

VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V BRNĚ

Fakulta strojního inženýrství

Laboratoř přenosu tepla a proudění

Ing. Petr Kotrbáček, Ph.D.

**Optimalizace tepelných procesů na základě experimentálně
stanovených okrajových podmínek**

**Optimization of thermal processes based on experimentally
determined boundary conditions**

habilitační práce

Aplikovaná mechanika

V Brně

2018

Klíčová slova

Experiment, přenos tepla, okrajové podmínky, kontinuální lití, válcování, válec, balicita, chlazení, tryska, tváření, kov, polotekutý stav, in-line tepelné zpracování, kolejnice

Key Words

Experiment, heat transfer, boundary conditions, continuous casting, rolling, roll, balicity, cooling, nozzle, forming, metal, mushy state, in-line heat treatment, rails

Obsah

PŘEDSTAVENÍ AUTORA HABILITAČNÍ PRÁCE	4
ÚVOD	5
1 MATERIÁLOVÉ VLASTNOSTI OCELI V POLOTEKUTÉM STAVU	7
1.1 Motivace výzkumu oceli v polotekutém stavu	7
1.2 Experimentální plán	8
1.2.1 Volba materiálu	9
1.3 Popis experimentálního zařízení	10
1.3.1 Žáruvzdorná keramika – zkušební nástroje	12
1.3.2 Testování ochranných atmosfér	13
1.4 Metody zkoušení oceli v polotekutém stavu	14
1.4.1 Vtlačovací zkouška	14
1.4.2 Zkouška s charakterem zpětného protlačování	19
1.4.3 Pěchovací zkouška	21
1.4.4 Výroba tenkostěnné U-trubice metodou zpětného protlačování	26
1.5 Zevšeobecnění výsledků	30
1.6 Závěr	31
2 CHLAZENÍ PRACOVNÍCH VÁLCŮ VÁLCOVACÍCH STOLIC	33
2.1 Experimentální zařízení	33
2.1.1 Postup experimentu	35
2.2 Publikace – výzkum chlazení rotujících povrchů	35
3 IN-LINE TEPELNÉ ZPRACOVÁNÍ	59
3.1 Teorie in-line tepelného zpracování	59
3.2 Postup při navrhování in-line chladicích sekcí	60
3.3 Návrh zařízení na řízené dochlazení kolejnic	61
3.3.1 Stacionární testy	61
3.3.2 Testy chlazení kolejnic za pohybu	66
3.3.3 Návrh poloprovozního zařízení	69
3.4 Publikace	88
4 ZÁVĚR	115
5 SEZNAM POUŽITÉ LITERATURY – POLOTEKUTÝ STAV OCELI	116
6 AUTOROVY PUBLIKACE SOUVISEJÍCÍ S HABILITAČNÍ PRACÍ	117
6.1 Materiálové vlastnosti oceli v polotekutém stavu	117
6.2 Chlazení pracovních válců válcovacích stolic	118
6.3 In-line tepelné zpracování	120

PŘEDSTAVENÍ AUTORA HABILITAČNÍ PRÁCE



Ing. Petr Kotrbáček Ph.D. (1974)

V roce 1997 absolvoval strojní fakultu VUT v Brně v oboru Materiálové inženýrství. Poté nastoupil doktorandské studium na Leteckém ústavu.

V roce 2004 obhájil disertační práci s názvem „Experimentální výzkum a matematické modelování tváření ocelí v polotekutém stavu“.

Od 2001 je zaměstnán v Laboratoři proudění a přenosu tepla Leteckého ústavu Fakulty strojního inženýrství Vysokého učení technického v Brně jako Vědecký pracovník se zaměřením na výpočtové a vyhodnocovací práce včetně experimentální činnosti v oblastech: měření přestupu tepla na pohybujících se površích, hydraulické odstraňování okují, in-line tepelné zpracování, řešení problematiky přenosu tepla v hutnictví, ocelářství a při zpracování kovů za tepla.

Laboratoř přenosu tepla a proudění je více než 20 let zaměřena na aplikovaný výzkum v oblasti hutnictví a strojírenství. Řeší se zde hlavně projekty orientované na návrh a optimalizaci chladicích systémů při plynulém odlévání oceli, válcování a tepelném zpracování. Laboratoř vyvinula metodiku stanovení okrajových podmínek přenosu tepla založenou na experimentu a následném vyhodnocení inverzní úlohou. Znalost okrajových podmínek umožňuje jejich využití v numerických modelech.

Od roku 1997 se autor podílel na 2 kapitolách v knihách a 66 publikací z toho 17 článků uvedených v databázi SCOPUS. H index autora je 4, (62 citací dle SCOPUS). Autor nebo spoluautor: 4 patentů (užitných vzorů), 5 prototypů, 22 funkčních vzorků, 5 ověřených technologií, 1 software. Zapojil se do řešení řady zahraničních i domácích grantů. Mezi nejvýznamnější patří projekty GAČR č. 106/01/0188: Experimentální studium materiálových charakteristik při tváření oceli v polotekutém stavu, COST 526.20 – Apomat: Optimalizace parametrů při tváření kovů v polotekutém stavu, TAČR Vysoce účinné a energeticky úsporné chladicí systémy pro chlazení profilových válců. V současné době je odpovědným řešitelem projektu Aplikace - Progresivní vysokotlaké hydraulické systémy pro těžký průmysl.

Mezi nejvýznamnější partnery, pro které byly řešeny výzkumné a technické úkoly patří firmy LECHLER (SNR), Primetals, DANIELI, ArcelorMittal Ostrava, Třinecké železárný a.s., Železiarne Podbrezová a.s., SIEMENS AG (SRN), US Steel Košice, ACRONI Jesenice, IRSID, POSCO, Siemens AG, USIMINAS, Voestalpine Stahl GmbH, AMAG (AT).

ÚVOD

Práce se zabývá výzkumem, jehož cílem je stanovení okrajových podmínek pro numerické modely využitelné k optimalizaci vybraných dějů v oblasti hutnictví. Pro splnění těchto cílů byl vytvořen postup, kdy vstupní informace jsou získávány na základě experimentů, poté je provedeno zpracování experimentálně získaných dat a jsou vytvořeny funkce, které vhodným způsobem popisují okrajové podmínky. Znalost reálných okrajových podmínek umožňuje určení přestupu tepla mezi horkým povrchem a chladicím médiem a tím umožňuje i následnou optimalizaci chladicích a kalicích sekcí. V provozních podmínkách oceláren je velmi komplikované, a často nemožné určit okrajové podmínky chlazení přímo na tratích. Proto je nutné navrhnout a realizovat laboratorní měření, které co nejdříve simuluje reálné podmínky v provozu. K tomuto účelu jsou využívány unikátní laboratorní zařízení využitelné pro simulaci chlazení v ocelárnách a válcovnách, simulaci tepelného zpracování, hydraulického odstraňování okují a tváření kovů v polotekutém stavu. V práci jsou popsány laboratorní měření a postupy, které lze využít při návrzích nových chladicích a kalicích sekcí. Jsou zde uvedeny příklady optimalizace chlazení pracovních válců válcoven a postup při návrhu in-line tepelného zpracování kovů (kalení kombinovaného s popouštěním).

Tváření oceli v polotekutém stavu svým charakterem odpovídá oblasti základního výzkumu a ukazuje výzkum chování ocelových materiálů v polotekutém stavu (kapitola 1). Další dvě ukázky se týkají metodiky výzkumu a vývoje chladicích zařízení od návrhu metodiky až po realizaci v hutních provozech. Zde je jeden případ věnován chlazení hutních válců při válcování oceli za tepla a druhý případ vývoji chladicích sekcí pro tepelné zpracování kovů (kapitola 2 a 3). Výběr oblastí výzkumu, které budou v předkládané habilitační práci popsány, je tedy následující:

- Tváření oceli v polotekutém stavu (kapitola 1)
- Chlazení válců válcovacích stolic (kapitola 2)
- Tepelné zpracování (kapitola 3)

Významnou oblastí ocelářského průmyslu, skýtající značný prostor pro optimalizaci chlazení a značné energetické úspory, jsou provozy válcoven tlustých plechů. Dříve byla při návrzích chlazení válců těchto válcoven využívána buď strategie vysokých průtoků, kdy mělo být dosaženo dobrých chladicích účinků zalitím válců vodou, nebo strategie vysokých tlaků, které měly, bez ohledu na energetickou náročnost chladicích systémů, prodloužit životnost válců. Tento postup je však velmi nevhodný, a často kontraproduktivní. Silná vrstva vody a vysoká energie vody odražené od chlazeného povrchu, brání dynamickému působení vodních paprsků z trysek, a tím i intenzivnímu chlazení. Současně je velmi problematická i regulace takového systému. Zdálo se, že v této oblasti nelze již nic zásadního změnit, a to byla i strategie výrobců zařízení a dodavatelů trysek. Moderní výzkumné metody vyvinuté a úspěšně používané v Laboratoři přenosu tepla a proudění však prokázaly, že existuje značný prostor na zlepšení současného stavu. Návrhy nových chladicích systémů válců jsou založeny na optimalizaci procesu. To znamená dosáhnout co nejvhodnější chladicí charakteristiky při minimální energetické náročnosti. Při návrhu nového chlazení se využívá propojení výpočtů teplotního zatížení válců s laboratorním měřením chladicích účinků různých typů a konfigurací vodních trysek. Údaje o přenosu tepla jsou nezbytné pro navrhování a řízení chladicích

sekcí. Laboratorní měření je využito ke zjištění průběhu teplot během chlazení. Tyto teploty slouží jako vstupní parametry pro výpočet realistických hodnot součinitele přestupu tepla, který odpovídá intenzitě chlazení. Celý postup umožňuje optimalizaci i velmi složitých chladicích sekcí. Nasazení optimalizovaných chladicích systémů pak přináší značné úspory z pohledu prodloužení životnosti válců, zvýšení kvality a užitných vlastností provalků a snížení spotřeby chladicí vody o 25 – 80 %, což představuje značné úspory energie, počtu trysek a času nutného na údržbu chladicích systémů.

Další oblastí umožňující dosažení významných energetických úspor je řízené tepelné zpracování. Důraz je kladen na dosažení definované mikrostruktury výrobků, a tím dosažení lepších mechanických vlastností bez nutnosti úpravy chemického složení, tedy bez nutnosti použití drahých legujících prvků. Podstatnou výhodou in-line tepelného zpracování je úspora reohřevu materiálu, kdy je materiál tepelně zpracováván bezprostředně po vyválnování. Speciální experimentální zařízení postavené v Laboratoři přenosu tepla a proudění, VUT v Brně, umožňuje nastavování různých režimů chlazení a následně vyhodnocování vlivu těchto režimů na finální strukturu chlazených vzorků. Geometrie chlazení, průběhy teplot a výsledná struktura jsou v jednotlivých krocích optimalizovány. Tento postup se dá s výhodou využít pro výzkum a návrhy tepelného zpracování drátů, profilů, kolejnic a trubek. Tepelně zpracované trubky se například používají v petrochemickém průmyslu, kde je kladen důraz na vysokou pevnost. U tepelně zpracovaných kolejnic je nutné dodržet přísné normy na homogenitu vnitřní struktury materiálu bez fázových a výrazných pevnostních změn. Pro získání požadovaných mechanických vlastností finálního produktu je vždy nezbytné nalézt vhodný chladicí režim. Tento režim se liší v závislosti na typu materiálu a podmínkách výroby. Intenzita chlazení je funkcí několika parametrů, jako je typ trysky, průtok a tlak vody, teplota vody, teplota povrchu chlazeného materiálu, kvalita povrchu a rychlost pohybu chlazeného materiálu. Dosud není k dispozici žádná funkce pro predikci chladicí intenzity, která zahrnuje všechny uvedené parametry. Experimentální měření je tedy jediným způsobem, jak přesně stanovit intenzitu sprchového chlazení a nalézt vhodný chladicí režim. Změřená teplota je použita jako vstup pro inverzní úlohu vedení tepla, jejímž výstupem je časově závislá povrchová teplota a součinitel přestupu tepla. Tyto výstupy lze použít pro návrh optimalizovaného in-line tepelného zpracování umožňujícímu významné zvýšení tvrdosti i u materiálu s velmi nízkým obsahem legujících prvků. Uvedená metodika byla například použita pro návrh in-line tepelného zpracování ocelových profilů, jako jsou kolejnice, H-profilu a trubky. Metodika vývoje kalících sekcí zahrnuje laboratorní měření, numerické modelování a v poslední fázi realizace také poloprovozní a provozní testy. Tato metodika minimalizuje nebo zcela eliminuje množství drahých provozních experimentů a minimalizuje možné konstrukční chyby. Příkladem úspěšných realizací je návrh tepelného zpracování trubek pro Třinecké železářny a.s., návrh tepelného zpracování H-profilu pro Primetals Technologies Italy. Z oblasti válcoven tlustých plechů je to optimalizace a rekonstrukce chlazení válců pro firmy voestalpine AG, Linz a U. S. Steel Košice.

1 MATERIÁLOVÉ VLASTNOSTI OCELI V POLOTEKUTÉM STAVU

Tato část habilitační práce je věnována experimentálnímu studiu deformačních vlastností ocelí a má charakter základního výzkumu. Motivací pro výzkum byl nedostatek materiálových dat potřebných pro numerické modely popisující deformační chování oceli při vysokých teplotách, kdy je struktura materiálu tvořena zčásti tuhou a zčásti kapalnou fází. Data podobného druhu byla známa a publikována pro slitiny hliníku a slitiny dalších kovů, které se dostávají do polotekutého stavu při relativně nízkých teplotách. V případě oceli se však jedná o teploty dvakrát až třikrát vyšší a z toho pramení i vysoká náročnost přípravy a provedení laboratorních měření. Autor habilitační práce navrhl metodiku měření a jeho vyhodnocení a realizoval rozsáhlou skupinu měření. Experimentálně zjištěné charakteristiky byly dále studovány a zevšeobecňovány ve spolupráci s Ústavem mechaniky těles FSI VUT a s profesorem A. A. Tsengem z Arizona State University. Výsledky byly autorem publikovány v sedmi zahraničních publikacích.

1.1 MOTIVACE VÝZKUMU OCELI V POLOTEKUTÉM STAVU

První práce týkající se tváření materiálu v polotekutém stavu byly zveřejněny v 70. letech Flemingem a jeho spolupracovníky z Massachusetts Institute of Technology [1]. Danou problematikou se zabývali i Kiuchi a Sugizama z University of Tokio [2], dále Kattamis a Piccone [3] a Worster [4]. Ve svých pracích se uvedení autoři soustředili na stanovení materiálových charakteristik kovů s nízkou teplotou tání, jako jsou hliník, hořčík, cín, olovo a jejich slitiny. Experimenty byly založeny na měření viskozity pomocí Couettova viskozimetru [5]. Neočekávaným výsledkem byla vysoká citlivost viskozity na změnu rychlosti deformace. Materiály v polotekutém stavu do jisté rychlosti deformace dynamicky zpevňují a při jejím překročení naopak dynamicky změkčují. Což v praxi znamená, že se vzrůstající rychlostí přetvoření výrobku klesá energetická náročnost na jeho výrobu [6].

Další práce studující chování kovu v polotekutém stavu byly motivovány především klasickými postupy tváření jako protlačování a kování. Jedním z prvních autorů popisujících zpracování kovu v polotekutém stavu je Kiuchi (1993) [7]. V experimentech zaměřených na protlačování hliníkové slitiny (Al-7075) popisuje autor chování materiálu a výslednou strukturu po tváření.

