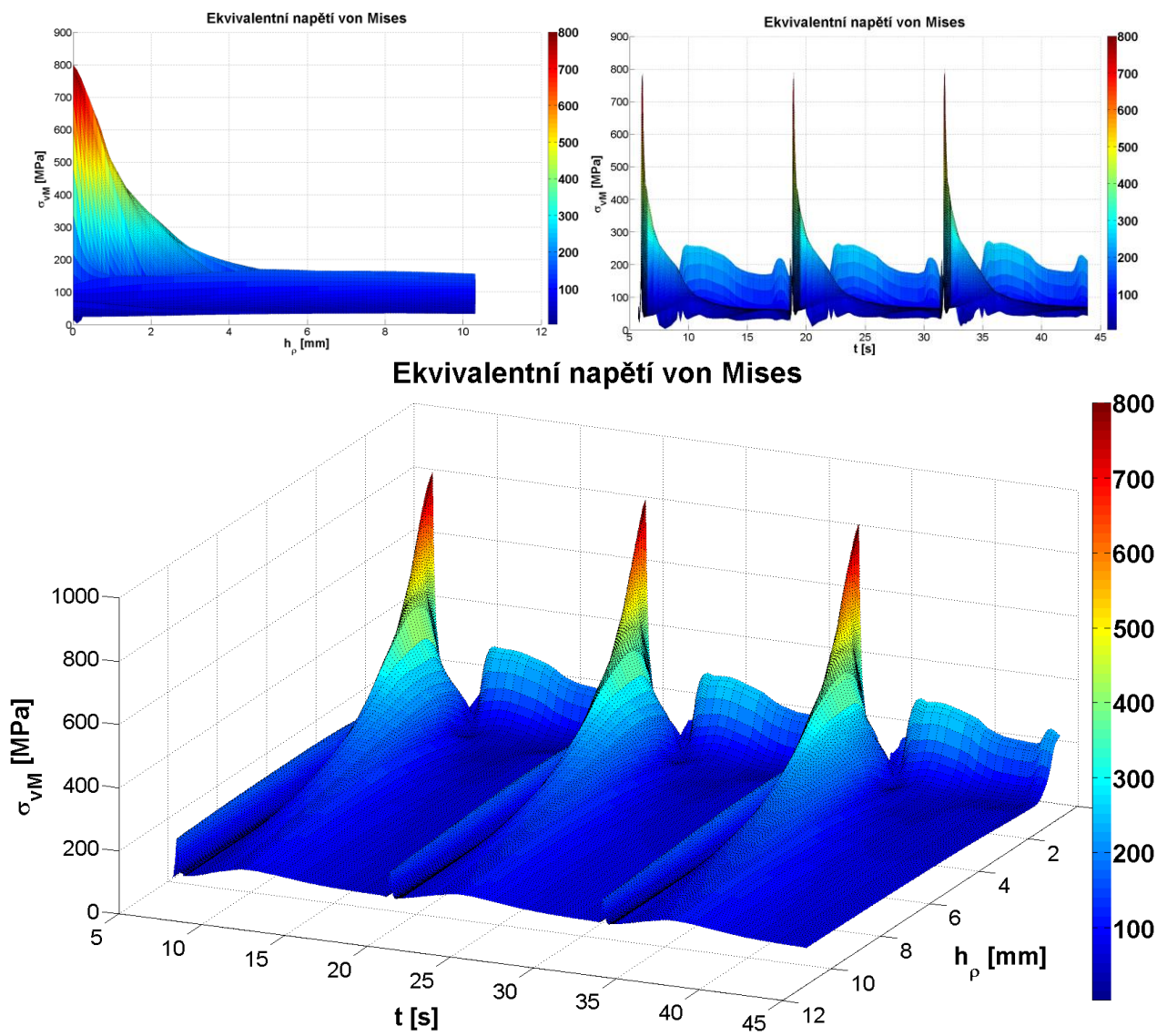
Obr. 172 První hlavní napětí v průběhu 3 otáček.



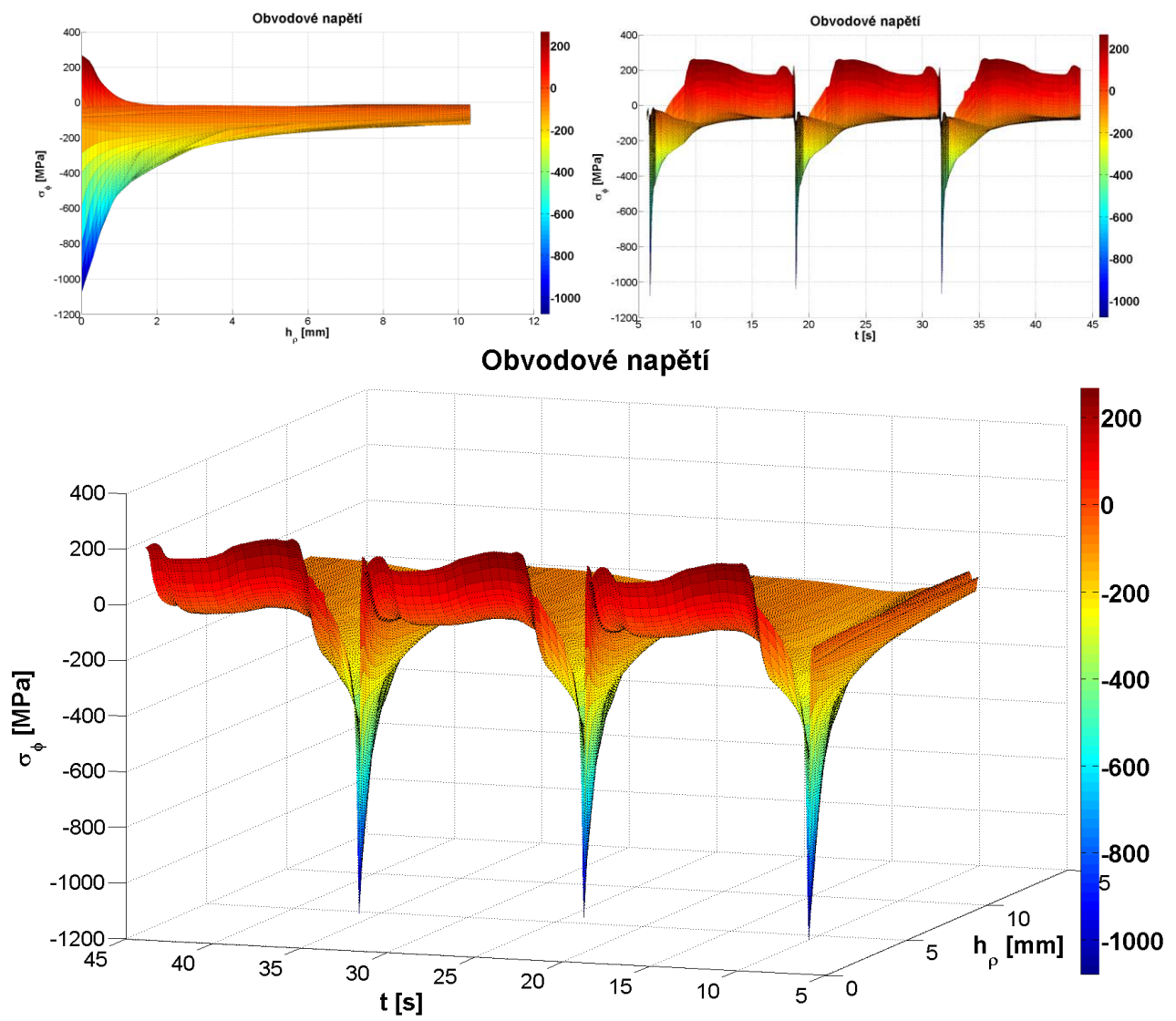
Obr. 173 Druhé hlavní napětí v průběhu 3 otáček.



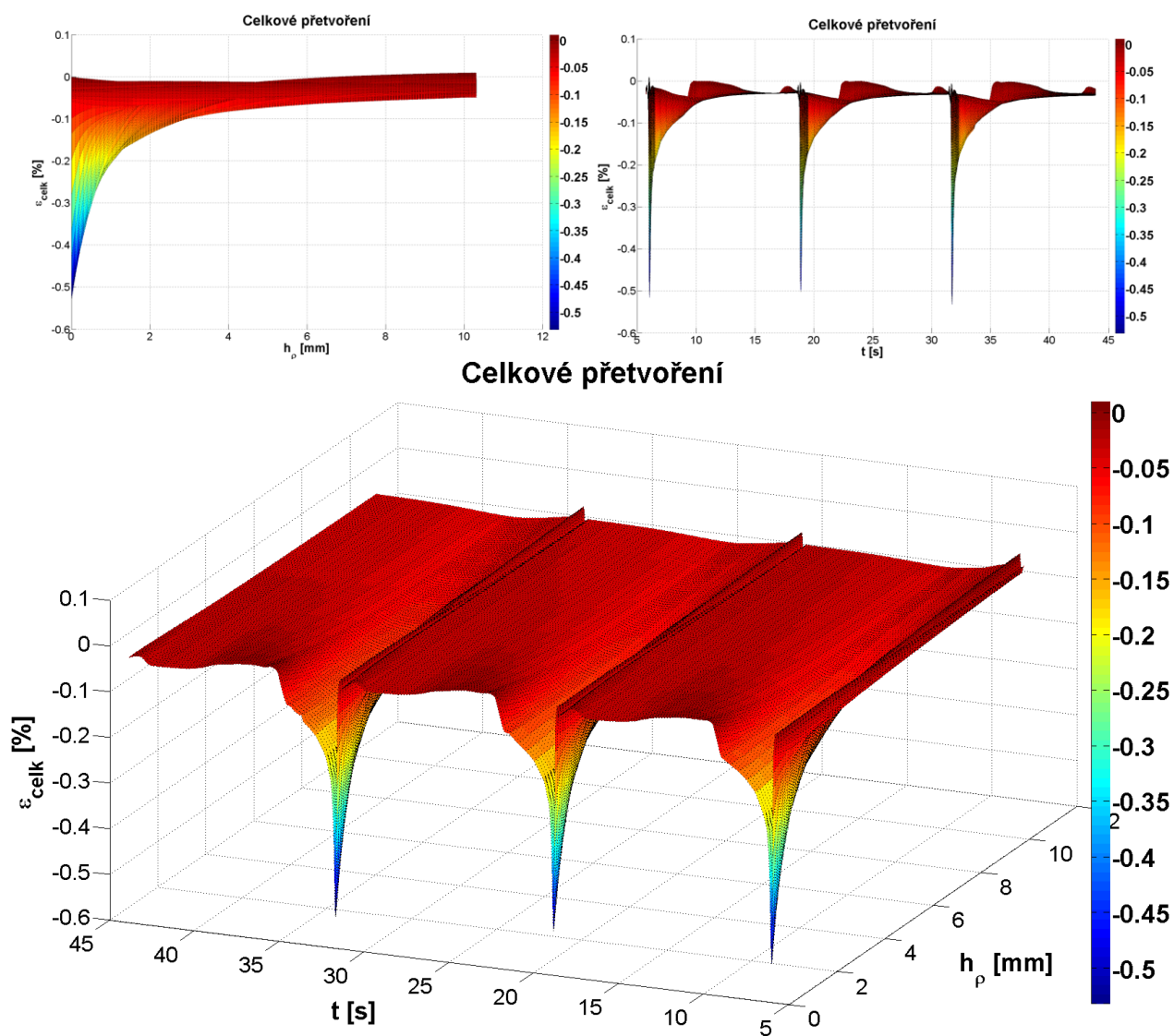
Obr. 174 Třetí hlavní napětí v průběhu 3 otáček.



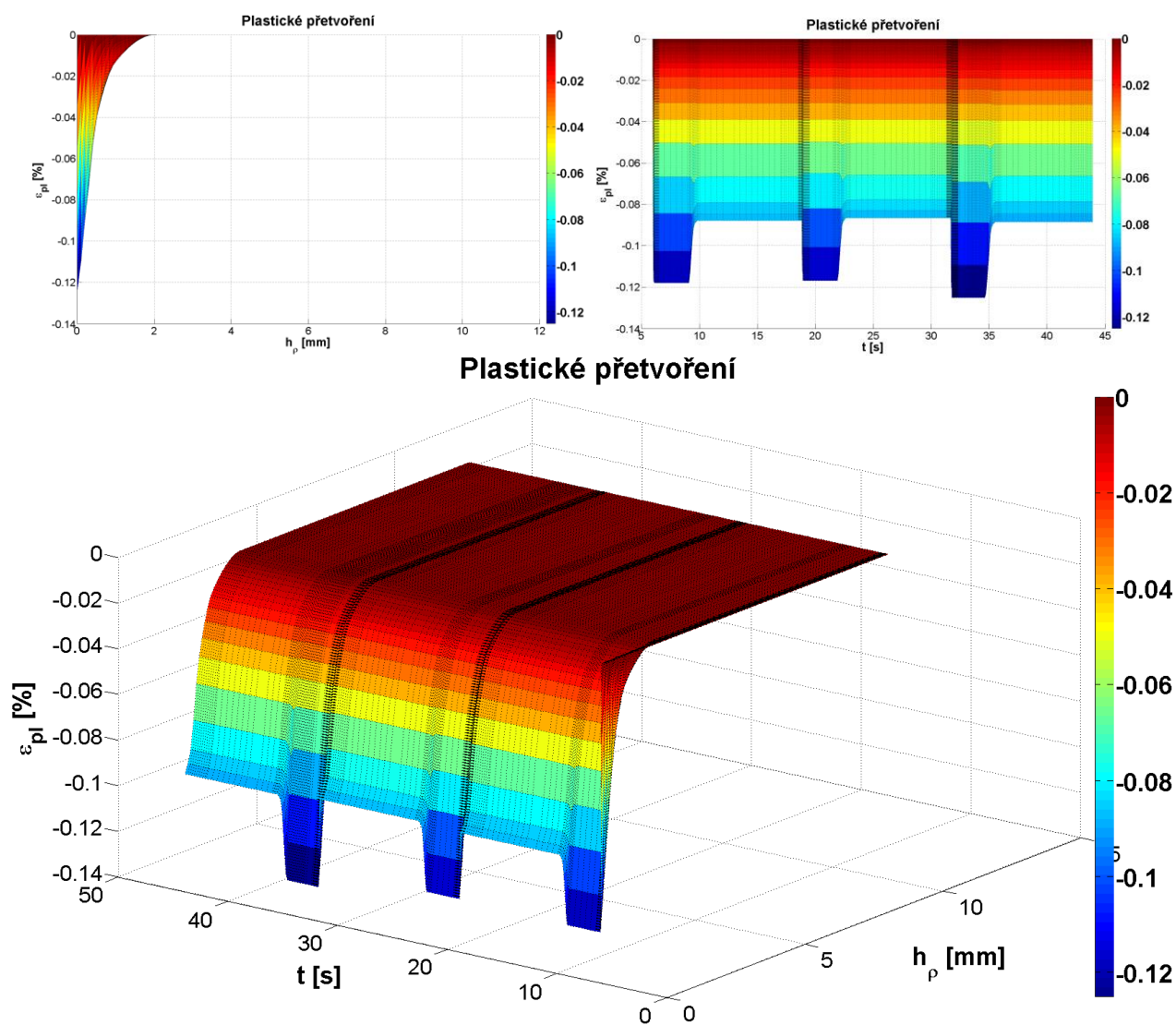
Obr. 175 Ekvivalentní napětí dle podmínky von Mises v průběhu 3 otáček.



Obr. 176 Obvodové napětí (ve směru osy ϕ) v průběhu 3 otáček.