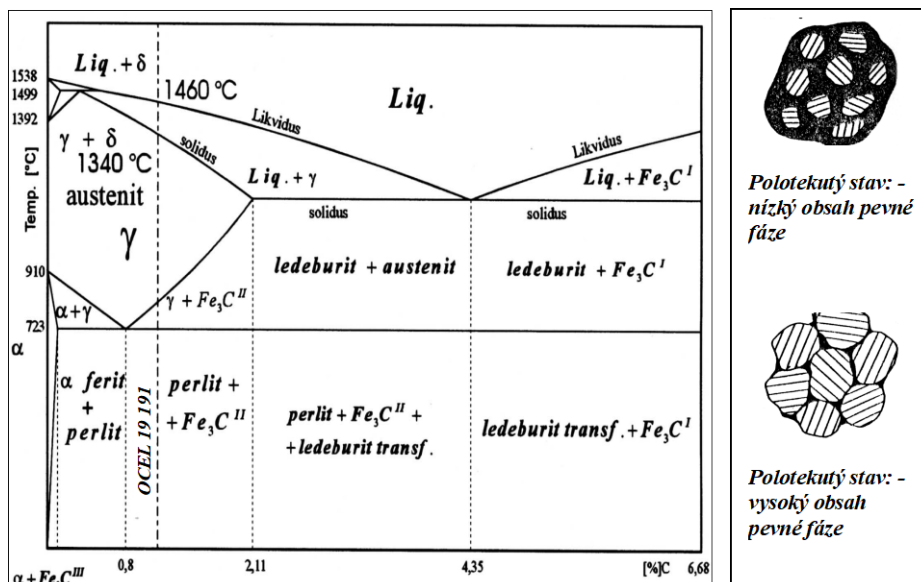
Publikované práce zabývající se problematikou tváření ocelí v polotekutém stavu jsou většinou zaměřeny na studium chování ocelí při jednom úzce specializovaném testu. Příkladem toho je práce publikovaná týmem Secordel P. a kol. [6], která popisuje experiment protlačování uhlíkové a rychlořezné oceli. Krystalizační pásmo uhlíkové oceli bylo velmi široké (přibližně 150 °C). Experimentální teplota se pohybovala okolo 1400°C, tomu odpovídalo 40-ti procentní zastoupení tekuté fáze. Druhým materiálem použitým v uvedené práci byla rychlořezná ocel. Z ní byly kování vyrobeny zkušební tyče o průměru 35 mm. Teplota použitá v tomto experimentu byla 1320 °C, což odpovídá obsahu tekuté fáze 17 %.

U obou materiálů autoři sledovali vliv mikrostruktury a vliv velikosti zrn na chování materiálu. Konstatovali, že velikost zrna jednoznačně ovlivňuje tvářecí proces. Pro jemnější dendritický typ pojmenovali tok polotekutého materiálu při protlačování jako „compaction flow“. V případě dendritických i globulárních zrn pojmenovali proudění „semi - solid heterogenous flow“. Tyto rozdílné druhy proudění byly významně závislé na dvou parametrech. Na rychlosti protlačování a na

velikosti redukce průřezu. Kompaktní proudění nastávalo při nízkých protlačovacích rychlostech nebo za vysokého redukčního poměru. Polotekuté heterogenní proudění bylo pozorováno vždy při vysokých rychlostech protlačování. Překvapivé výsledky, byť získané jen pro dva experimentální případy, byly jednou z motivací pro studium popisované v této habilitační práci. V současnosti se objevuje největší zájem o materiálová data popisující chování oceli v polotekutém stavu pro technologie přímé redukce tloušťky bramb při kontinuálním lití ocelí.

1.2 EXPERIMENTÁLNÍ PLÁN

Chování materiálů v polotekutém stavu je ovlivněno řadou veličin. Bylo třeba provést vysoký počet experimentů, které prokázali vliv jednotlivých parametrů. Pozornost byla zaměřena na objasnění vlivu rychlosti zatěžování a zjištění vlivu teploty (tady určitého poměru tuhé a kapalné fáze) na odpor oceli v polotekutém stavu. Výsledkem každého měření byly údaje o průběhu sil vznikajících při zatěžování oceli v polotekutém stavu a to pro různé kombinace teplot i rychlosti zatěžování. Dalšími parametry ovlivňující síly potřebné na deformaci materiálu v polotekutém stavu jsou: geometrie nástroje, chemické složení daného materiálu a vliv jeho mikrostruktury.



Obr. 1 Metastabilní binární diagram Fe-C. Struktury materiálu s různým objemovým podílem tuhé a kapalné složky.

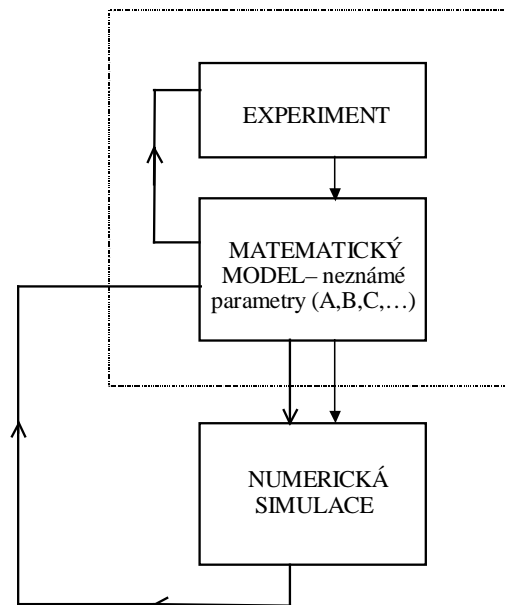
Tak, jak se mění vzájemný poměr tekuté a pevné fáze (Obr. 1) mění se reologie materiálu a tím i fyzikální zákonitosti, které ho popisují. Chování kovů je možné popsat různými matematicko-fyzikálními vztahy. Rovnice popisující chování materiálů v polotekutém stavu má několik neznámých parametrů, které je třeba identifikovat. Proto byl navržen experimentální program, jehož cílem bylo ověřit vliv následujících faktorů:

- vliv teploty (poměru tuhé a kapalné fáze) na síly potřebné k deformaci oceli v polotekutém stavu,
- vliv rychlosti zatěžování na síly potřebné k deformaci oceli v polotekutém stavu.

Experimenty byly prováděny pro sérii konstantních teplot v oblasti mezi teplotou solidu a teplotou likvidu. Výsledkem každého měření bylo určení závislosti síly F na poloze nástroje x při konstantní teplotě T a rychlosti zatěžování v :

$$F = f(x); v, T = \text{konst.} \quad (1)$$

Série měření se opakovala při různých teplotách polotekuté oceli a při různých rychlostech zatěžování tohoto vzorku.



Obr. 2 Postup identifikace parametrů.

Pro studium vztahu parametrů byly navrženy dvě základní experimentální metody. První metoda - vtláčování tenkého nástroje do oceli v polotekutém stavu („Needle test“), byla dobře použitelná při vyšších teplotách (vyšším zastoupení tekuté fáze ve vzorku). Při použití dostatečně tenkého nástroje lze touto metodou simulovat proces vtláčování do poloprostoru. Při použití nástroje s větším průměrem proces simuluje zpětné protlačování. U zmiňovaných zkoušek hrozí porušení nástroje v důsledku zvětšujícího se podílu tuhé fáze, kdy rychle vzrůstá namáhání nástroje. Z tohoto důvodu byla použita druhá metoda - pěchování válečku za vysokých teplot („Hot upsetting test“). Pěchovací zkouška byla naopak limitována teplotou, při které dosáhne obsah tekuté fáze takové hodnoty, že zkušební váleček není schopen udržet si původní tvar a vlivem gravitace se zhroutí. Použití obou metod umožňuje studium chování oceli v celém teplotním pásmu mezi křivkou likvidu a solidu.

1.2.1 Volba materiálu

Materiálem pro zkoušky byla zvolena nástrojová uhlíková ocel. Chemické složení této oceli (dle normy) je uvedeno v Tab. 1. Byla také provedena chemická analýza, potvrzující složení oceli (viz. Tab. 2). Základní chemické analýzy byly provedeny na spektrálním analyzátoru fy. HILGER, POLYVAC – E 970. Obsah rozhodujících prvků byl ověřen klasickými analytickými metodami. Stanovení obsahu uhlíku a síry bylo provedeno spalovací metodou na přístroji LECO CS – 125. Jednalo se o ocel s nízkým

obsahem přísad, což umožňovalo bližší poznání jejich vlastností s pomocí rovnovážného metastabilního binárního diagramu Fe-C uvedeného na Obr. 1, kde je uvedená ocel vyznačena.

Tab. 1 Chemické složení testované uhlíkové nástrojové oceli – dle normy.

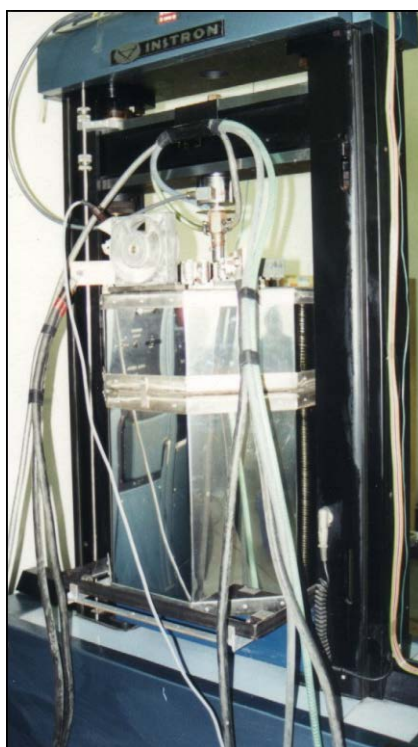
Prvek	C	Mn	Si
Množství [hm. %]	0,95-1,10	0,20-0,35	0,30

Tab. 2 Chemické složení testované uhlíkové nástrojové oceli – chemická analýza.

Prvek	C	Mn	Si	Cr	Ni
Množství [hm. %]	1,03	0,22	0,19	0,02	0,05

Z binárního metastabilního diagramu Fe-C vyplývá, že teplota solidu pro danou ocel je 1340 °C a teplota likvidu 1460 °C. Rozdíl teplot je tedy 120 °C, což je další důvod volby tohoto materiálu. Teoretické teploty likvidu a solidu byly ověřeny a potvrzeny pomocí termické analýzy. Při této analýze byl termočlánek umístěn přímo v roztaveném kovu a po vypnutí ohřevu byla zaznamenávána teplota. Křivky chladnutí byly podrobeny dalšímu rozboru. Získané teploty (likvidus 1473.3 °C, solidus 1349 °C) se poměrně dobře shodovaly s teplotami odečtenými z diagramu Fe-C (likvidus 1460 °C, solidus 1340 °C).

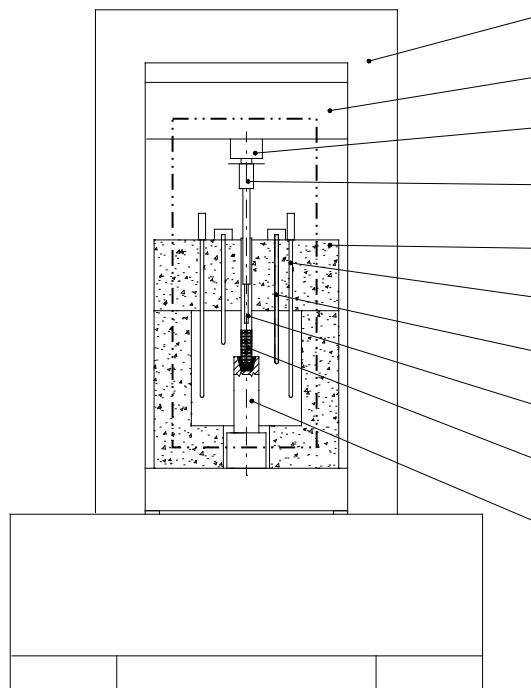
1.3 POPIS EXPERIMENTÁLNÍHO ZAŘÍZENÍ



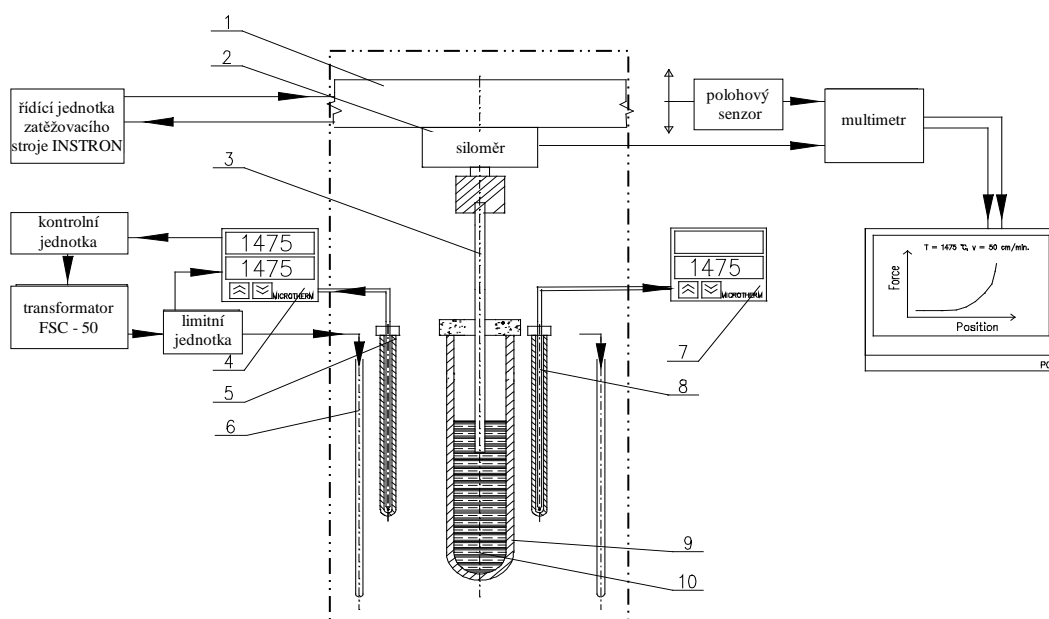
Obr. 3 Celkový pohled na zařízení.

Určování odporů oceli při tváření v polotekutém stavu je experimentálně náročná činnost a dá se provádět pouze na speciálním zařízení. Technicky se jedná o přesné měření tahových či tlakových sil při pohybu tvářecího nástroje zvolenou rychlostí, přičemž zatěžovaný vzorek je ohřát na teplotu odpovídající polotekutému stavu kovu. Základ zařízení tvořil zatěžovací stroj INSTRON, který byl upraven a vybaven dalšími komponenty umožňujícími zatěžování natavené oceli Obr. 3. Schéma zařízení je pak popsáno v Obr. 4. Pro přesné měření polohy příčnicku byl nainstalován optoelektronický snímač. Do příčnicku byl uchycen tenzometrický siloměr. Signály ze snímače polohy a siloměru byly současně snímány měřicí ústřednou. Uvedený systém umožňoval současný přenos obou údajů do počítače. Detaily zobrazující systém řízení a záznamu dat jsou schematicky zobrazeny na Obr. 5.

Do zatěžovacího rámu byla, speciálně pro tyto účely, vyvinuta pec sloužící k ohřátí vzorku. Skládá se ze dvou částí. V dolní části byl otvor umožňující zavážení vzorků, v horní části průchod pro nástroj, výkonové, měřící a regulační obvody. K izolaci pece byla použita vláknitá keramická vata s maximální provozní teplotou 1600 °C. Vzhledem k požadovaným teplotám bylo nutno použít topné elementy z materiálu SUPERKANTHAL. Šest odporových topných článků je napájeno z transformátoru přes tyristorovou regulační jednotku ovládanou programovatelným regulátorem. Teplota v peci byla snímána pomocí dvou termočlánků. Jeden termočlánek se nacházel blízko odporových topných spirál a byl zapojen do řídicího programovatelného regulátoru. Druhý termočlánek byl umístěn v těsné blízkosti ocelového vzorku. Ten se nacházel v ose pece na bloku ze žárobetonu. Žáruvzdornou keramiku uvnitř pece bylo možné měnit podle zvoleného testu. Sloužila k manipulaci se vzorkem a k jeho zatěžování.