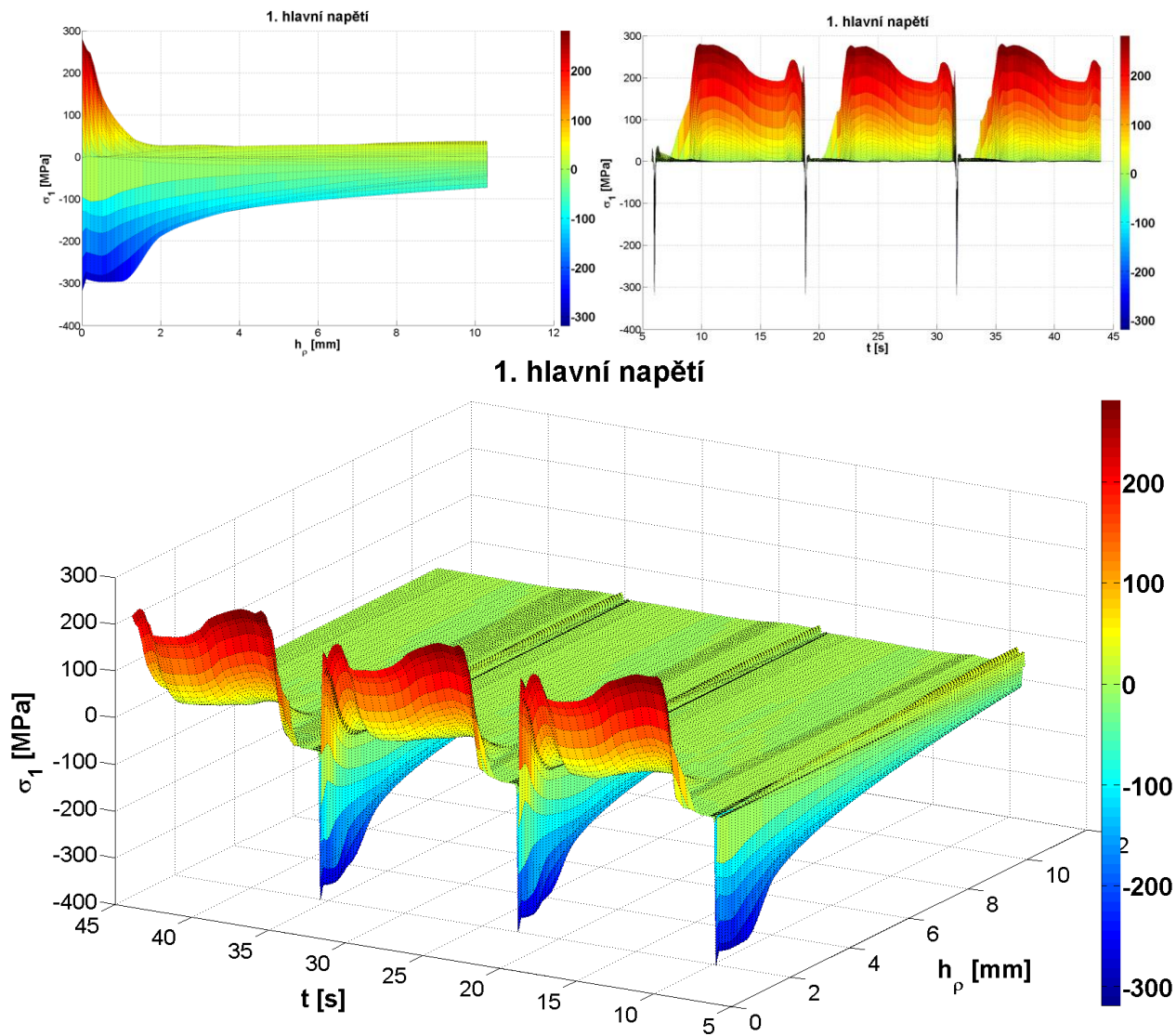


Obr. 177 Celkové přetvoření v průběhu 3 otáček jako funkce času a vzdálenosti od povrchu.

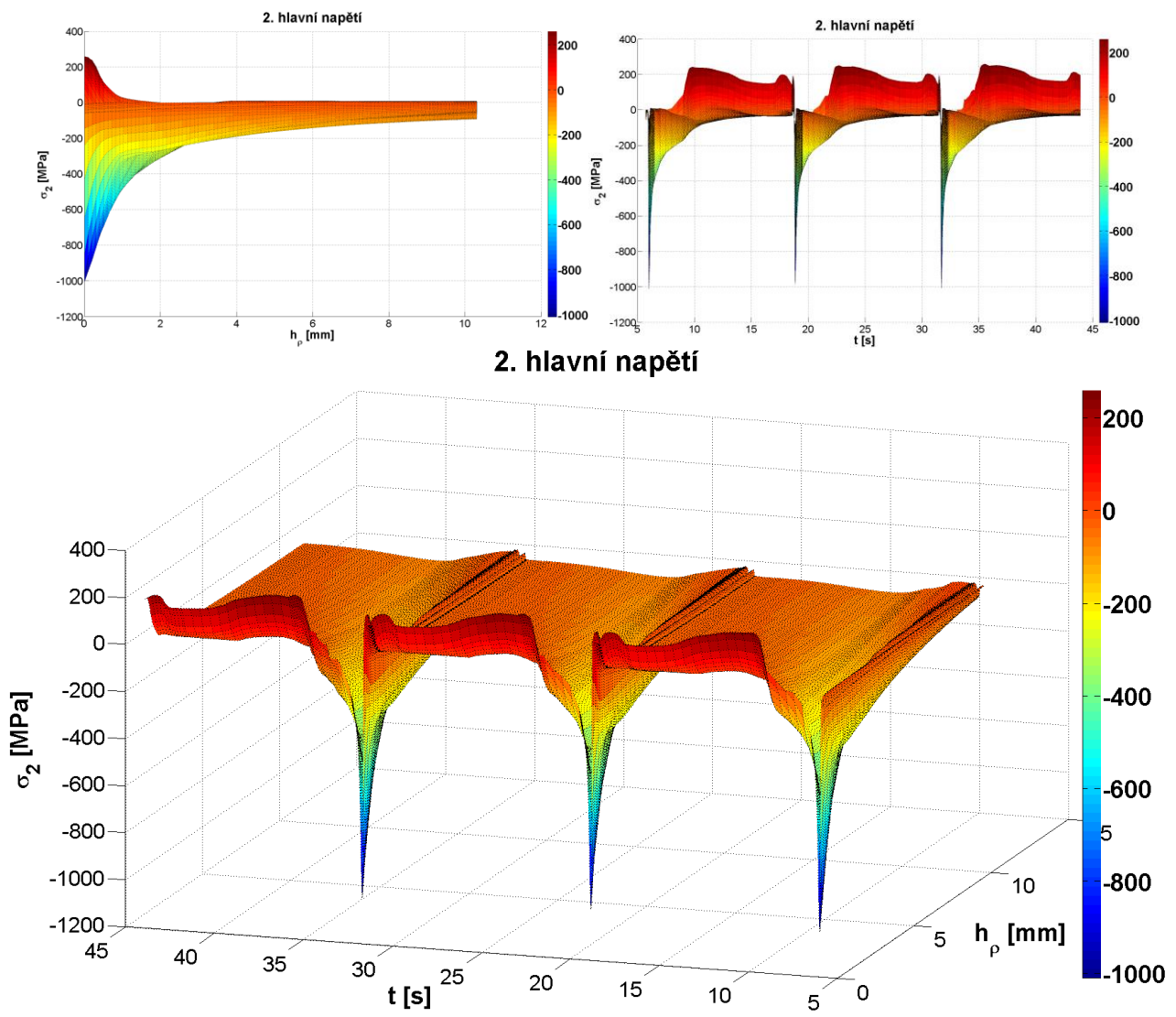


Obr. 178 Plastické přetvoření jako funkce času a vzdálenosti od povrchu.

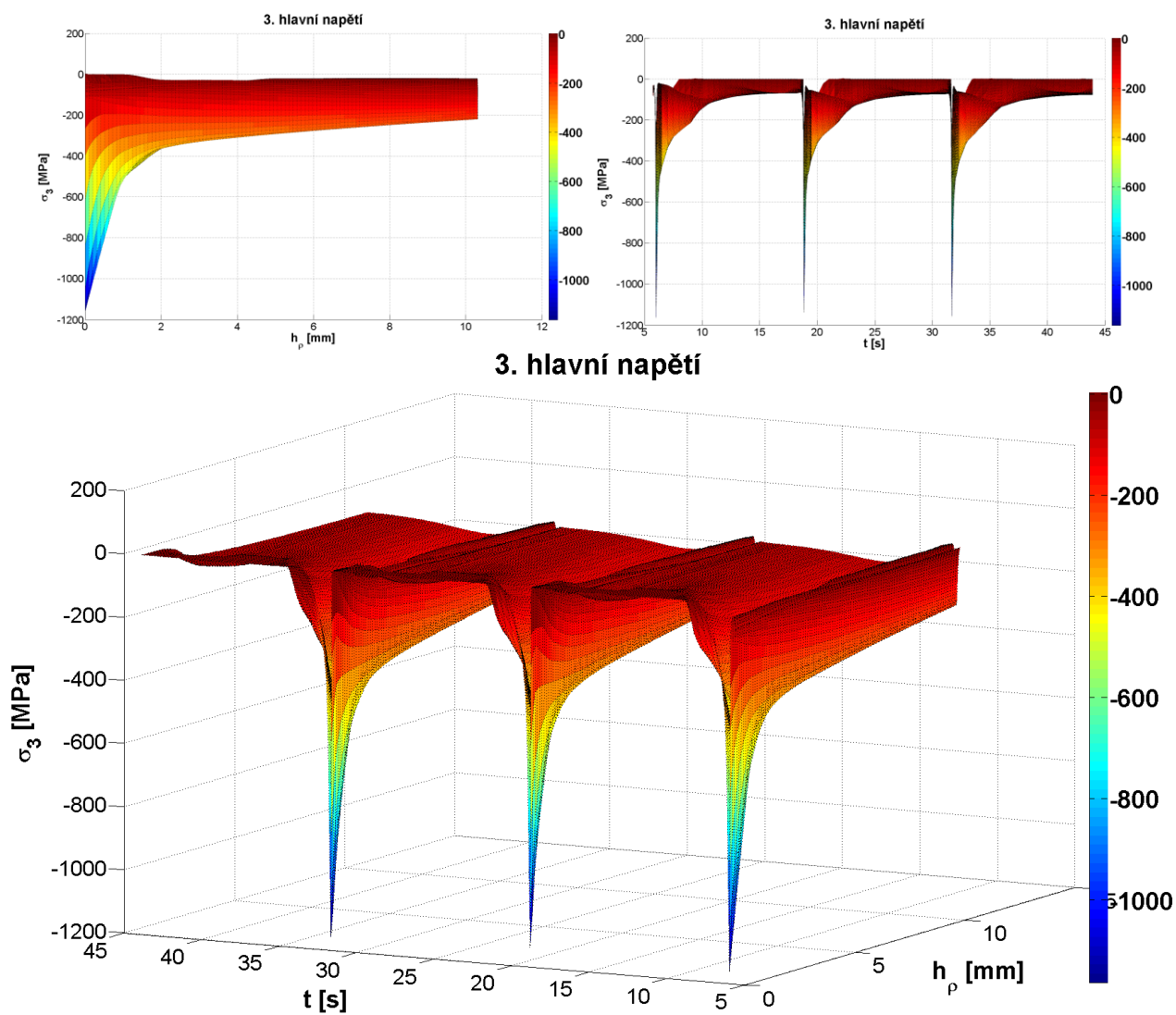
Smykové zatížení



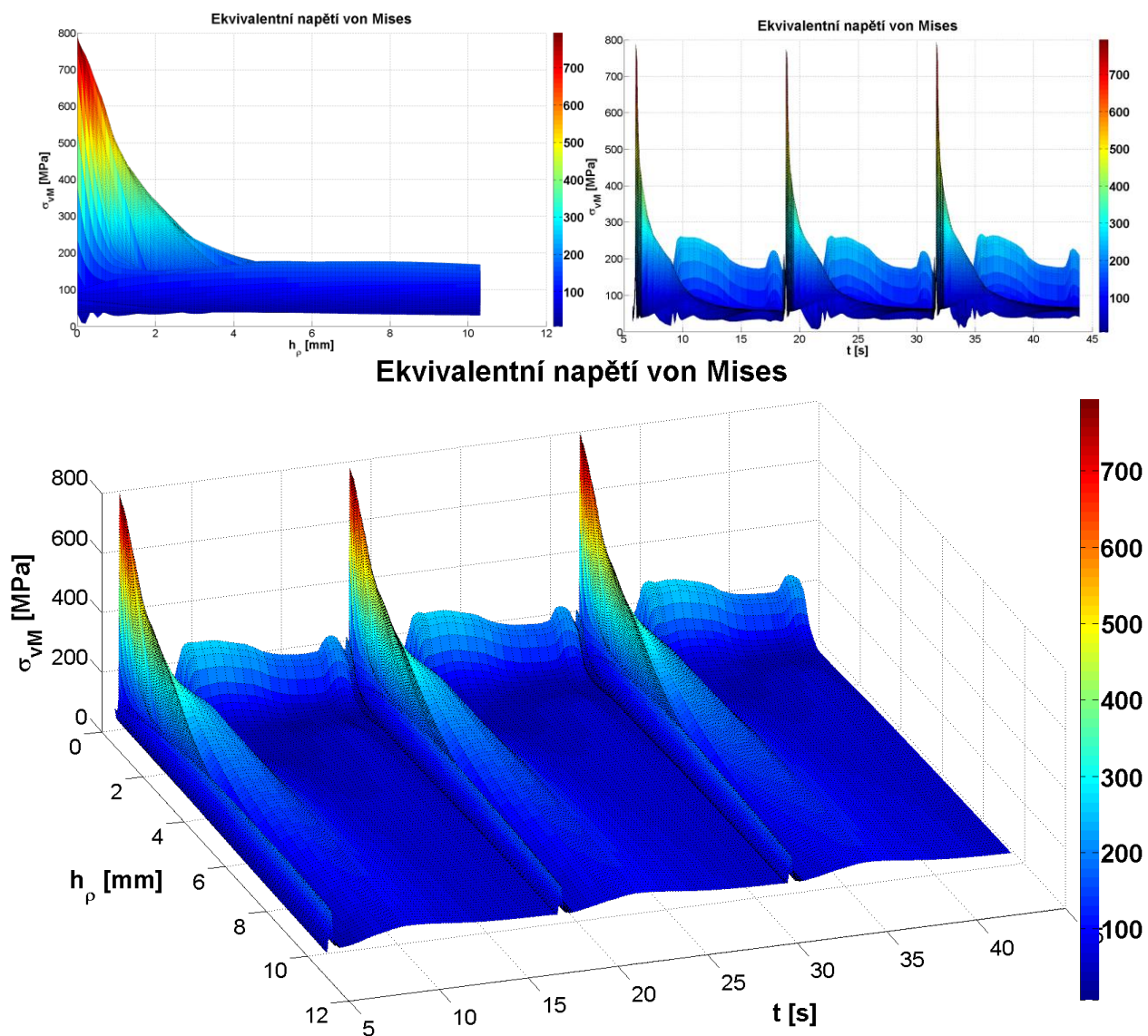
Obr. 179 První hlavní napětí v průběhu 3 otáček.



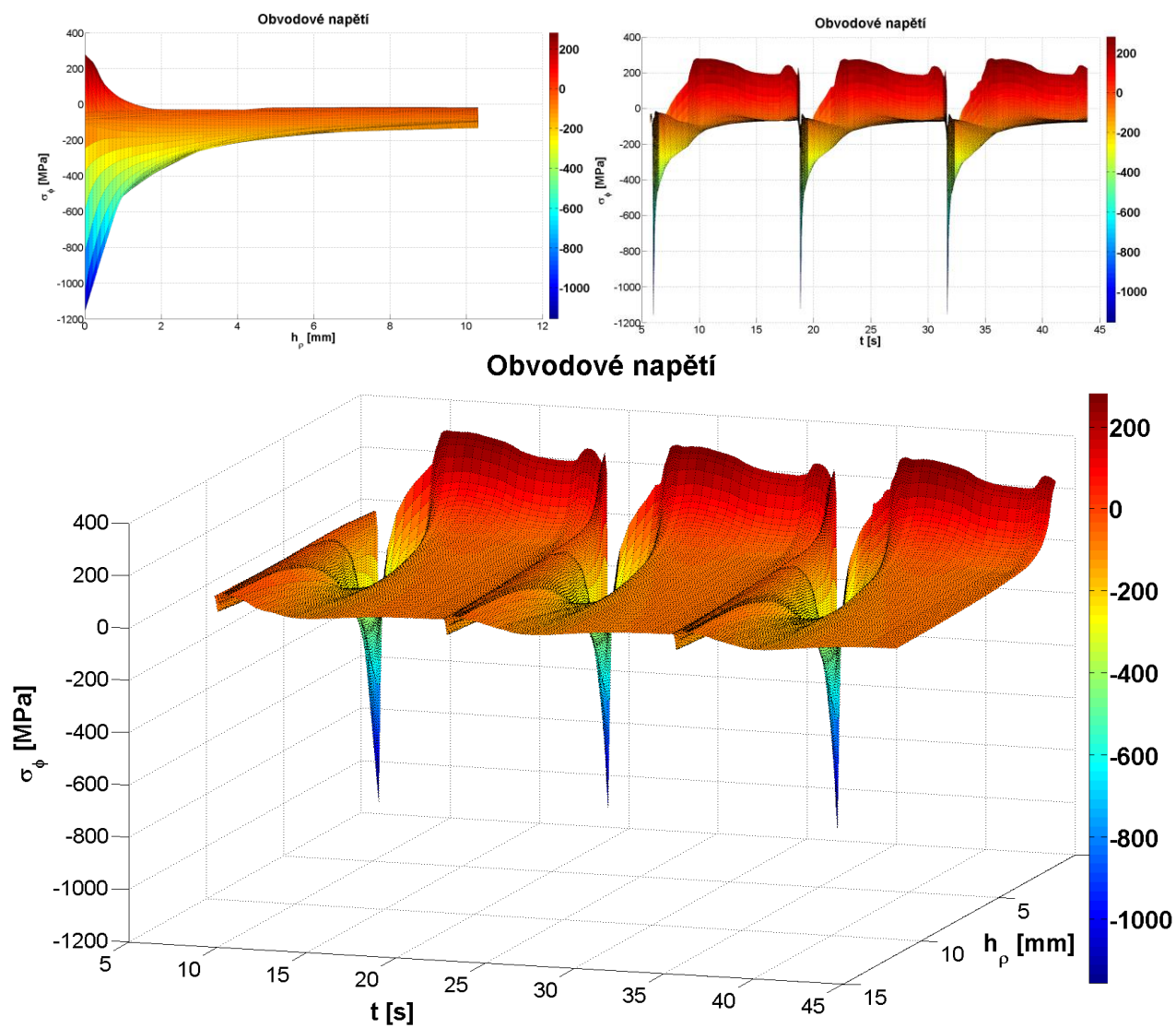
Obr. 180 Druhé hlavní napětí v průběhu 3 otáček.