Obr. 4 Celkové schéma experimentálního zařízení.



Obr. 5 Schéma experimentu:

- | | |
|---|--|
| 1) příčník zátěž. stroje INSTRON, | 6) odporové topné spirály (MoSi ₂), |
| 2) siloměr HOTTINGER, | 7) kontrolní regulátor, |
| 3) nástroj Al ₂ O ₃ , | 8) kontrolní termočlánek v těsné blízkosti vzorku, |
| 4) řídicí programovatelný regulátor, | 9) uzavřená keramická U-trubice Al ₂ O ₃ , |
| 5) řídicí termočlánek Pt-PtRh13, | 10) vzorek. |

1.3.1 Žáruvzdorná keramika – zkušební nástroje

Před vlastním měřením bylo nutné vyhledat a vyzkoušet materiály, které jsou schopny odolávat jak mechanickému namáhání za vysokých teplot, tak i chemicko-fyzikálnímu působení kovu. Bylo testováno několik typů kelímků a nástrojů.

Testované kelímky byly zhotoveny jednak z oxidu hlinitého o různém stupni čistoty a slinutí a také ze žárobetonu. Ačkoli použitý žárobeton vykazoval nejvyšší žáruvzdornost i žáropevnost, jeho porozita byla natolik vysoká, že docházelo k penetraci taveniny do struktury kelímku. Ten se postupně bortil a rozpadal. Podobné vlastnosti vykazovaly i kelímky z nízko slinutého korundu.

Obdobné problémy bylo nutné řešit při výběru tvářecích nástrojů. Bylo testováno několik materiálů, jako například wolframový nástroj s plazmovým nástřikem oxidu zirkonu, dále pak disilicid molybdenu a vysoko slinutý oxid hlinitý. U wolframu a disilicidu molybdenu vysoká afinita k železu a uhlíku způsobila nadměrné rozpouštění, kterému nezabránil ani nástřik oxidu zirkonu. Rozpouštění bylo natolik intenzivní, že nástroje nebylo možno opakovaně použít. U wolframu se navíc projevovala jeho nízká žáruvzdornost, tj. odolnost proti oxidaci za zvýšených teplot. Této oxidaci nebylo možno zcela zabránit ani při zaplynování pece argonem.

Vysoko slinutý korund Al₂O₃ prokázal při zkouškách poměrně uspokojivou mechanickou i fyzikálně-chemickou odolnost. Vzhledem k tavenině se jevil jako inertní a jeho mechanická pevnost, zejména v případě teplot zaručujících vyšší tekutost oceli, se jevila jako dostatečná.

1.3.2 Testování ochranných atmosfér

V průběhu experimentů bylo nutné udržovat nad nataveným kovem inertní atmosféru, aby povrch kovu neoxidoval a nepokrýval se vrstvou vysokotavitelného oxidu. Další funkcí ochranné atmosféry bylo udržení chemického složení vzorku.

Při použití otevřených kelímků nebylo možné vytvořit dostatečně inertní atmosféru v celém prostoru pece. Přítomnost kyslíku v atmosféře způsobila, že se chemické složení oceli během dlouhých výdrží na vysokých teplotách měnilo. Docházelo k propalům prvků, obsah uhlíku se snižoval a teploty likvidu a solidu se posouvaly k vyšším hodnotám. Hladina kovu se pokryla vrstvou vysokotavitelného oxidu železnatého, který způsobil buď porušení nástroje, nebo penetrování do žáruvzdorného kelímku a následně jeho prasknutí. Proto bylo nutné místo otevřených kelímků použít vysoké U-trubice. V nich bylo snadnější udržet stálý přetlak ochranné atmosféry. Ta byla přivedena do upínací hlavy nástroje a odtud svedena nad povrch nataveného kovu. Inertní atmosféra zabránila změnám chemického složení (hlavně propalu uhlíku). U vzorků, které byly vystaveny působení vysokých teplot po dlouhou dobu byla provedena chemická analýza. Cílem bylo ověřit účinnost ochranných atmosfér. Analýzy prokázaly, že při udržování neustálého přetlaku inertní atmosféry se chemické složení vzorku oceli během pokusu změní jen zanedbatelně. Přijatelných výsledků bylo dosaženo při použití argonu o čistotě 99,995 %. Plyn byl vháněn kolem nástroje do keramické U-trubice přímo nad hladinu nataveného kovu. I v případě dlouhých výdrží (okolo 5 hodin) na teplotě odpovídající natavení vzorku se oduhličení projevovalo méně než 0,02 % / hod. (viz. Tab. 3). Později byl argon nahrazen technicky čistým dusíkem, který také zaručoval dostatečnou ochranu oceli proti oxidaci. Použití argonu s 1 % propan butanu mělo opačný efekt. Díky omezeným možnostem regulace ochranné atmosféry docházelo v kelímku k sazení a k silné karbonizaci vzorku (viz. Tab. 3).

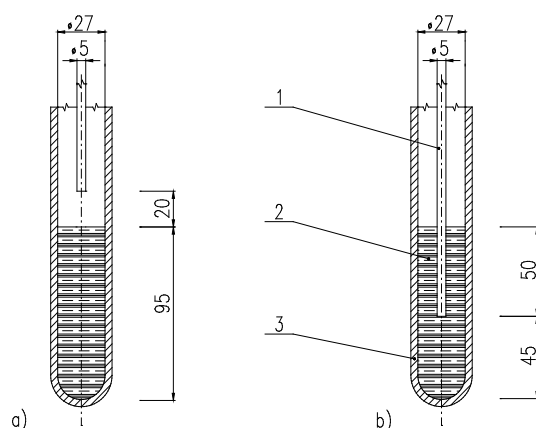
Tab. 3 Tabulka chemických složení vzorků kovů po přetavbě pod různými ochrannými atmosférami.

	C [%]	Mn [%]	Si [%]	Cr [%]	Ni [%]
Chemické složení oceli - bez přetavby	1,03	0,22	0,19	0,02	0,05
Chemické složení oceli - argon - uzavřený kelímek (U-trubice)	0,93	0,27	0,16	0,02	0,06
Chemické složení oceli - argon - otevřený kelímek	0,01	0,00	0,00	0,00	0,06
Chemické složení oceli - argon - propan butan - uzavřený kelímek (U-trubice)	2,10	0,28	0,16	0,03	0,06

1.4 METODY ZKOUŠENÍ OCELI V POLOTEKUTÉM STAVU

1.4.1 Vtlačovací zkouška

Principem této zkoušky bylo vtlačování tenkého nástroje do materiálu v polotekutém stavu. Při poměru vnitřního průměru kelímku D_0 k průměru nástroje d větším jak 5 se proces tváření přibližuje vtlačování do poloprostoru (Obr. 6). Při volném vtlačování je okolní povrch tělesa volný a výchozí polotovar se přetváří tím víc, čím je poměr D_0/d menší. Při tomto volném vtlačování je v plastickém stavu jen část kovu pod průtláčnickem v tzv. ohnisku přetvoření, které zasahuje do hloubky až $1/6 d$ [9]. Posuv nástroje směrem do nataveného kovu byl 50 mm. Hladina kovu se tím zvýšila o necelé 2 mm.



Obr. 6 Vtlačovací zkouška:

- a) počáteční poloha 1) nástroj
b) konečná poloha 2) kov
 3) kelímek

Postup měření při vtlačovací zkoušce:

- vzorek byl umístěn do pece a ohřát na teplotu, odpovídající roztavenému stavu kovu,
- teplota v peci byla snížena na požadovanou teplotu experimentu a byla homogenizována třicetiminutovou výdrží na teplotě,
- do vzorku byl vtlačován nástroj zvolenou rychlostí a byly snímány údaje o poloze nástroje a síle působící na nástroj. Uvedený systém snímání síly a polohy umožňoval současný přenos obou údajů do počítače,
- po ukončení zatěžování a zastavení nástroje v konečné poloze bylo měřeno odpevnění vzorku,
- poté byl pohyb reverzován a nástroj byl přesunut do výchozí polohy,
- vzorek byl opět ohřát na teplotu odpovídající roztavenému kovu a měření se opakovalo pro jiné teploty materiálu nebo pro jiné rychlosti zatěžování.

Série experimentů vtlačovací zkoušky začínala při teplotě 10 °C pod křivkou likvidu. Teplota pak byla postupně snižována po 10 °C až do mezních hodnot namáhání nástroje. Z tohoto omezení

vyplýval možný teplotní interval experimentu od 1450 °C (což odpovídalo 10 % tuhé fáze) do 1410 °C (což odpovídalo 64 % tuhé fáze), Tab. 4. Procentuální podíly tuhých fází byly odečteny z diagramu Fe-C a byly ověřeny pomocí programu DICTRA. Nad teplotou 1450 °C byly odpory roztaveného kovu na hranici citlivosti měření, při teplotách nižších než 1410 °C hrozilo nebezpečí porušení tenkého nástroje. Hodnoty sil byly měřeny pro tři rychlosti posuvu nástroje 5; 20 a 50 cm/min, ukázky výsledků jsou na Obr. 7, Obr. 8 a Obr. 9.

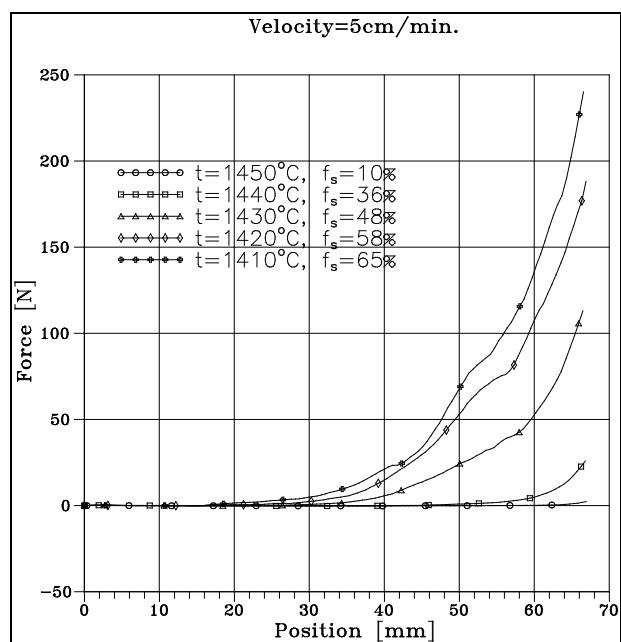
Tab. 4 Tabulka experimentálních teplot použitých při vtlačovací zkoušce a tomu odpovídající obsahy tuhé fáze ve vzorku.

Teplota [°C]	Obsah solidu [%]
1460 °C	Likvidus
1450 °C	10 %
1440 °C	36 %
1430 °C	48 %
1420 °C	58 %
1410 °C	65 %
1340 °C	Solidus

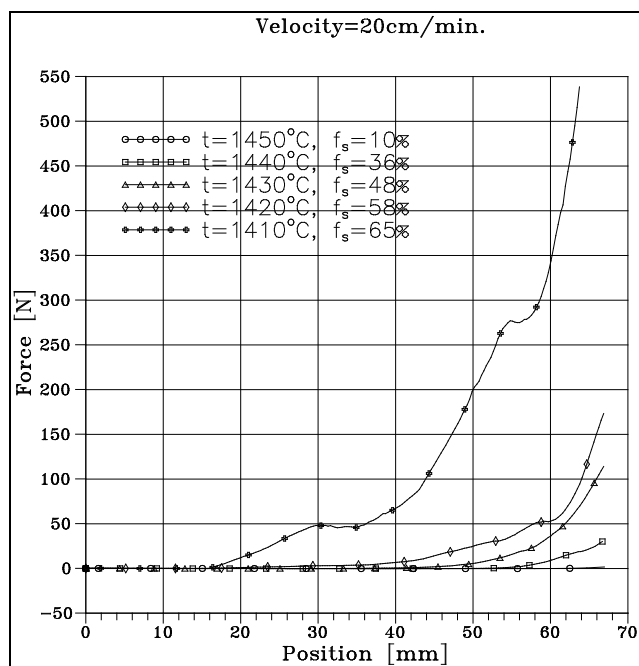
Výsledky měření:

Z uvedených grafů (Obr. 7, Obr. 8 a Obr. 9) je patrné, že odpor oceli proti vtlačení tenkého nástroje roste s klesající teplotou a po překročení určitého podílu tuhé fáze ve vzorku také se vzrůstající rychlostí. Přitom výraznější změny v průběhu sil byly zjištěny při změnách teploty.

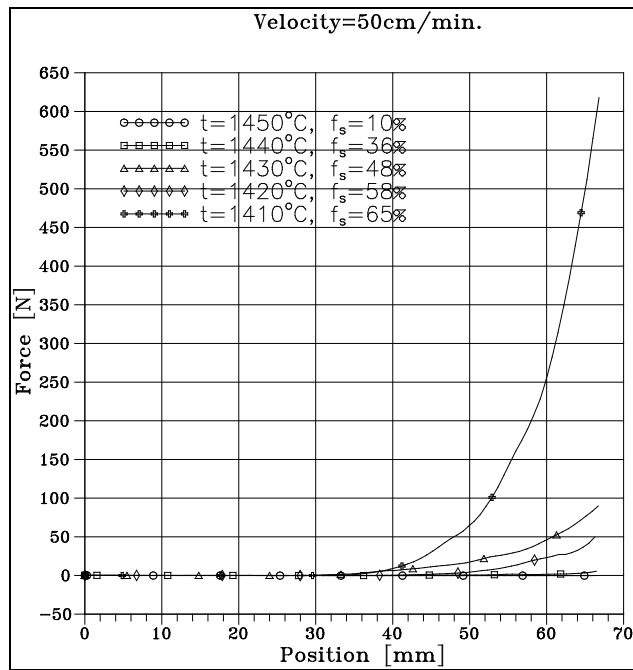
Grafy na Obr. 10, Obr. 11 a Obr. 12 ukazují vliv rychlosti zatěžování na průběh sil na nástroji. Průměr nástroje byl 5 mm. Vliv rychlosti byl sledován pro teploty 1440 °C, 1430 °C, 1420 °C. Na těchto závislostech vidíme, že při obsazích tuhé fáze do 58 % není vliv rychlosti natolik výrazný jako vliv teploty. Graf vybraných závislostí pro tři rychlosti zatěžování je zobrazen na Obr. 13, kde je vynesena závislost síly na čase. Na zmíněném grafu lze také pozorovat odpevnění materiálu po skončení zatěžování. Tento efekt byl také dobře měřitelný u pýchovací zkoušky, která bude popsána dále. Z grafu vyplývá, že síla, na kterou materiál v polotekutém stavu relaxuje, je závislá na teplotě (tedy na poměru pevné a tekuté fáze). Není závislá na historii zatěžování. Tohoto jevu bylo využito při sestavování matematického modelu.