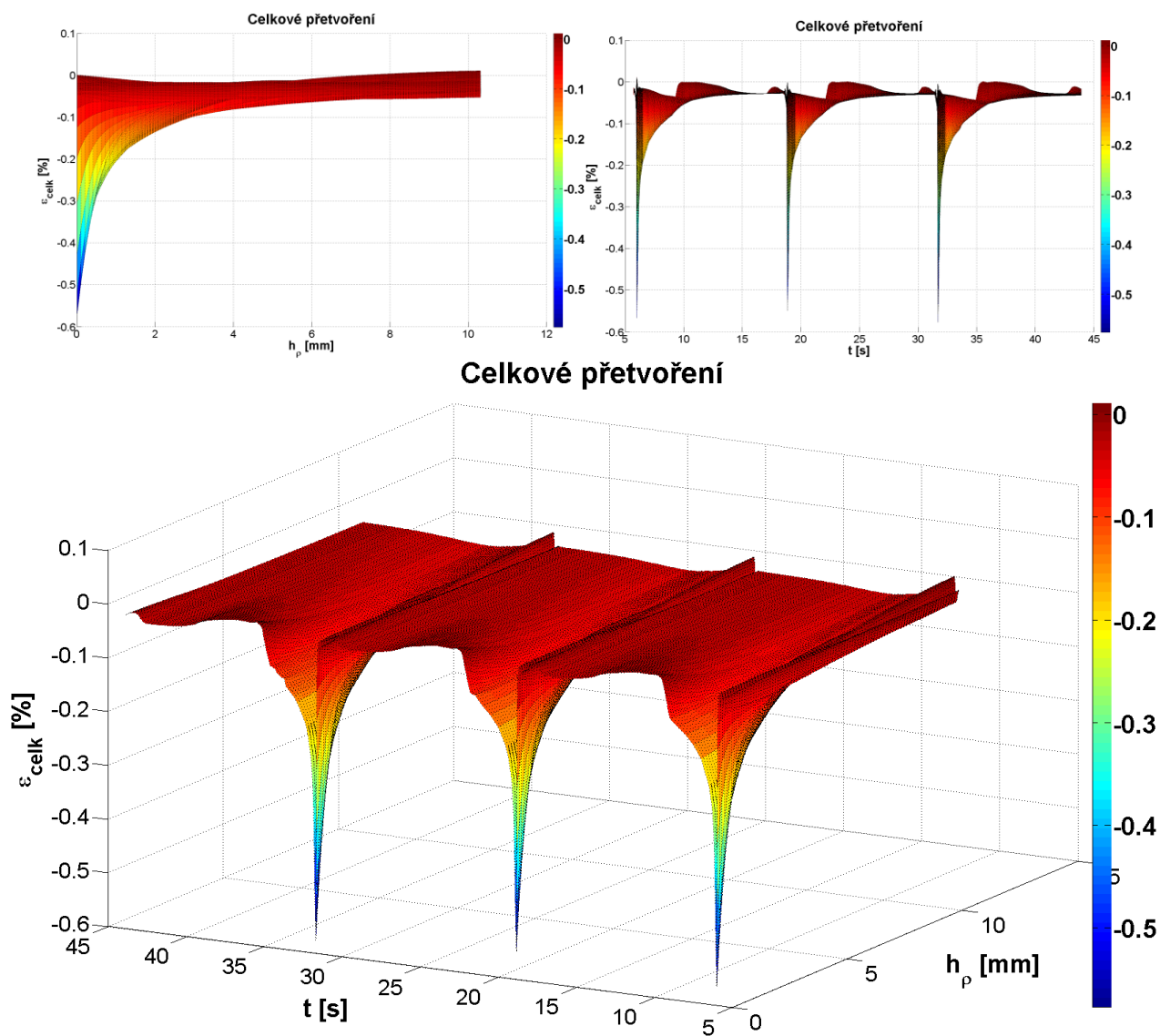
Obr. 181 Třetí hlavní napětí v průběhu 3 otáček.



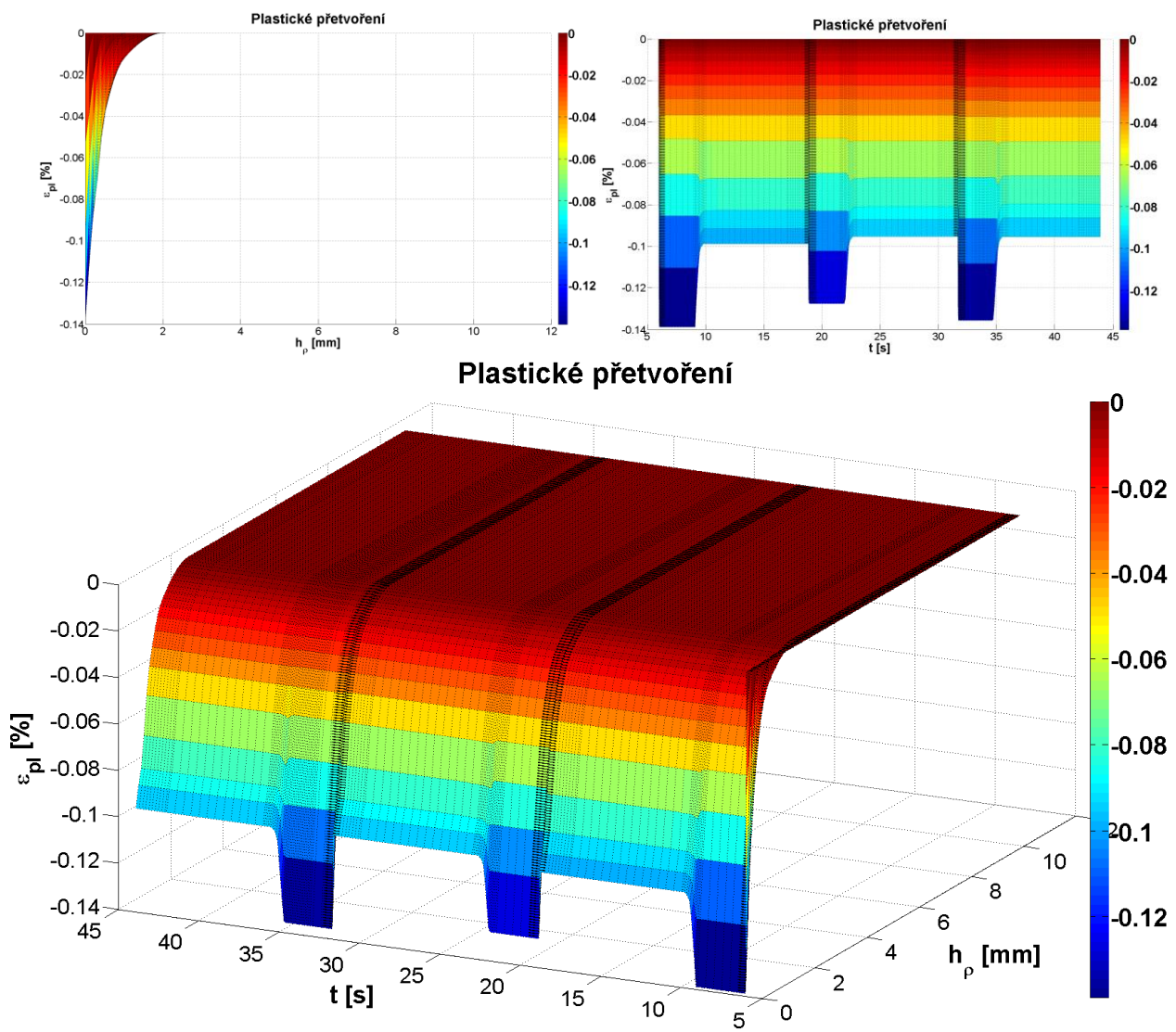
Obr. 182 Ekvivalentní napětí dle podmínky von Mises v průběhu 3 otáček.



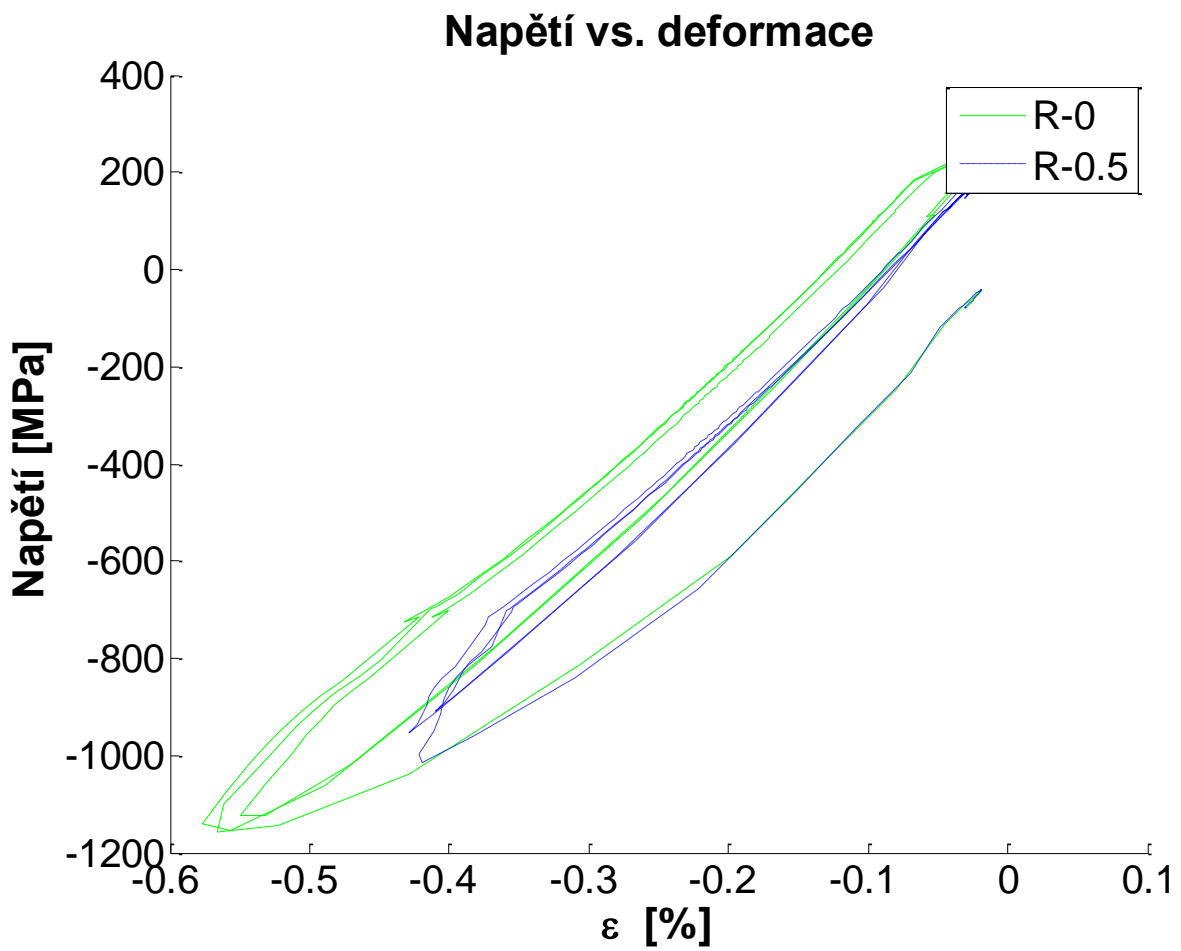
Obr. 183 Obvodové napětí (ve směru osy ϕ) v průběhu 3 otáček.



Obr. 184 Celkové přetvoření v průběhu 3 otáček jako funkce času a vzdálenosti od povrchu.



Obr. 185 Plastické přetvoření jako funkce času a vzdálenosti od povrchu.



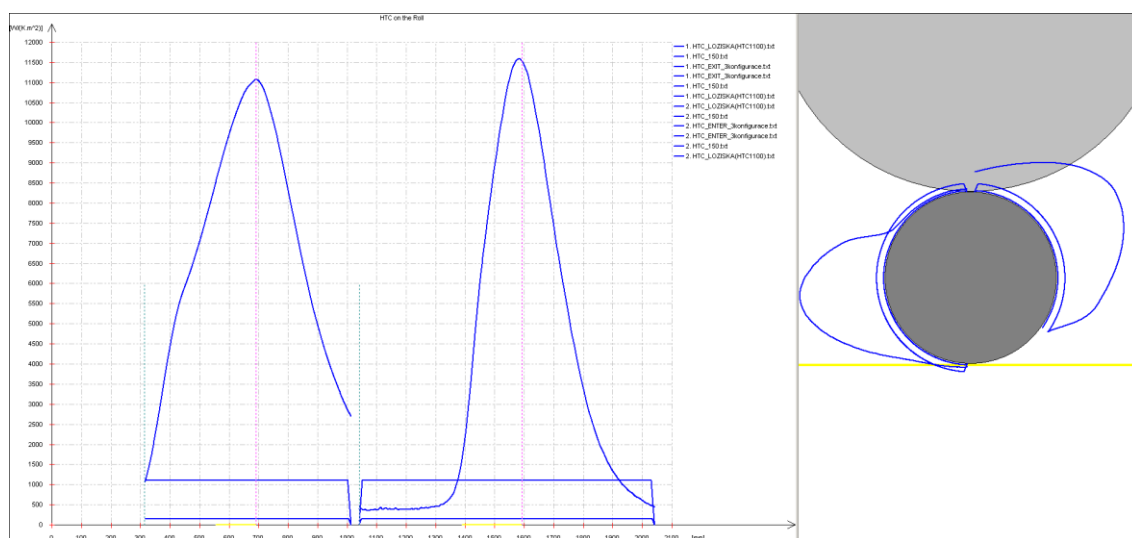
K. VLIV POLOHY CHLADÍCÍCH KOLEKTORŮ

Jak ukázala kapitola 7.1, tepelné namáhání hraje majoritní roli při tvoření plastické deformace. Tento závěr je ve shodě i s pozorováním v praxi, kdy je dbáno na co možná nejúčinnější chlazení pracovních válců, jelikož to vede k úsporám chladicího média, výkonu válce a délky válcovací kampaně.

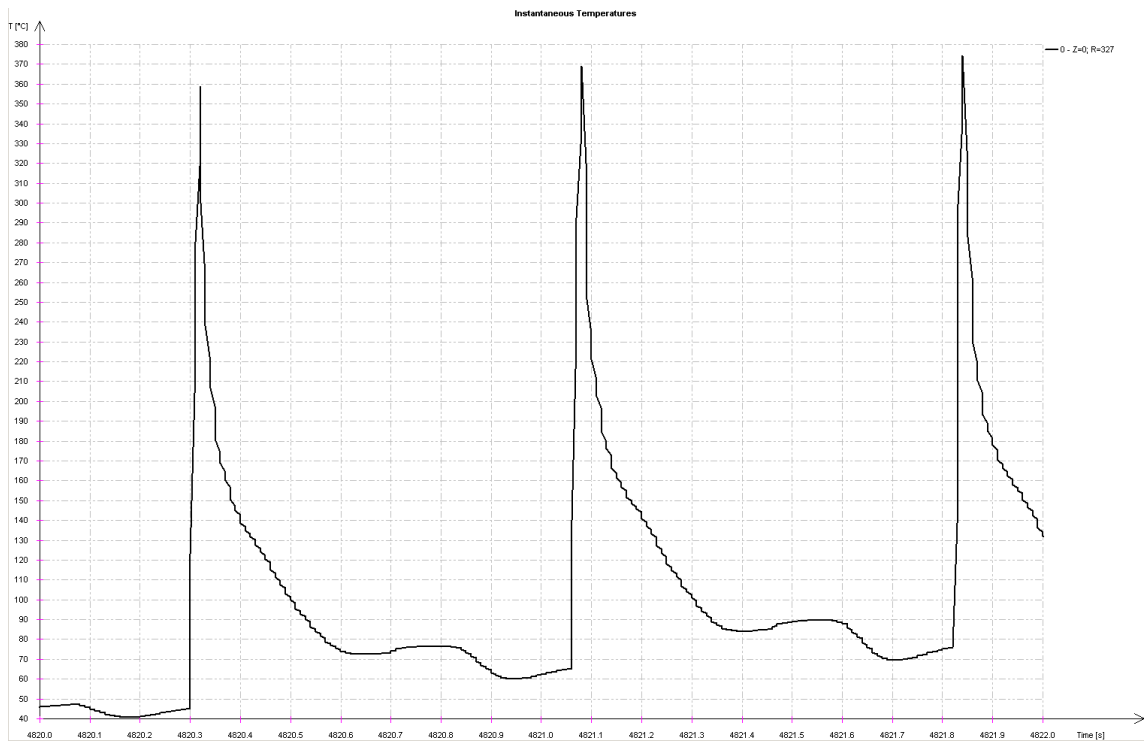
Zde vyvstává otázka, jak optimalizovat prostorovou konfiguraci chlazení tak, aby byla minimalizována tvorba plastické deformace. Níže uvedené simulace se snaží zodpovědět otázku: „Jak se podílí poloha chladících kolektorů na povrchové teplotě pracovního válce?“

Byly simulovány 4 chladicí konfigurace, které se od sebe vzájemně liší polohou špičky chladicího profilu. Celková intenzita a její profil byl zachován. Nastavení konfigurací je uvedeno v kapitole 6.3.