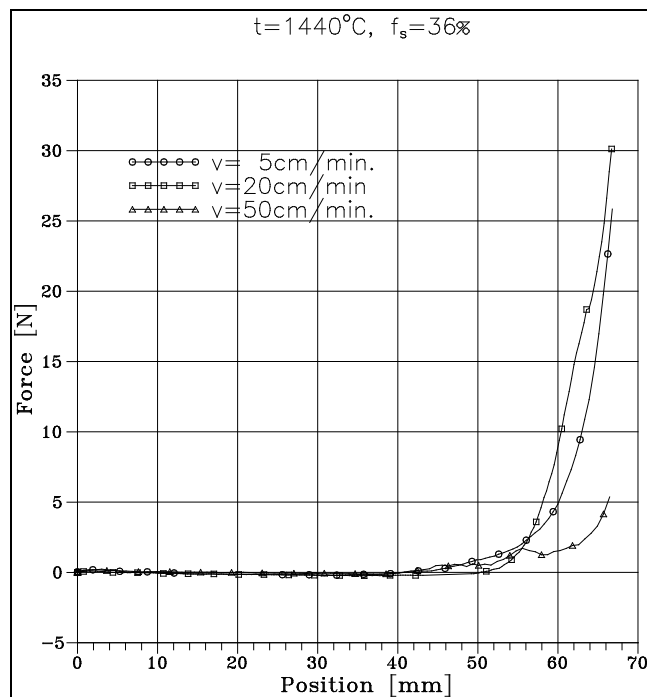
Obr. 7 Vtlačovací zkouška. Graf závislosti sil na poloze nástroje pro různé teploty. Rychlost zatěžování 5 cm/min.



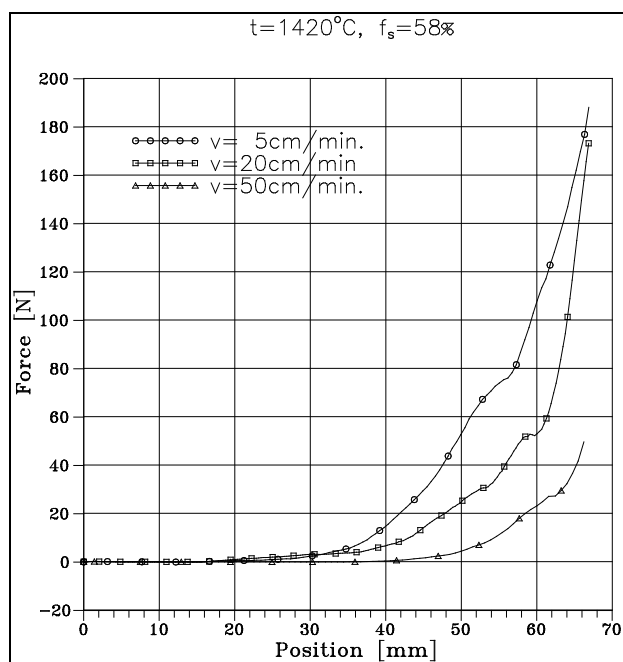
Obr. 8 Vtlačovací zkouška. Graf závislosti sil na poloze nástroje pro různé teploty. Rychlost zatěžování 20 cm/min.



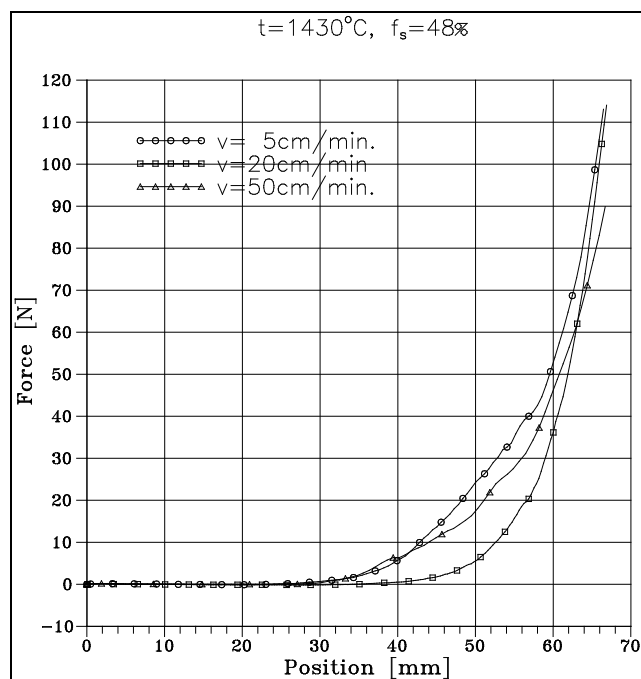
Obr. 9 Vtlačovací zkouška. Graf závislosti sil na poloze nástroje pro různé teploty. Rychlost zatěžování 50 cm/min.



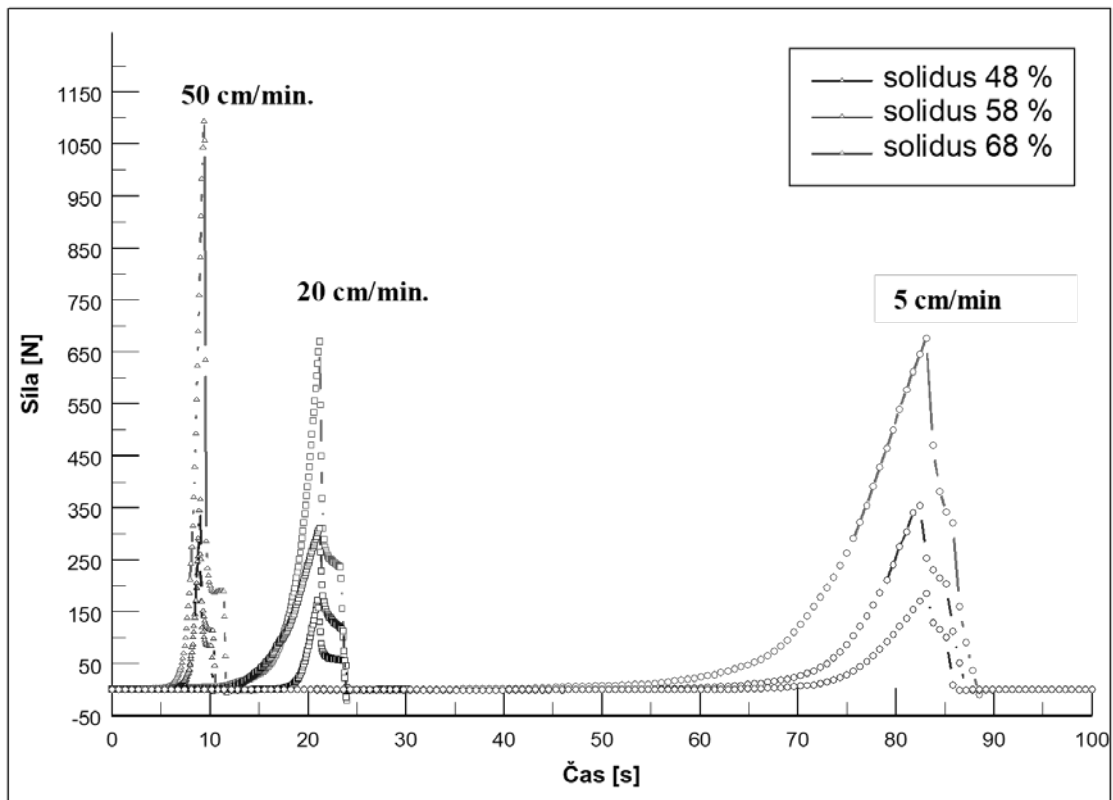
Obr. 10 Vtlačovací zkouška. Graf závislosti sil na poloze nástroje pro různé rychlosti zatěžování (5; 20 a 50 cm/min.) a konstantní teplotu 1440 °C.



Obr. 11 Vtlačovací zkouška. Graf závislosti sil na poloze nástroje pro různé rychlosti zatěžování (5; 20 a 50 cm/min.) a konstantní teplotu 1420 °C.



Obr. 12 Vtlačovací zkouška. Graf závislosti sil na poloze nástroje pro různé rychlosti zatěžování (5; 20 a 50 cm/min.) a konstantní teplotu 1430 °C.



Obr. 13 Vtlačovací zkouška. Závislost síla-čas: průměr nástroje 5 mm, rychlosti zatěžování 5; 20 a 50 cm/min. Teploty 1430°C ~ 48 % solidu, 1420°C ~ 58 % solidu a 1410°C ~ 65 % solidu.

Po zhodnocení všech experimentů bylo možné konstatovat, že charakter průběhu sil u jednotlivých závislostí je totožný pro všechna měření, tedy všechny teploty měření a rychlosti zatěžování. Grafy závislostí síla – poloha můžeme rozdělit na několik charakteristických úseků. V prvním úseku se může projevit zapnutí zatěžovacího stroje a malé kolísání síly při posuvu nástroje k povrchu vzorku. Zde dochází k naměření velice malých sil - asi 0,2 N. Další úsek je charakteristický pozvolným nárůstem síly projevujícím se po kontaktu nástroje s povrchem vzorku. Síla v dalším průběhu testu neustále roste a v posledním úseku je její nárůst velmi prudký. Zde pak síla dosahuje svého maxima.

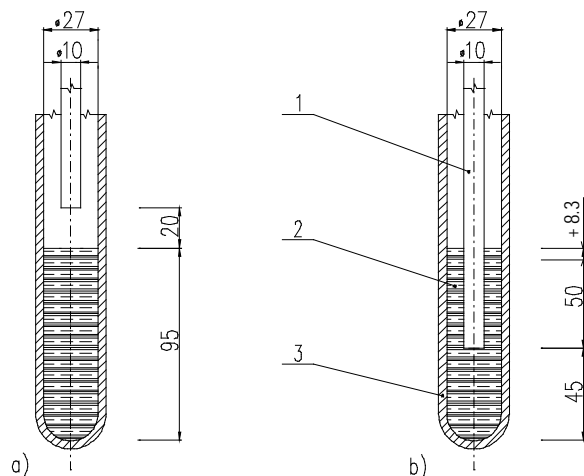
Z literatury je známý efekt dynamického změkčování materiálů v polotekutém stavu [6]. Materiál do jisté úrovně rychlosti deformace dynamicky zpevňuje a po překročení této meze naopak dynamicky změkčuje. Podobné chování materiálu je možné sledovat i na Obr. 10, Obr. 11 a Obr. 12 při teplotách 1420 °C, 1430 °C a 1440 °C. Z grafu je vidět, že síly potřebné na vtlačení nástroje do polotekutého kovu pro rychlosti 5 a 20 cm/min. jsou téměř stejné, zatím co síly při rychlosti zatěžování 50 cm/min. jsou pro teploty 1440 °C, 1430 °C a 1420 °C menší.

1.4.2 Zkouška s charakterem zpětného protlačování

Princip zkoušky byl stejný jako při vtlačování tenkého nástroje. Liší se pouze průměr použitého nástroje, který byl 10,25 mm. Poměr průměru kelímku ($D_0 = 27$ mm) k průměru nástroje byl tedy $D_0/d < 5$. Z toho vyplývá, že se proces přetváření přibližuje svým charakterem zpětnému protlačování. [8] Posuv nástroje byl 50 mm. Délka dráhy nástroje v natavené oceli byla větší o objem

materiálu, který byl vytlačen nástrojem. To v tomto případě činilo 8,3 mm (viz. Obr. 14). V takto uspořádaném testu byly proměřeny závislosti pro dvě rychlosti zatěžování 5 a 50 cm/min. a tři teploty 1450 °C (10 % solidu), 1440 °C (36 % solidu) a 1430 °C (48 % solidu).

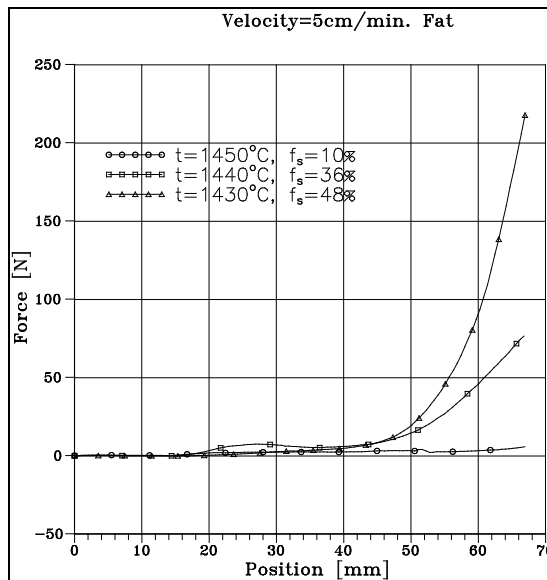
Postup měření při zpětném protlačování byl stejný jako u vtláčovací zkoušky:



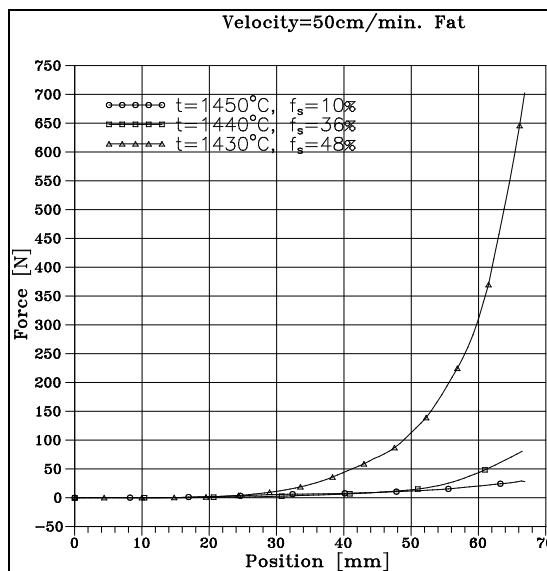
Obr. 14 Zpětné protlačování:

- a) počáteční poloha 1) nástroj
 b) konečná poloha 2) kov
 3) kelímek

Z grafů na Obr. 15 a Obr. 16 je patrné, že charakter závislostí je shodný se závislostmi získanými při vtláčovacím testu. S klesající teplotou můžeme opět pozorovat nárůst síly s tím rozdílem, že při protlačovací zkoušce byly měřeny vyšší síly při nižších hodnotách solidové fáze ve vzorku. Závislosti síla-poloha se také rychleji posouvaly k vyšším hodnotám sil. Maximální dosažené síly byly vyšší. To je způsobeno zvětšením plochy čela nástroje ze zhruba 2 mm² na 20 mm². Pro rychlost 5 cm/min. je nárůst síly působící na nástroj s dvojnásobným průměrem zhruba 100 %. Opět se zde objevuje mezní teplota, resp. mezní poměr tuhé a kapalné fáze, po jehož překročení se začne odpor materiálu se vzrůstající rychlostí výrazně zvyšovat. U vtláčovacích experimentů se překročení této hranice projevilo při teplotě 1410 °C, tj. při 65 % obsahu tuhé fáze ve vzorku. U nástroje s dvojnásobným průměrem simulujícím zpětné protlačování se tato hranice projevila již při teplotě 1430 °C, tj. při 48 % tuhé fáze ve vzorku (viz. Obr. 15 a Obr. 16).



Obr. 15 Zpětné protlačování. Graf závislosti sil na poloze nástroje pro různé teploty. Rychlost zatěžování 5 cm/min.



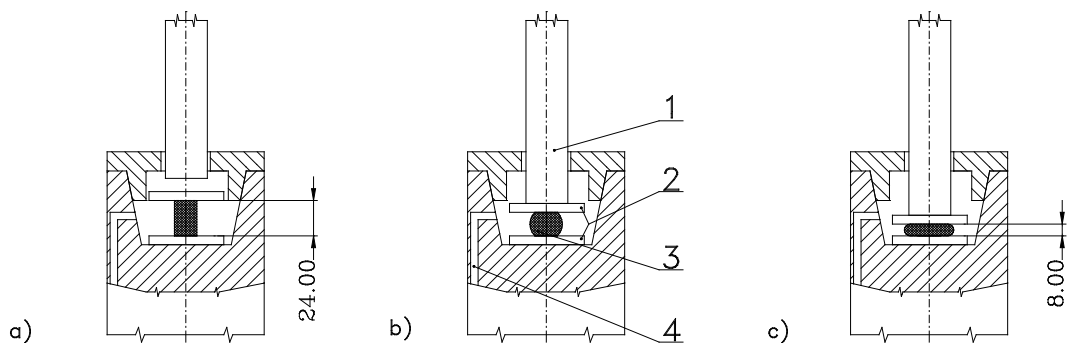
Obr. 16 Zpětné protlačování. Graf závislosti sil na poloze nástroje pro různé teploty. Rychlost zatěžování 50 cm/min.