Konfigurace č. 1:

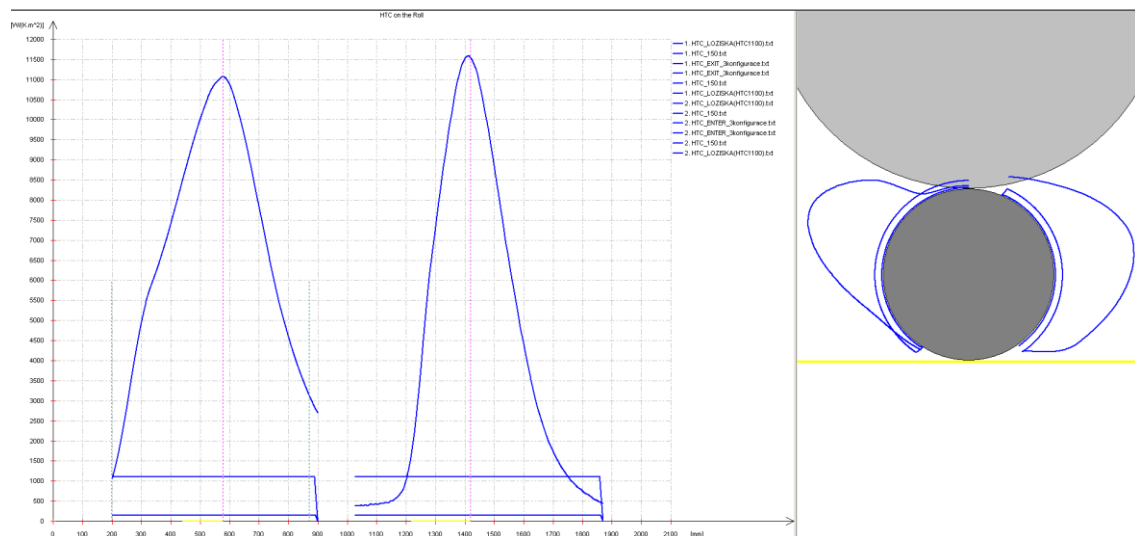


Obr. 186 Prostorové uspořádání konfigurace 1. Kolektor na výstupní straně je v horní pozici, kolektor na vstupní straně je ve střední pozici.

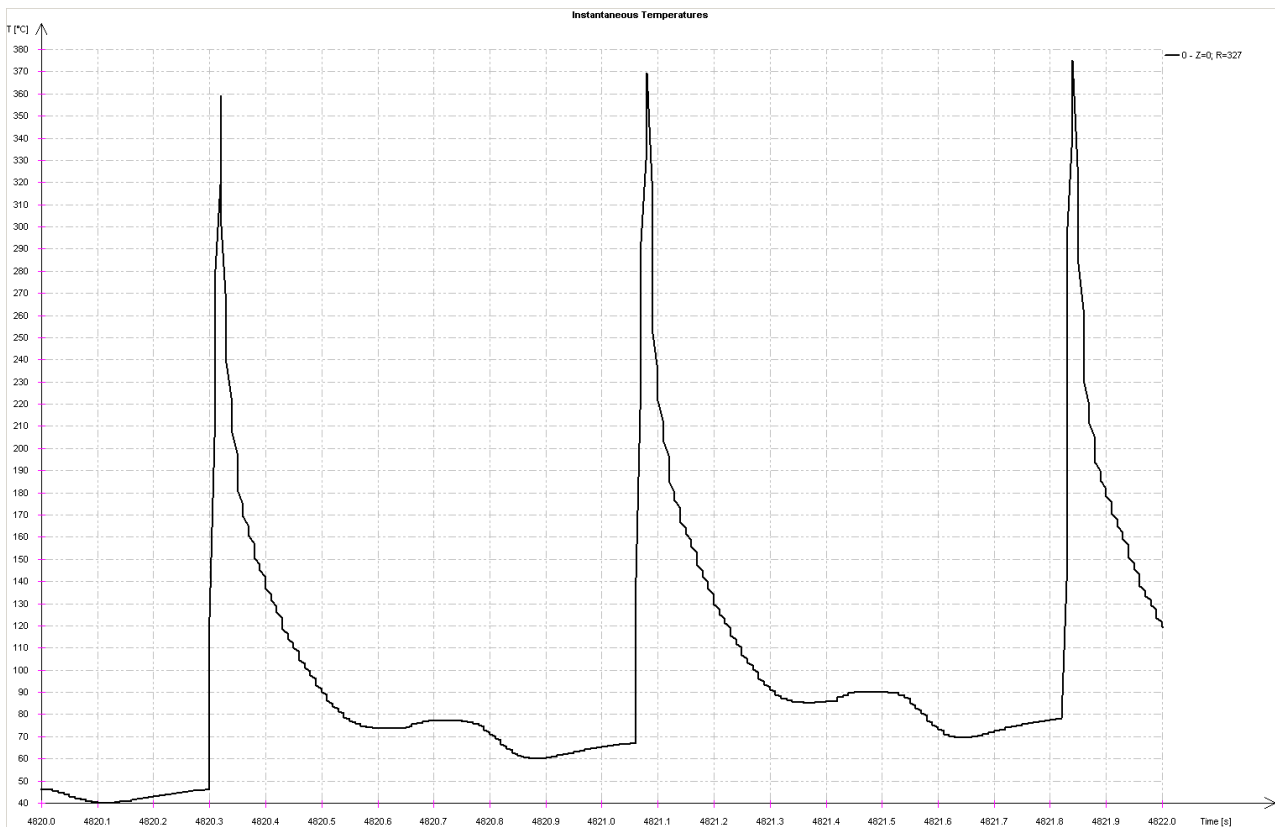


Obr. 187 Výsledný teplotní profil konfigurace 1 z programu SimRoll.

Konfigurace č. 2:

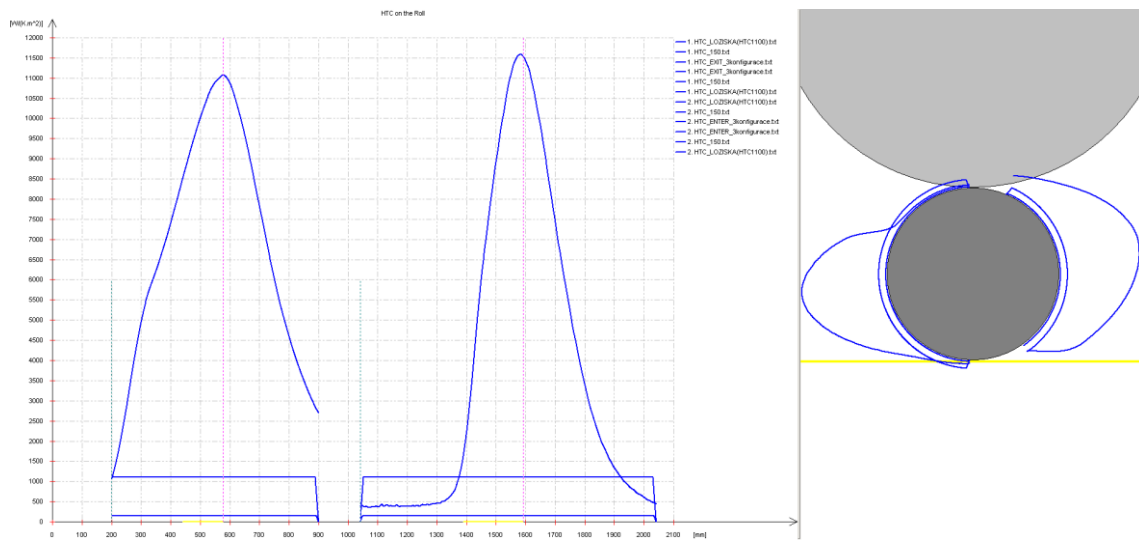


Obr. 188 Prostorová uspořádání konfigurace 2. Kolektor na výstupní, resp. výstupní straně je ve střední, resp. horní pozici.

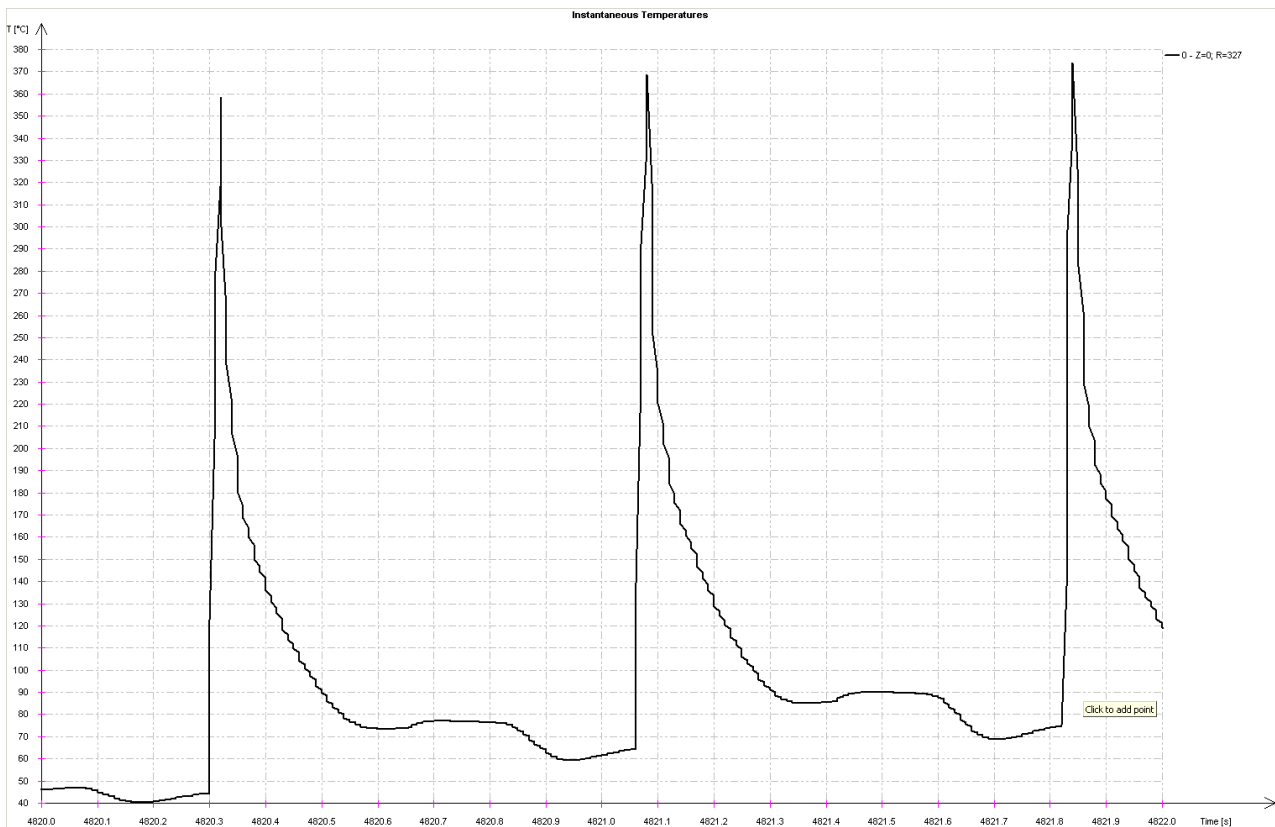


Obr. 189 Výsledný teplotní profil konfigurace 2 z programu SimRoll.

Konfigurace č. 3:

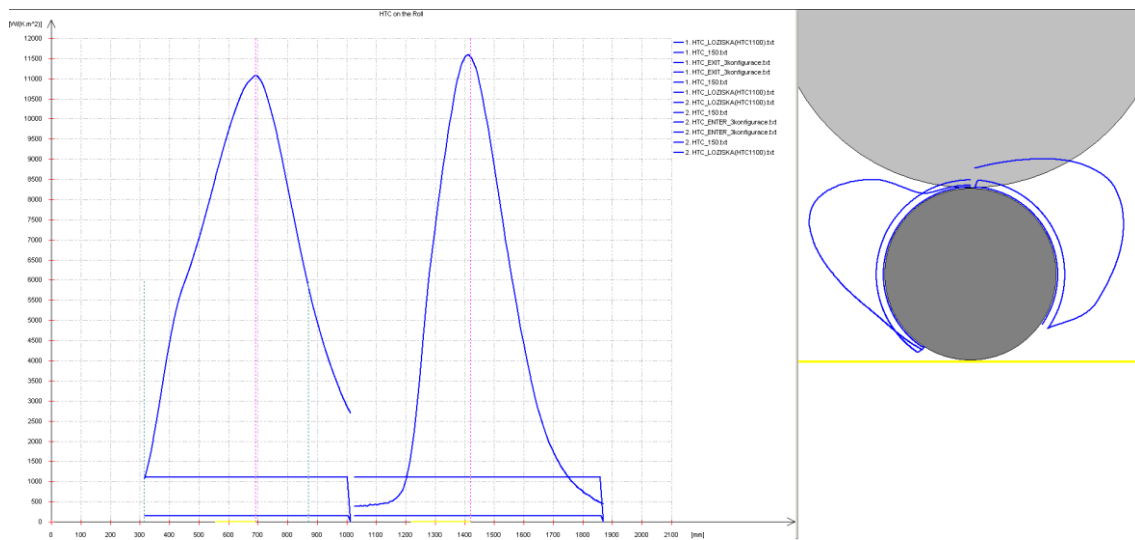


Obr. 190 Prostorová uspořádání konfigurace 3. Kolektory na výstupní i vstupní straně jsou orientovány ve středních pozicích.

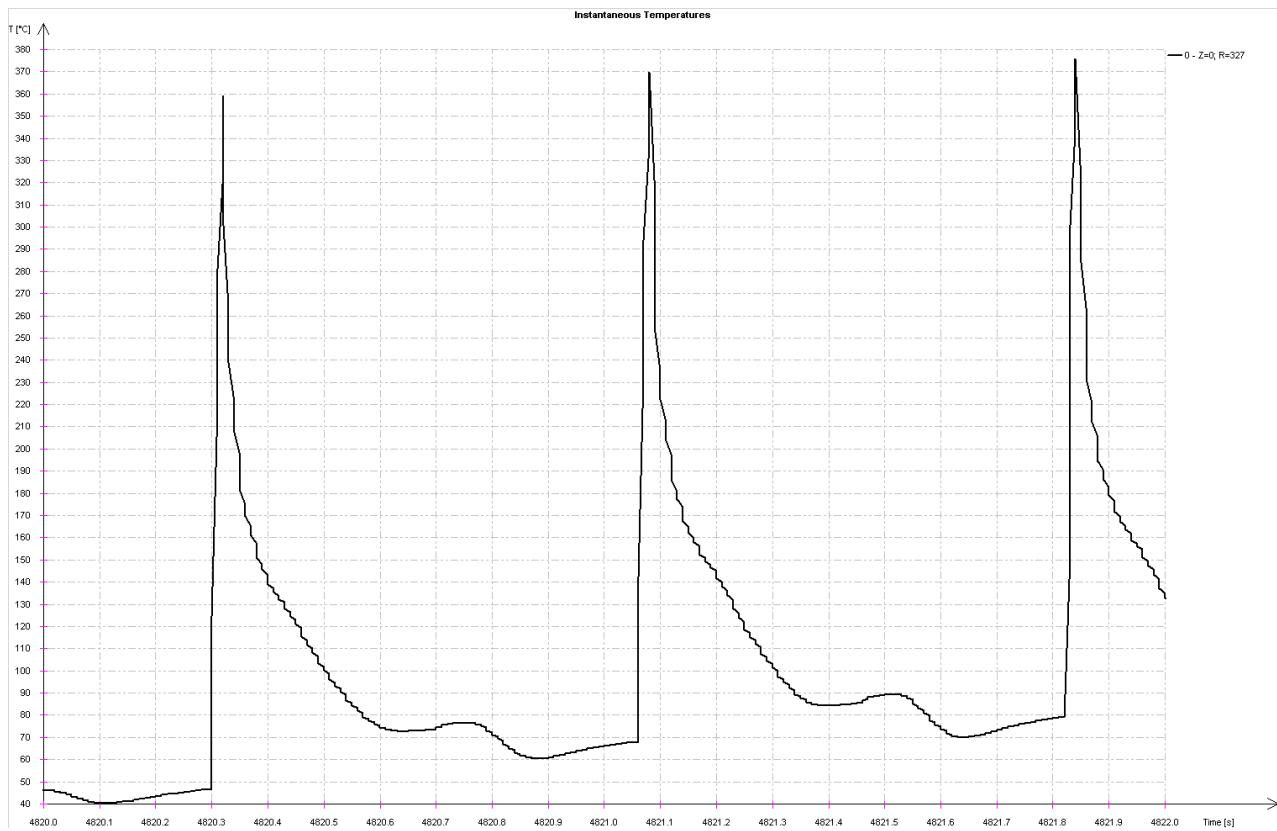


Obr. 191 Výsledný teplotní profil konfigurace 3 z programu SimRoll.

Konfigurace č. 4:



Obr. 192 Prostorové uspořádání konfigurace 4. Kolektory na vstupní i výstupní straně jsou v horních pozicích.



Obr. 193 Výsledný teplotní profil konfigurace 4 z programu SimRoll.