1.4.3 Pěchovací zkouška

Pěchovací zkouška byla použita v teplotním pásmu, ve kterém byl obsah pevné fáze natolik velký, že nebylo možné použít vlačovací zkoušku nebo zkoušku zpětného protlačování. Nástroje používané při těchto dvou zkouškách nebyly schopny přenášet zatížení vznikající při zatěžování oceli obsahující více jak 50 – 70 % pevné fáze. Tyto dva typy experimentálních zkoušek na sebe navazují v oblasti, kde je zastoupení likvidu a solidu přibližně 50 %.

Omezením použitelnosti pěchovací zkoušky byl kritický obsah kapalná fáze ve vzorku, při kterém se ocelový váleček hroutí vlivem gravitace. U použité uhlíkové oceli bylo možné bez rizika ztráty stability nastavovat teplotu odpovídající 40 % kapalná fáze ve vzorku.

Zkušební vzorkem pro pēchovací zkoušku za vysokých teplot byl ocelov vleĉek. Prmer vleĉku byl 15 mm a jeho výška byla 24 mm. Zkušební vleĉek byl umístěn na korundov destiĉce s broušenm povrchem. Masivn podpěra pod vzorkem byla vyroben ze Źarobetonu. Ochrann atmosféra byla přiváděna vedenm v Źarobetonovm válci přímo ke vzorku oceli. Nástroj byl vyroben také ze Źarobetonu a zatežoval zkušební vleĉek přes druhou korundovou destiĉku (Obr. 17 a Obr. 18).



Obr. 17 Pēchovací zkouška:

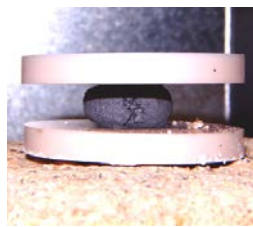
- | | | |
|-----------------------------|--|---------------------------|
| a) vychoz poloha nástroje | ($T = \text{konst.}; v = 0$) | 1) Źarobetonov nástroj |
| b) pēchování zk. vleĉku | ($T = \text{konst.}; v = \text{konst.}$) | 2) keramick destiĉky |
| c) koneĉn poloha nástroje | ($T = \text{konst.}; v = 0$) | 3) zkušební vleĉek |
| | | 4) přívod inertního plynu |

Postup meření při pēchovací zkoušce:

- zkušební vleĉek byl umístěn do pece a v inertní atmosfére ohřát na požadovanou teplotu (Obr. 17a),
- byla nastavení rychlost pohybu nástroje a byl spuštěn posuv,
- zkušební vleĉek byl pēchovn zvolenou rychlostí a byly snímány údaje o okamžit poloze nástroje a okamžit síle působící na nástroj,
- vzorek byl zdeformován na 1/3 pvodn délky a po vypnut posuvu nástroje bylo měřeno odpevnění zkušební vleĉku (Obr. 17b),
- pohyb byl reverzovn a nástroj přesunut do vychoz polohy,
- meření bylo opakováno pro jinou pēchovací rychlost nebo jinou teplotu.

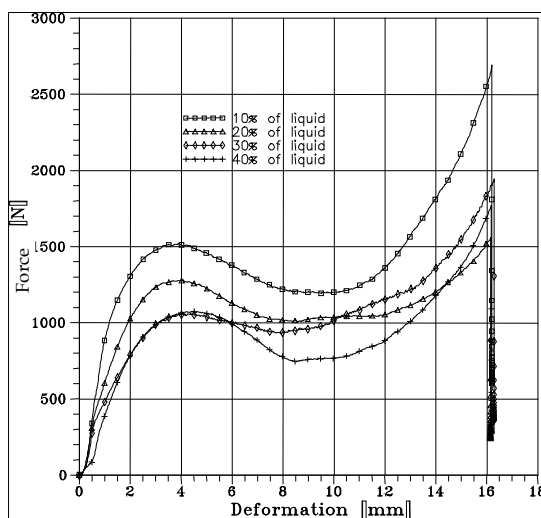


a) Zkušební vzorek mezi korundovými disky.

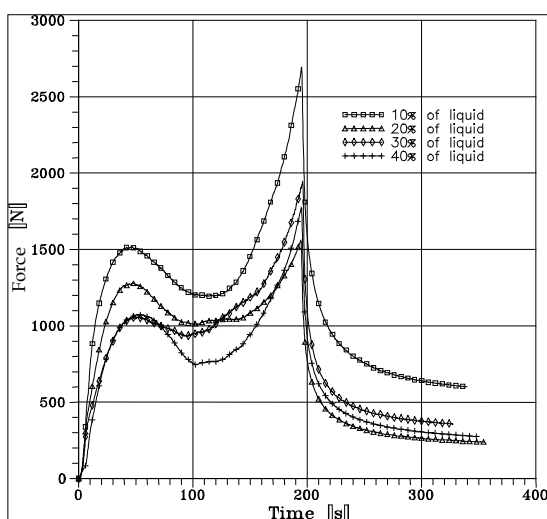


b) Zkušební vzorek po pēchovací zkoušce
T=1405 °C

Obr. 18 Foto zkušební vleĉku.



Obr. 19 Graf závislosti pýchovacích sil na poloze nástroje pro různé teploty. Rychlost zatěžování 0,5 cm/min.



Obr. 20 Graf závislosti pýchovacích sil na čase zatěžování pro různé teploty. Rychlost zatěžování 0,5 cm/min.

Výsledky měření:

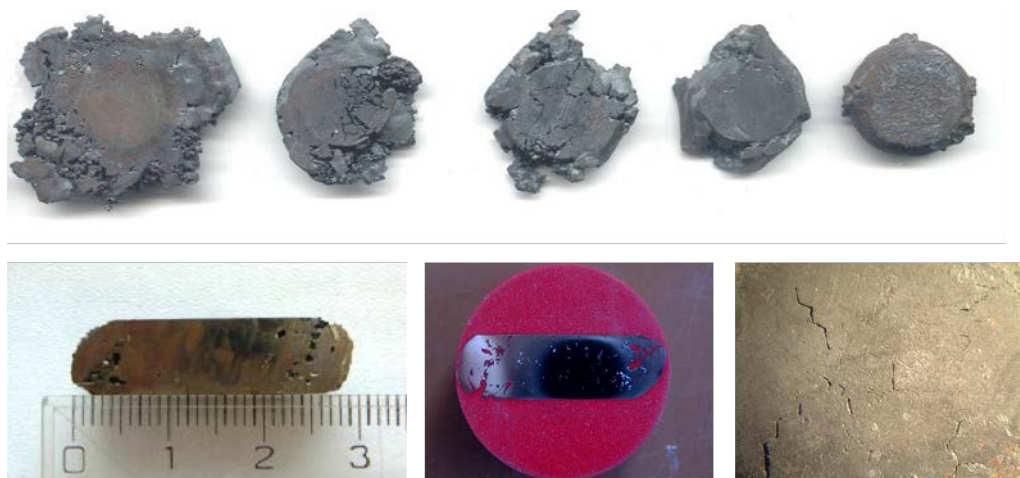
Popsaným způsobem byly provedeny dvě série experimentů. První série experimentů byla zaměřena na objasnění vlivu teploty na pýchovací sílu. Byly provedeny pýchovací testy za různých teplotních podmínek, 1369 °C (10 % likvidu), 1388 °C (20 % likvidu), 1405 °C (30 % likvidu) a 1418 °C (40 % likvidu). Rychlost pýchování byla pro všechna měření v této sérii konstantní a to 0,5 cm/min, viz Tab. 5. Na Obr. 19 je vynesena závislost pýchovací síly na poloze nástroje. Křivku můžeme rozdělit do několika charakteristických úseků. V první fázi, tedy hned po kontaktu nástroje s ocelovým válečkem, síla rychle narůstá. Poté se rychlost růstu snižuje a postupně se dostáváme do druhé oblasti, ve které síla i přes pokračující deformaci klesá. Tento výrazný pokles síly se projevuje při všech teplotách měření. Je to charakteristický jev, který je způsoben vznikem a šířením trhlin v zatěžovaném materiálu. To potvrzuje i tvar vzorku po zkoušce, kdy hlavně při vysokých teplotách experimentu je porušení vzorku dobře patrné, viz Obr. 21. Podle teorie křehkého lomu za vysokých

teplot dochází při teplotách blízkých teplotě tavení ke křehkému mezikrystalickému lomu. K tomu dochází překročením kohezivní pevnosti hranic zrn. Čím je rychlost deformace větší, tím je nižší teplota, při níž dochází ke křehkému porušení [9]. V našem případě by po vytlačení kapalné fáze ze vzorku mohlo dojít ke kontaktu tuhých částí, a dále k jejich vzájemné deformaci a k porušování po hranicích zrn.

Dalším zajímavým efektem je odpevnění materiálu projevující se bezprostředně po ukončení zatěžování, kdy síla velmi rychle klesá z maximální hodnoty na přibližně pětinu. Tento jev je patrný na Obr. 20. Zde je vynesena závislost pýchovací síly na čase. Využití tohoto efektu v praxi by mohlo vést ke značnému snížení deformační energie ve srovnání se stávajícími postupy tváření.

Tab. 5 Tabulka experimentálních teplot a rychlostí zatěžování použitých u první série pýchovacích experimentů zaměřených na zjištění vlivu teploty.

Teplota [°C]	Obsah likvidu [%]	Rychlost zatěžování [cm/min.]
1460 °C	Likvidus	0,5
1418 °C	40 %	
1405 °C	30 %	
1388 °C	20 %	
1369 °C	10 %	
1340 °C	Solidus	



Obr. 21 Válcové vzorky pýchované za různých teplot mezi likvidem a solidem. Původní rozměry vzorku: $\varnothing D = 15 \text{ mm}$, výška $H = 24 \text{ mm}$.

Nahoře: značné porušení vzorků (se zvětšující se teplotou je míra porušení větší)

Dole - vlevo: řez vzorku s velkým množstvím kavit.

Dole - uprostřed: metalografický vzorek.

Dole - vpravo: povrch vzorku, který byl v kontaktu s žáruvzdornou keramikou (stereomikroskop 20x).

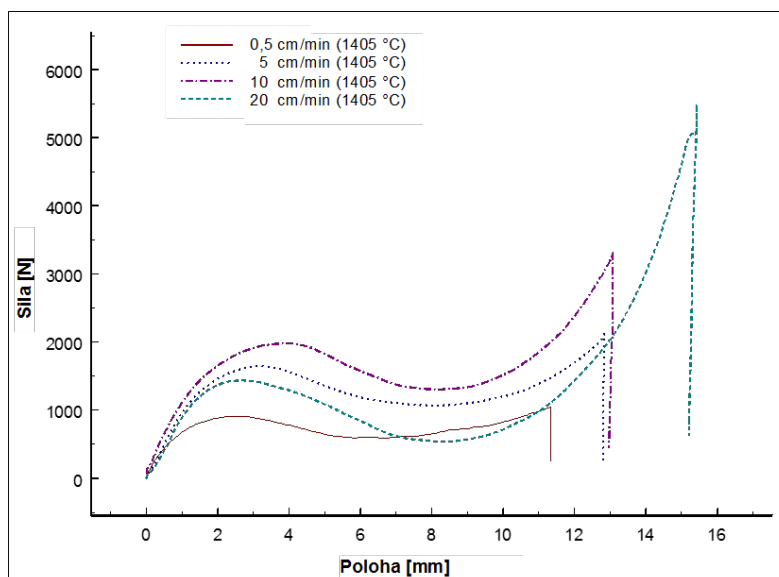
Druhá série pýchovacích experimentů byla zaměřená na objasnění vlivu rychlosti zatěžování. Průměr experimentálního válečku pro tuto sérii byl 12 mm a jeho výška 19,2 mm. Byla provedena měření pro čtyři různé rychlosti pýchování (0,5; 5; 10 a 20 cm/min.). Teplota všech experimentů byla konstantní a to 1405 °C, což odpovídá 30 % likvidu ve vzorku Tab. 6. Se změnou rychlosti se

měníla síla potřebná na pēchování válečku. Do rychlosti 10 cm/min. se závislosti sil na poloze posouvaly k vyšším hodnotám. Oproti očekávání při rychlosti 20 cm/min. nebyly síly potřebné k pēchování válečku nejvyšší. Naopak ve střední části zatěžovací křivky dosáhly nejnižších hodnot Obr. 22. Podobný efekt je v literatuře pojednávající o deformačním chování ocelí za vysokých teplot (1300 °C) popsán jako dynamické odpevnění. Podle [9] se toto odpevnění při velmi vysokých teplotách může projevat i při relativně nízké rychlosti deformace.

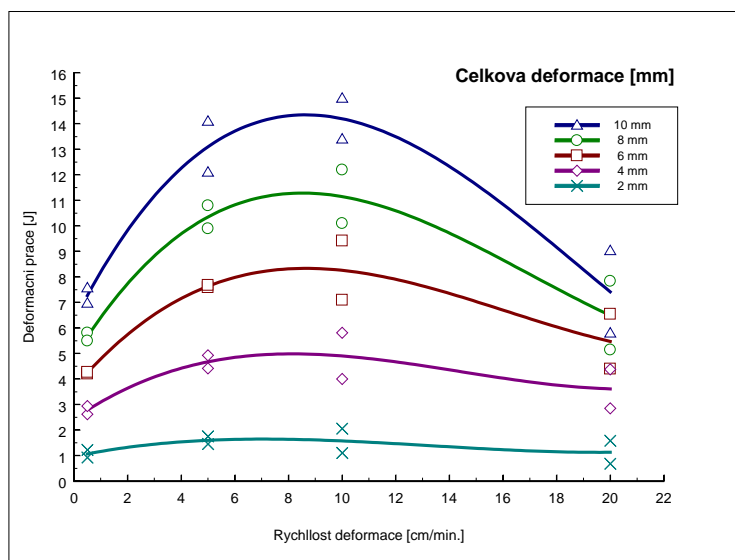
Tab. 6 Tabulka experimentálních teplot a rychlostí zatěžování použitých u druhé série pēchovacích experimentů zaměřených na vliv rychlosti.

Teplota [°C]	Obsah likvidu [%]	Rychlost zatěžování [cm/min.]
1460 °C	Likvikus	
1405 °C	30 %	0,5
		5,0
		10,0
		20,0
1340 °C	Solidus	

Vhodnou charakteristikou pro posouzení vlivu rychlosti zatěžování na pētvárné odpory je deformační práce, určená jako integrál zátěžné síly na určité dráze. V tomto případě byly zvoleny hodnoty 2, 4, 6, 8, 10 mm deformace zkušebního válečku. Vypočtené hodnoty deformační práce jsou vyneseny na Obr. 23. Deformační práce vzrůstá se zvyšující se rychlostí zatěžování oceli až po určitou hranici. Za touto hranicí deformační práce klesá a při rychlosti 20 cm/min. jsou hodnoty srovnatelné s rychlostí 0,5 cm/min. Tohoto výrazného efektu dynamického odpevnění lze využít v aplikacích tváření kovů za vysokých teplot



Obr. 22 Závislost zatěžovací síly na poloze nástroje během pēchovacího testu. Konstantní teplota 1405 °C, rychlost zatěžování 0,5; 5; 10; a 20 cm/min.

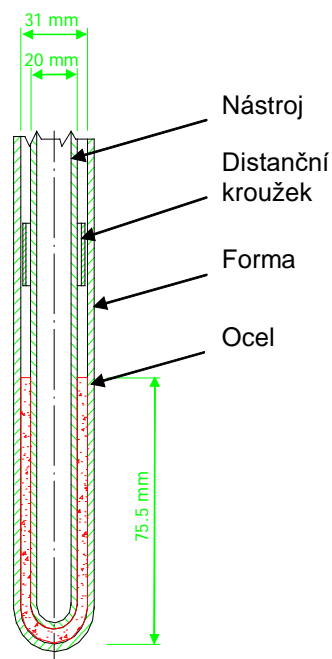


Obr. 23 Deformační práce v závislosti na rychlosti deformace pro různé hodnoty celkové deformace.

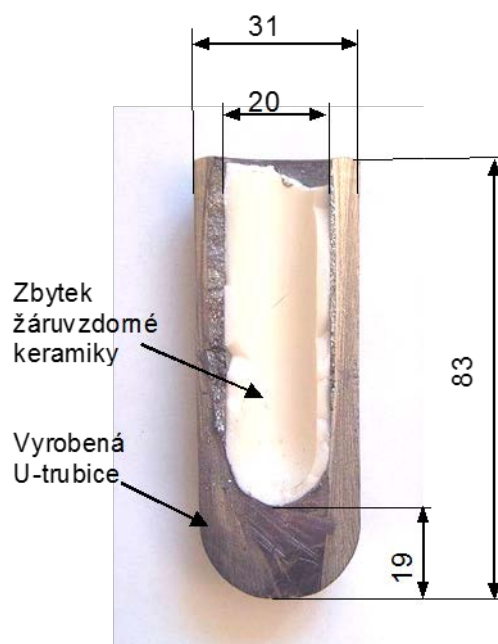
1.4.4 Výroba tenkostěnné U-trubice metodou zpětného protlačování

Po zvládnutí základních testů používaných při studiu chování oceli v polotekutém stavu (vtlačovacího testu a pěchovacího testu) byl realizován experiment zaměřený na získání jednoduchého tvarového vzorku metodou zpětného protlačování oceli v polotekutém stavu. Metoda zpětného protlačování byla vybrána ve snaze vytvořit všestranný tlak ve zkoušeném materiálu a tím předejít vzniku trhlin a zabránit porušování vzorku, ke kterému docházelo při pěchovacích zkouškách.

Geometrie vzorku je patrná z Obr. 24. Vnitřní průměr keramického kelímku tvořícího vnější povrch ocelové U-trubice byl 31 mm. Do této formy byl při různých podílech pevné a kapalné fáze ve vsázce vtlačován nástroj s půlkulatým čelem. Průměr nástroje byl 20 mm. Souosost obou dílů zaručoval distanční kroužek připevněný na nástroji. Maximální síly, které byla při teplotách mezi 1420°C - 1450°C žáruvzdorná keramika schopna přenést, se pohybovaly okolo 3500 - 4000N.



Obr. 24 Schéma geometrie U-trubice.



Obr. 25 Řez U-trubicí. Teplota 1440 °C (36% solidu), rychlost 0,5 cm/min



Obr. 26 Řez U-trubicí. Teplota 1420 °C (58% solidu), rychlost 0,5 cm/min.

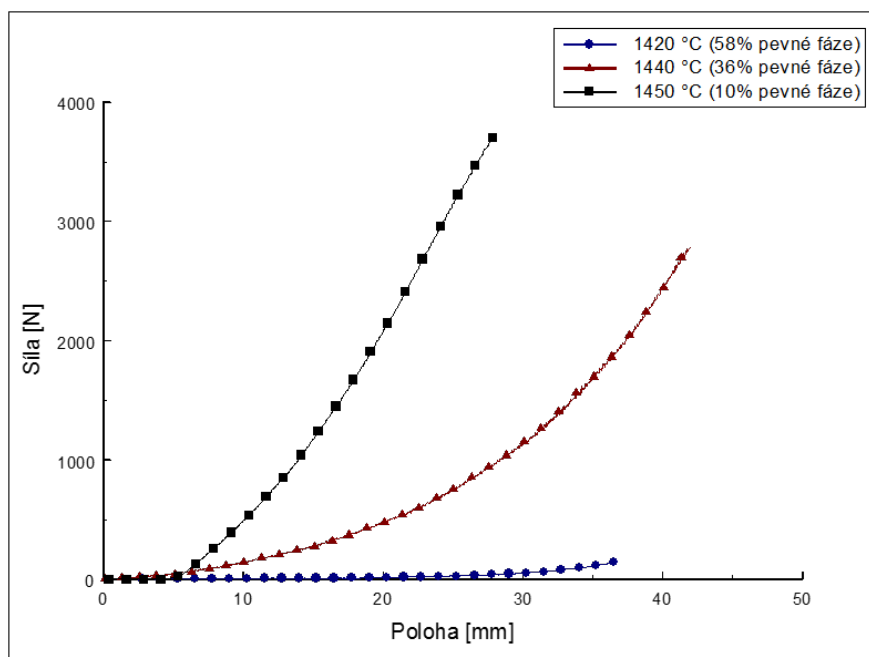
Použitým materiálem byla opět nástrojová uhlíková ocel. Ohřev byl prováděn v inertní atmosféře vytvořené přetlakem dusíku. První ohřev byl prováděn na teplotu 1 500 °C. Potom následovalo postupné snižování teploty na teplotu měření. Po 30 minutové homogenizaci bylo možné začít se zpětným protlačováním a měřením sil působících na nástroj. Rychlost posuvu nástroje byla u všech experimentů 0,5 cm/min. Byl použit siloměr značky Hottinger a poloha byla snímána pomocí opto-elektronického čidla.

První měření sil vznikajících při protlačování bylo provedeno při teplotě 1465 °C tedy 5 °C nad teplotou likvidu. Tím se ověřilo úplné roztavení vsazky a byla zkontrolována poloha nástroje vůči kelímku. Poté následovalo přetavení oceli (1 500 °C) a snižování teploty na hodnotu, při které vznikl

ve vzorku částečný podíl pevné fáze. Tímto postupem byly vyrobeny tři U-trubice. Jejich tváření probíhalo při rozdílných teplotách. V prvním případě při teplotě 1450 °C (10 % solidu), ve druhém při teplotě 1440 °C (36 % solidu) a ve třetím při teplotě 1420 °C (58 % solidu).

Uvedené závislosti jsou znázorněny na Obr. 27. Pro teplotu 1450 °C (10 % solidu) byly naměřeny jen velmi nízké síly, okolo 150 N. Naproti tomu při teplotě 1420 °C (58 % solidu) došlo k tak rychlému růstu, že byl záhy překročen pevnostní limit žáruvzdorné keramiky (okolo 3 500 N). Proto byl posuv nástroje zastaven vždy, když hrozilo porušení nástroje. Důsledkem byly rozdílné hloubky vyráběných U-trubic.

U dvou experimentů při teplotách 1440 °C a 1420 °C známe konečnou geometrii výrobků, viz. Obr. 25 a Obr. 26. Z řezů je patrné, že materiál jak ve spodní části U-trubice, tak i horní přetvořené části je homogenní. V horní části na rozhraní se žáruvzdornou keramikou vidíme místa s dendritickou strukturou. Tyto oblasti vznikly při ochlazování výrobku z tekuté fáze kovu.



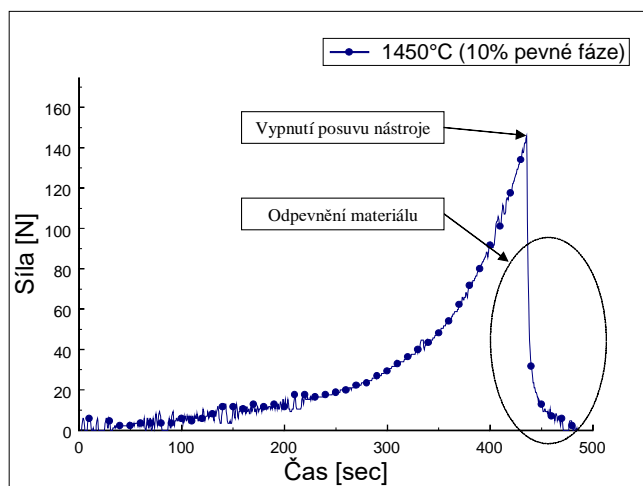
Obr. 27 Zpětné protlačování U-trubice, závislost síla-poloha. Rychlost posuvu nástroje 0,5 cm/min .

Popis výsledků

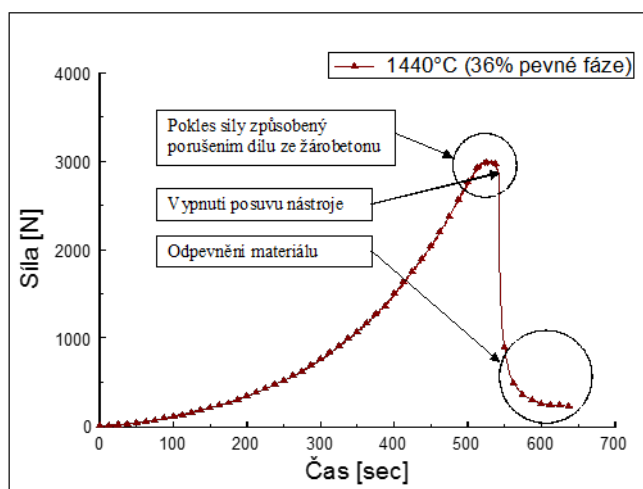
Na Obr. 27 jsou vyneseny tři křivky sil působících na nástroj v závislosti na jeho poloze pro tři různé teploty. Rychlost pohybu nástroje byla pro všechny závislosti stejná a v průběhu měření konstantní. V počátečním úseku zatěžování je síla téměř nulová. V tomto úseku se nástroj přibližuje k povrchu nataveného kovu. Výchozí poloha nástroje byla přibližně 5 mm nad vzorkem oceli. Po kontaktu nástroje se vzorkem začne odpor oceli postupně vzrůstat. Čím je dráha nástroje v oceli delší, tím je přetvoření materiálu větší. Také se zvětšuje plocha kontaktu oceli se žáruvzdornou keramikou. Při nejvyšší teplotě 1450 °C (10 % solidu) je nárůst síly pozvolný a není příliš patrný moment kontaktu nástroje s ocelí. Síla výrazněji vzrůstá až v konečné poloze. Na Obr. 28 je vynesena časová závislost tohoto děje. Je zde zaznamenáno odpevnění oceli, ke kterému dochází ihned po zastavení posuvu nástroje. Ocel obsahuje pouze 10 % likvidu, proto při odpevnění síla klesá na velmi nízkou hodnotu. Na Obr. 29 je vynesena závislost síla - čas pro vzorek obsahující 36 %

pevné fáze. Statická síla po odpevnění byla kolem 220 – 230 N. Je zde vidět patrný nárůst statické síly oproti experimentu s 10 % obsahem pevné fáze. Nárůst sil byl značný nejen v úseku relaxace oceli, ale i po celou dobu zatěžování. V konečné poloze nástroje těsně před dosažením maximálních sil došlo k částečnému porušení žárobetonového podstavce. To se projevilo poklesem síly před zastavením posuvu nástroje (Obr. 29).

Při teplotě 1420 °C (58 % solidu) síla vzrůstá okamžitě po kontaktu nástroje s hladinou kovu (Obr. 27). Při této teplotě byl velmi rychle dosažen pevnostní limit žáruvzdorné keramiky. Proto nebylo možné provést zpětné protlačování do větší hloubky než 24 mm. Z těchto závislostí je vidět jak významně rychlost růstu sil závisí na teplotě měření.



Obr. 28 Zpětné protlačování U-trubice. Závislost síla-čas. Teplota 1450°C, rychlost posuvu nástroje 0,5 cm/min.



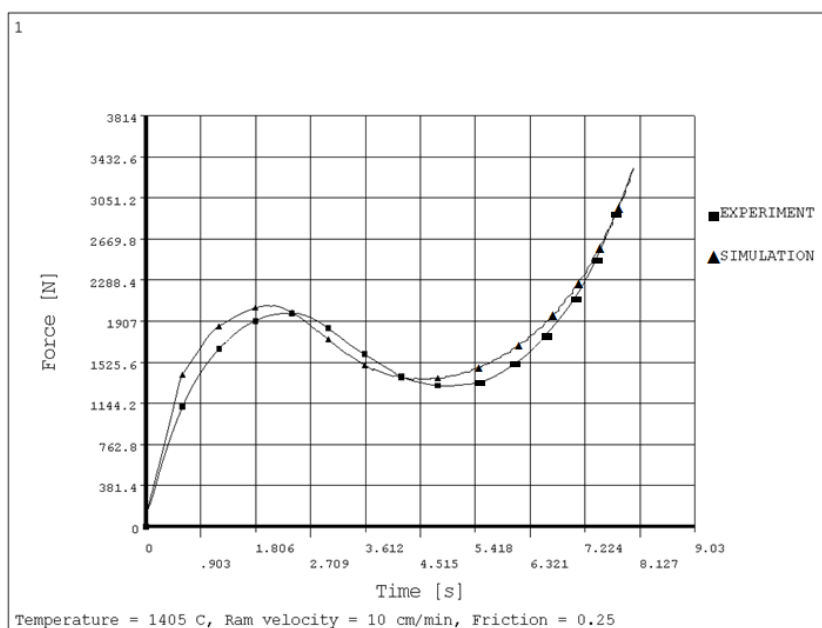
Obr. 29 Zpětné protlačování U-trubice. Závislost síla-čas. Teplota 1440°C, rychlost posuvu nástroje 0,5 cm/min.

1.5 ZEVŠEOBECNĚNÍ VÝSLEDKŮ

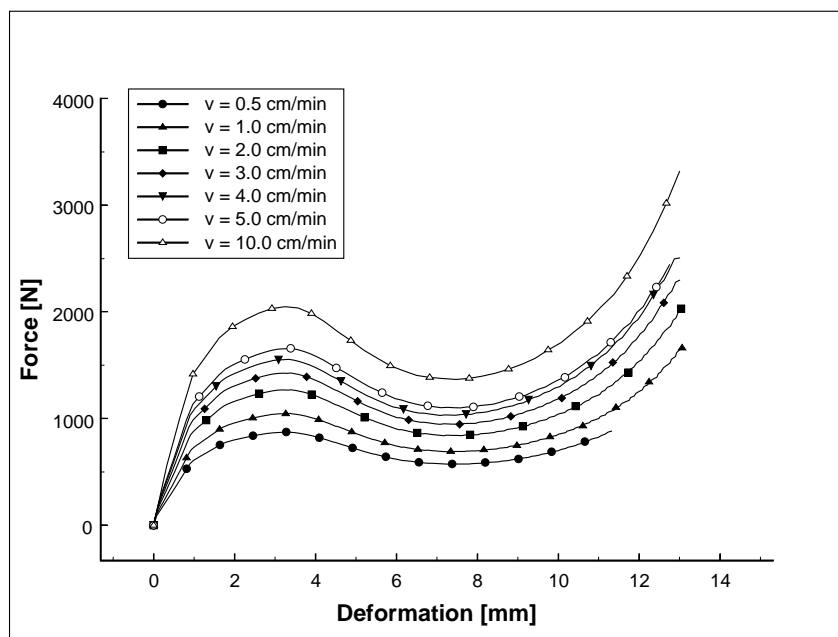
V předchozích kapitolách byla popsána cesta od návrhu metodiky experimentů, volby materiálu, přípravy experimentálního zařízení, provedení experimentů po rozbor výsledků. Získaná experimentální data byla využita pro nalezení matematického modelu chování oceli v polotekutém stavu. Tyto práce probíhaly ve spolupráci s Ústavem mechaniky těles FSI VUT v Brně a některá data byla vyhodnocována s polskou Univerzitou hornictví a hutnictví v Krakově. (AGH, University of Science and Technology, Department of Computer Methods in Metalurgy). Na těchto pracích se podílel autor habilitační práce jako spoluautor. Z tohoto důvodu není celý proces identifikace neznámých materiálových parametrů uváděn jako součást habilitační práce a čtenáře je zde možné odkázat na publikace autora habilitační práce viz Kapitola 6 - Autorovy publikace související s habilitační prací, Materiálové vlastnosti oceli v polotekutém stavu.

Jako ukázka je v této práci uveden výsledek srovnání naměřených dat s numerickou simulací experimentu, kdy byl použitý viskoplastický materiálový model s konstantami získanými identifikačními metodami z experimentálních dat. Na Obr. 30 je vidět změřený a vypočtený průběh síly při pýchovacím testu s rychlostí posuvu čelistí 100 mm/min pro ocelový váleček o teplotě 1405 °C, což odpovídá 70 % tuhé fáze ve vzorku. Matematická simulace pýchovací zkoušky uhlíkové nástrojové oceli ukazuje typickou křivku vznikající při zatěžování materiálu v polotekutém stavu. Její průběh charakterizuje počáteční rychlé dosažení maxima zatěžovací síly, po kterém následuje pokles a materiál v polotekutém stavu relaxuje. Relaxace je patrná ve střední části zatěžovací křivky.

Další obrázek (Obr. 31) ukazuje chování modelu při výpočtu zatěžování ocelového polotekutého válečku (70% tuhé fáze) při různých rychlostech deformace.



Obr. 30 Porovnání výsledných naměřených a vypočítaných sil $F(t)$ při pýchovací zkoušce. Rychlost zatěžování 10 cm/min.



Obr. 31 Výsledky sil $F(d)$ pro zatěžovací rychlosti 0,5; 1; 2; 3; 4; 5 a 10 cm/min při konstantní teplotě oceli 1405°C.

1.6 ZÁVĚR

- Bylo zkonstruováno speciální experimentální zařízení umožňující ohřev a zatěžování materiálů v polotekutém stavu. Zařízení umožnilo přesnou a rychlou regulaci teploty nezbytnou pro tento druh experimentů. Podařilo se vyřešit problémy s oxidací zkoumaného materiálu a s volbou vhodné žáruvzdorné keramiky sloužící k zatěžování vzorků.
- Pro uhlíkovou nástrojovou ocel byly pomocí výpočtu a termické analýzy stanoveny přesné teploty likvidu a solidu. Dále byly pro jednotlivé teploty mezi likvidem a solidem určeny obsahy tuhé a kapalné fáze v oceli, což umožnilo plánování dalších měření a následné matematické modelování celého procesu tváření.
- Bylo navrženo a realizováno několik rozdílných typů zkoušek polotekutého kovu. Kombinací těchto zkoušek bylo možné měřit mechanické vlastnosti oceli v celém teplotním intervalu likvidus-solidus. U jednotlivých typů testů bylo realizováno několik sérií měření. Některé byly zaměřeny na objasnění vlivu změn teplot na odpory oceli v polotekutém stavu. Jiné sledovaly vliv změny zatěžovacích rychlostí na průběhy zatěžovacích sil.
- Pěchovací testy prokázaly, že průběhy změřených závislostí sil na poloze nástroje se velmi dobře shodují s výsledky publikovanými v odborné literatuře. Charakter závislostí síla-položka změřených v pokusech pro uhlíkovou ocel se shodují s již publikovanými zatěžovacími křivkami jiných nízkotavitelných kovů a slitin. Také v případě oceli byl při pěchování nalezen charakteristický průběh zpevnění – odpevnění - zpevnění. Dalším zajímavým jevem pozorovaným a popsáným v práci bylo odpevnění materiálu. Projevilo se především při

pěchovacích zkouškách bezprostředně po ukončení zatěžování, kdy síla velmi rychle klesala z maximální hodnoty zhruba na pětinu. Využití tohoto efektu v praxi by mohlo vést ke značnému snížení deformační energie ve srovnání se stávajícími postupy. Rovněž efekt dynamického odpevňování pozorovatelný při měření s vysokými rychlostmi pěchování by mohl v nových technologiích tváření nalézt praktické uplatnění.

- Po úspěšném zvládnutí základních testů (vtlačovací a pěchovací test) byl realizován experiment s cílem zhotovit výrobek jednoduchého tvaru. Metodou zpětného protlačování byla vyrobena tenkostěnná U-trubice. Při její výrobě bylo využito předchozích zkušeností se zatěžováním oceli v polotekutém stavu. To umožnilo nastavit takové parametry tváření (teplotu a rychlost), při kterých byla ocel přetvořena do požadovaného tvaru. I při nízkých tvářecích tlacích bylo dosaženo velké přetvoření oceli a byla dosažena dobrá kvalita výrobku.
- Matematické modelování bylo provedeno v programových systémech ANSYS a LS-DYNA. Zvládnutí postupu numerické simulace pěchovací zkoušky je prvním důležitým krokem pro vytvoření dalších modelů popisujících chování oceli v celém teplotním pásmu polotekutého kovu. Předchozí zkušenosti a řešerše prováděné v odborné literatuře naznačují, že nebude možné popsat toto teplotní pásmo jedním matematickým modelem. Bude pravděpodobně nutné vytvořit několik modelů pro různé podmínky zatěžování a ověřit jejich platnost pomocí realizovaných experimentů. Následná simulace chování oceli v celém teplotním pásmu polotekutého kovu bude pravděpodobně využívat kombinace všech těchto modelů.

Přínosem je především získání experimentálně potvrzených údajů popisujících deformační vlastnosti oceli tvářené v polotekutém stavu. Zpracování kovů mezi solidem a likvidem, zejména v případě ocelí a jiných slitin s vysokou teplotou tavení, značně vybočuje z běžných poznatků nauky o materiálu, tváření, slévárství a ostatních příbuzných oborů. I přes nedostatek základních dat z této oblasti a vysoké náklady spojené s jejich experimentálním získáváním je však velmi pravděpodobné, že zmíněná technologie bude v blízké budoucnosti prakticky využívána. Její rozvoj urychlí vývoj nových materiálů odolávajících mechanickému zatížení za velmi vysokých teplot. Příkladem těchto materiálů jsou některé druhy konstrukční keramiky. Ta může být využita pro výrobu forem a tvářecích nástrojů. Pro dimenzování forem a nástrojů se znalost materiálových charakteristik ocelí za teplot mezi solidem a likvidem stane nepostradatelná.

Získané výsledky mohou být použity při technologiích válcování, odlévání, a kontinuálního lití. Umožní modelování procesu tváření ocelových součástí při vysokých teplotách. Pro numerické modely procesu tuhnutí při současné deformaci je nutná znalost tepelně-deformačních charakteristik daného materiálu. Získané experimentální výsledky umožnily tvorbu a další vývoj matematického modelu popisujícího tváření oceli v polotekutém stavu. Byly tak vytvořeny podklady pro tvorbu realistických výpočtových modelů. Pomocí nich bude možné optimalizovat proces tváření ocelí v polotekutém stavu ještě před jeho zahájením.

2 CHLAZENÍ PRACOVNÍCH VÁLCŮ VÁLCOVACÍCH STOLIC

S rostoucími požadavky na kvalitu válcovaného materiálu rostou i požadavky na kvalitu chlazení pracovních válců válcovacích stolic. Vhodně navržený systém chlazení musí zabezpečit dostatečně intenzivní odvod tepla z pracovních válců po ohřátí v kontaktu s provalkem. Teplota válců má podstatný vliv na kvalitu jejich povrchu a tedy i na celkovou životnost. Rozměrová přesnost provalku je ovlivněna také teplotní balicitou válců. Ta se projevuje především při válcování úzkého sortimentu na širokých válcích. V místě kontaktu provalku s válcem dochází k většímu oteplení válce, nárůstu průměrné teploty a vlivem teplotní dilatace i k lokálnímu zvětšení průměru válce. Na většině válcovacích tratí je balicita kompenzována předohybem pracovních válců. Tato metoda způsobuje vysoké zatížení ložiskových těles a stojanů. Proto je výhodné kombinovat předohyb válců s vhodným režimem chlazení – tzv. zónovým chlazením. Po šířce válce je navrženo několik samostatně řízených chladicích sekcí. Intenzita chlazení je řízena tak, aby byl zajištěn požadovaný teplotní profil po šířce válce. Tak lze dosáhnout i kontrolované teplotní balicity v jednotlivých úsecích.

Na chlazení pracovních válců se v současné době již téměř výhradně používají vodní trysky. Výrobce trysek zpravidla udává následující parametry:

- Typové označení trysky
- Úhly rozstříku (případně také změnu úhlu rozstříku v závislosti na tlaku)
- Ekvivalentní průměr otvoru trysky
- Průtokovou charakteristiku trysky
- Hustotu rozložení vody po šířce paprsku

Na základě těchto údajů však není možné spolehlivě stanovit chladicí účinky. V literatuře lze nalézt vztahy, kdy intenzita přenosu tepla (většinou specifikovaná součinitelem přestupu tepla) je vypočtena z rozložení hustoty dopadající vody. Hlavní nevýhodou těchto vztahů je skutečnost, že nemohou respektovat závislost součinitele přestupu tepla na teplotě chlazeného povrchu. Další nevýhodou je těžko definovatelná oblast překrývání jednotlivých trysek a nemožnost spolehlivě popsat vzájemné ovlivnění trysek.

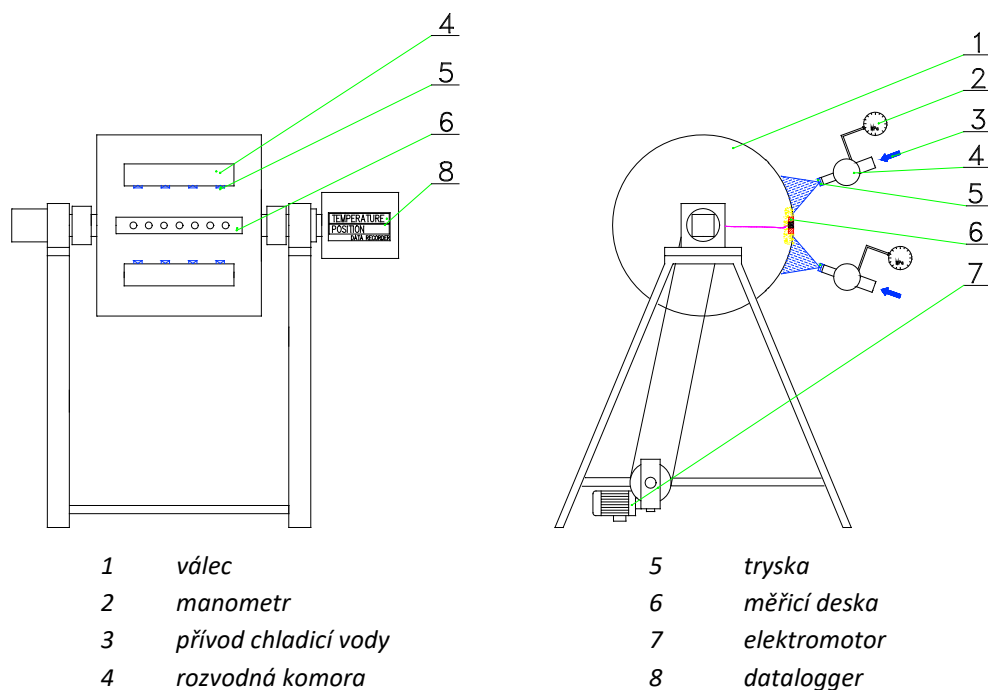
Výběr trysek pro chladicí systém by měl být takový, aby požadovaných, regulovatelných chladicích účinků bylo dosaženo při minimální spotřebě chladicí vody. Toho lze dosáhnout pouze při detailní znalosti chladicích charakteristik. Spolehlivou cestou je v tomto případě experimentálně podložený výzkum.

Většina realizovaných výzkumných projektů je řešena na základě experimentálně získaných podkladů. Snahou vždy bylo vytvořit podmínky experimentu takové, aby se co nejvíce blížily podmínkám v reálném provozu. Z tohoto požadavku vznikla potřeba vyvinout celou řadu experimentálních standů vhodných pro simulaci sledovaných dějů.

2.1 EXPERIMENTÁLNÍ ZAŘÍZENÍ

Rotační stand byl navržen pro studium chladicích účinků trysek na válcovém rotujícím povrchu. Výsledky, získané na tomto experimentálním zařízení, jsou aplikovatelné především na pracovní

válce válcovacích stolic na ploché provalky. Rozměry a výkonové parametry byly voleny tak, aby se uvedenému požadavku co nejvíce přiblížily. Schéma tohoto standu je na Obr. 32.



Obr. 32 Rotační experimentální zařízení

Ve stojanu je na ložiscích usazena dutá hřídel. Na ní jsou nasazena dvě pevná čela. Plášť válce je vytvořen z plechu. Průměr je 650 mm, šířka 600 mm. Část obvodu je vyjímatelná a do tohoto segmentu lze vsadit měřicí element osazený čidly. Nejčastěji se používá deska tloušťky 20 mm s termočlávkovými čidly. Signály z čidel jsou vyvedeny dutou hřídelí z prostoru válce vně ložisek, kde je uložen datalogger. Ten se otáčí společně s válcem. Pohon je zabezpečen elektromotorem s převodovkou a klínovým řemenem. Elektromotor je napájen frekvenčním měničem. To umožňuje plynulou změnu otáček v rozsahu od 0 do 13 ot/s.

Chladicí sekci lze libovolně rozmístit po obvodu válce v jedné nebo více řadách. Rozvodné komory jsou napájeny z čerpadla přes regulační ventily. Teplotu vody lze zvýšit na požadovanou hodnotu pomocí ohřívacího tělesa.

V našem případě je povrch chlazen z počáteční teploty na konečnou teplotu. Běžný postup je takový, že vzorek je ohřát na požadovanou počáteční teplotu a je dosaženo známého, nejlépe homogenního teplotního rozložení. Poté je vzorek vystaven ostříku definovanými podmínkami, kdy je chladicí médium distribuováno na povrch válce. Teplotní čidla ve vzorku jsou navržena tak, aby umožňovala získat potřebné informace (teplotní záznamy) pro následné vyhodnocení a zpracování experimentálních dat inverzní úlohou. Hlavní výhodou takto navrženého nestacionárního experimentu je to, že teplosměnná plocha může být podstatně větších rozměrů, než je tomu v případě stacionárního experimentu využívajícího žhavený element. Stacionární experimenty jsou vždy limitovány výkonem zdroje. Proto je nestacionární experiment vhodnější a více se přibližuje podmínkám v reálných prozovech. Velkou pozornost je třeba věnovat výběru a způsobu zabudování teplotních čidel. Dynamické vlastnosti těchto čidel mohou výrazně ovlivnit kvalitu výsledků v dalším

zpracování. Při intenzivním způsobu chlazení dojde k rychlému snížení povrchové teploty teplosměnné plochy. V digitálních záznamech průběhů teplot z čidel pak může být nízký počet údajů pro vyšší teplotní rozsahy. Z toho vyplývají i vyšší nároky na rychlost a přesnost měřicí techniky.

2.1.1 Postup experimentu

Popsané experimentální zařízení je využíváno pro proměření stávajících chladicích sekcí (např. používaných ve válcovnách), k optimalizaci chlazení a k návrhu nových sekcí založených na této optimalizaci.

Postup při proměření jednotlivých trysek, nebo celých sekcí je následující:

- měřicí deska s teplotními čidly je zahřáta na počáteční teplotu externí ohřívací peci,
- po ustálení teplot je pec odejmuta a experimentální válec je roztočen na požadované otáčky,
- je nastaven ostřík válce a po ustálení tlaků je otevřena klapka a je zahájen ostřík,
- po ochlazení válce je rotace zastavena a data z vnitřní paměti dataloggeru jsou přenesena do počítače.

Do výpočtových programů vedení tepla jsou zadávány materiálové charakteristiky, počáteční a okrajové podmínky. Materiálové charakteristiky a počáteční podmínky zpravidla nebývá obtížné specifikovat. Obtížné je stanovit realistické okrajové podmínky mezi pevným povrchem a tekutinou. Proto byla zvolena metoda vlastního, experimentálně podloženého výzkumu. Pro tyto případy je nejvhodnější okrajová podmínka hodnota součinitele přestupu tepla. Tato charakteristika je obecně teplotně a prostorově závislá. Z toho také vyplývá potřeba provedení sady experimentálních měření z důvody zjištění součinitele přestupu tepla pro celý rozsah paramentů.

Postup měření, zpracování naměřených dat a využití znalosti součinitele přestupu tepla pro matematické modelování a optimalizaci chladicích sekcí je dále popsáno v příložených publikacích.

2.2 PUBLIKACE – VÝZKUM CHLAZENÍ ROTUJÍCÍCH POVRCHŮ

Příklady využití součinitele přestupu tepla pro návrhy chladicích sekcí a numerické simulace válcování dobře dokladují následující články publikované na konferencích a v časopisech:

- KOTRBÁČEK, P.; HORSKÝ, J.; LUKS, T.; POHANKA, M. NUMERICAL SIMULATION AND VERIFICATION OF ROLL, TEMPERATURE HISTORY DURING ROLLING CAMPAIGN. Roll5 2015. London, United Kingdom: IOM Communicatiins Ltd, 2015. s. 1-11.

(Strana č. 36-46)

- KOTRBÁČEK, P.; HORSKÝ, J.; KVAPIL, J.; SCHOERKHUBER, K. OPTIMIZATION OF WORKING ROLL COOLING IN HOT ROLLING. In Rolling 2013. Milano, Italy: Associazione Italiana di metallurgia, 2013. s. 1-11. ISBN: 9788885298958.

(Strana č. 48-58)

Druhý zmiňovaný článek je příkladem úspěšného využití celé metodiky stanovení součinitele přestupu tepla při návrhu nového chlazení pracovních válců válcovacích stolic hotovního pořadí pro rakouskou firmu voestalpine.

NUMERICAL SIMULATION AND VERIFICATION OF ROLL TEMPERATURE HISTORY DURING ROLLING CAMPAIGN

P. Kotrbáček, J. Horský, T. Luks, M. Pohanka

Brno University of Technology, Heat Transfer and Fluid Flow Laboratory,
Technická 2896/2, 616 69 Brno, Czech Republic

ABSTRACT

This paper describes the process of experimental and numerical study of thermal load of working rolls in the conditions of hot rolling. Realistic cooling boundary conditions are obtained using special laboratory bench and methodology. The full-scale laboratory experiments use rows of nozzles that are identical in configuration to those at the rolling mill and the same operation conditions, including pressures, velocities and coolant temperatures, are also used.

Thermal characteristics in the roll gap are affected by extensive set of industrial conditions that cannot be simulated in the laboratory. In this case to carry out the experiments in the real rolling mill or pilot mill, is the best way how to get proper results. The subsurface temperatures are measured by special temperature sensors built in the roll and used for computation of heat transfer and thermal loads in the roll gap.

The experimental output is expressed mathematically through the functions defining the boundary conditions (Heat Transfer Coefficient) in a form suitable for numerical models. The models require the knowledge of the HTC distribution on the cooled surface, such as the function of the surface temperature and the cooling parameters and HTC distribution inside the roll gap.

The Heat Transfer and Fluid Flow Laboratory developed software to simulate a rolling campaign. The software, called "SimRoll," enables the computation of spray patterns the temperature field of the working roll and thermal crown during plate rolling.

The methodology consists of laboratory experiments using numerical simulation with software and verification in plant conditions. This knowledge can be used to design an optimized cooling system which guarantees the required cooling intensity and homogeneity and additionally saves cooling water consumption.

Keywords: roll cooling, rolling mill, heat transfer, nozzle, roll crown, simulation, rolling campaign

INTRODUCTION

The spray cooling of work rolls in mill is very complex problem and analytical or numerical prediction of the distribution of heat transfer coefficient (HTC) on the surface is unknown. Previous measurements have shown that the HTC distribution is quite different from the coolant distribution. Measurement is necessary to obtain these boundary conditions. The measurement of work roll cooling has very long tradition at the Brno University of Technology. Most of the experiments are done in laboratory conditions; however, some of them were done under industrial conditions. Initial laboratory tests were done for a single nozzle. The test program has continued with a row of nozzles. It became more and more obvious that the generalization for a complete cooling configuration based on separate measurements of components of cooling sections did not bring reliable results. The only acceptable way was to prepare full-scale experiments. These uses an identical configuration of rows of nozzles as would be at the rolling mill and the same pressures, velocities and coolant temperatures are also used. Some experiments are even done with cooling emulsions, diluted salts or oil. Obtained cooling intensity described by HTC distribution reflects the real mill conditions.

Many parameters can influence cooling intensity and efficiency. A parametric study was done first in the laboratory conditions to investigate influence of chosen parameters. Our goal was to reach maximum cooling intensity with minimum water consumption. Parameters were adjusted according to feeding

pressure or flow-rate and geometrical conditions were adjusted and the space limitation in the real mill was taken into account.

EXPERIMENTAL DEVICE AND PROCEDURE

The principal arrangement of the experimental equipment is shown in Figure 1 and has been already described in previous papers [1-6]. The laboratory experiment starts by the heating part of roll where temperature sensors are instrumented. The roll is stationary during heating process. When the initial temperature prescribed for the experiment is reached the heater is removed. The water pump is switched on while the deflector covering heated roll is closed. The deflector prevents the roll surface from being sprayed during adjusting water pressure. When water pressure is adjusted the roll starts to rotate. The deflector is opened and the sprays reach the roll surface. Temperatures and roll circumferential position are recorded in a data logger rotating with the roll. The recorded data are transferred to a computer when the experiment is finished.

Surface temperature, HTC and heat flux are computed using a standard inverse procedure [7, 8]. Evaluated HTC distribution can be used as a boundary condition for rolling-simulation program.

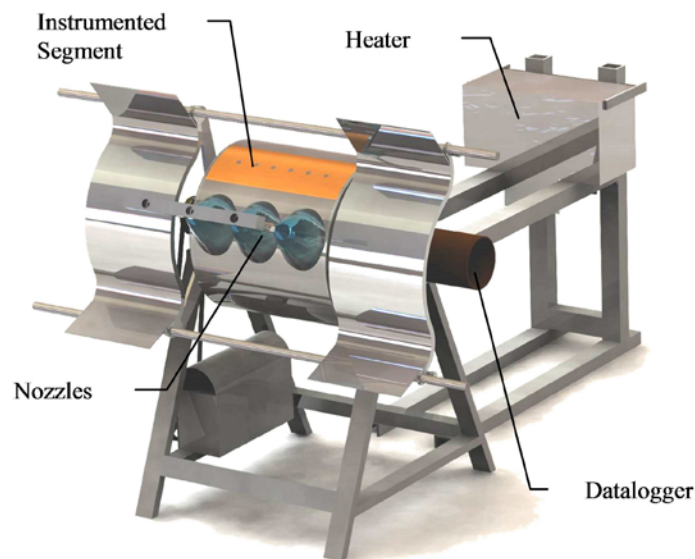


Figure 1 Experimental device

INVERSE HEAT CONDUCTION PROBLEM

An inverse calculation is used to calculate the surface temperatures and heat flux on the surface of the roll. Beck's one dimensional sequential approach [9] is used for the computing of the heat fluxes and the surface temperatures. The main feature of this method is a sequential estimation of the time varying heat fluxes and surface temperatures and to the use of future time steps data to stabilize the ill-posed problem. The measured temperature history T_i^* is used as input T^* to minimize equation

$$SSE = \sum_{i=m+1}^{m+f} (T_i^* - T_i)^2 \quad (1)$$

where

m is the current time;

f is the number of future time steps;

T_i are temperatures computed from the forward equation solver.

SSE is sum of square errors.

A forward equation solver uses complex 2D axisymmetric model. The model includes the shielded thermocouple with all its parts and solder. The thermocouple must be taken into account since the homogeneity of material is disturbed by the inserted thermocouple, and thus the temperature profile is also disturbed. The final surface heat flux q at time m is

$$q^m = \frac{\sum_{i=m+1}^{m+f} (T_i^* - T_i|_{q^m=0}) \zeta_i}{\sum_{i=m+1}^{m+f} (\zeta_i)^2}; \zeta_i = \frac{\partial T_i}{\partial q_m} \quad (2)$$

where

ζ_i is a sensitivity coefficient of the temperature sensor at time index i to the heat flux pulse at time m .

The temperatures $T_i|_{q^m=0}$ at the sensor location computed from the forward equation solver use all previously computed heat fluxes without the current one q^m . When the heat flux is found for the time m , the corresponding surface temperature T_m^{surf} is computed from the forward equation solver.

Using this procedure, the whole heat flux history and surface temperature history are computed. Figure 2 shows input data T_m to the inverse algorithm and computed surface temperature and HTC.

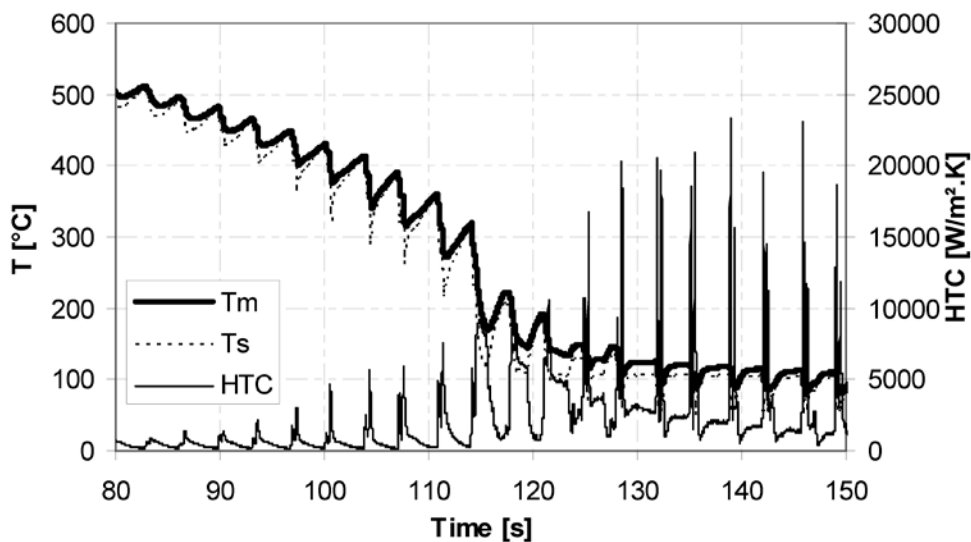


Figure 2 Example of measured temperature T_m 1 mm under cooled surface; computed surface temperatures T_s and computed heat transfer coefficients HTC.

PARAMETRIC STUDY

Working roll cooling is the case where very high cooling intensity is demanded. Water only nozzles are typically used for this purpose and several parameters can be studied. Footprint of water beam on the roll surface can be in principal elliptical or circular for flat jet and full cone nozzles, respectively. It is difficult to say, which type is better, because it can be case to case different. Flat jet nozzles have in most cases higher impact pressure, so they can be used in a case where water layer on the roll surface has to be penetrated. Full-cone nozzles are more efficient in situation, where no water flow is on the roll surface.

Feeding pressure can be relatively easily used for controlling of cooling intensity. Feeding pressure is in proportion to flow-rate for given nozzle size. The average value of HTC on the half of roll perimeter is used as the criterion of cooling intensity is used. Results from measurements done with one nozzle size are presented in Figure 3 with blue curve. Similar study was done for constant flow-rate. Smaller nozzles must be used for higher pressure, to ensure the same value of flow-rate. Results (red curve) are compared in Figure 3.

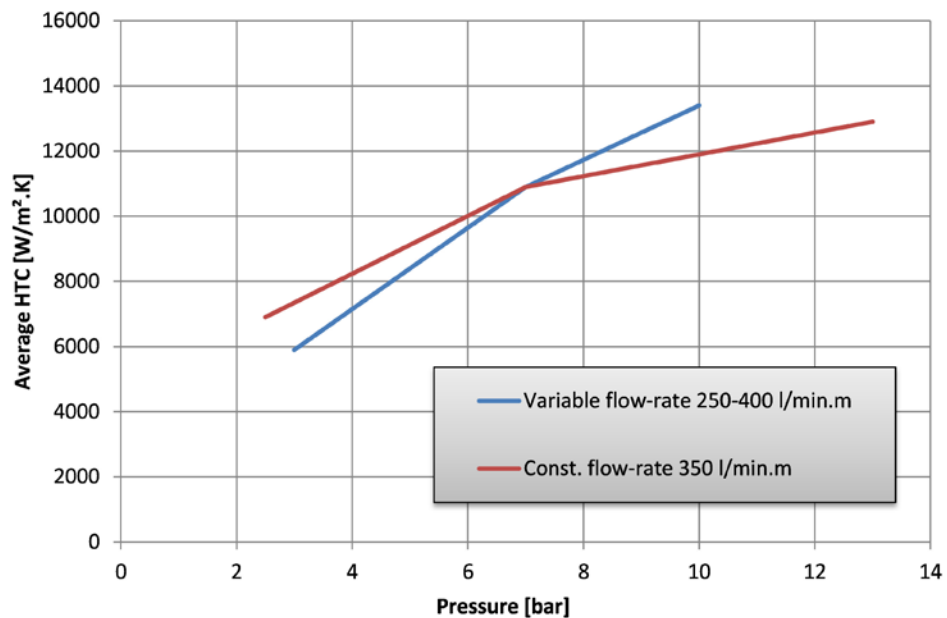


Figure 3 Dependence of cooling intensity on feeding pressure – variable and constant flow-rate

Distribution of nozzles around the roll perimeter can influence intensity and efficiency of cooling system. First row of nozzles should be as close as possible to rolling gap. Next rows should be situated at optimal distance from the first one. The aim is to reach maximum value of HTC and cover as large roll surface area as possible. Situation for two different configurations (see Figure 4) were tested and the obtained results are shown in Figure 5 as HTC dependent on the position on the roll surface. When the nozzles are closer, higher value of HTC is reached, but smaller area is covered. Optimal situation would be in the case when high value of HTC is reached and is constant for the whole cooled area. There should be no “valley” between peaks of HTC (see Figure 5 right – not an optimal situation).

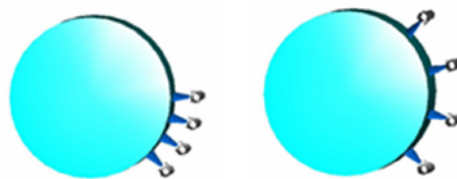


Figure 4 Configuration of experiments - influence of nozzle position

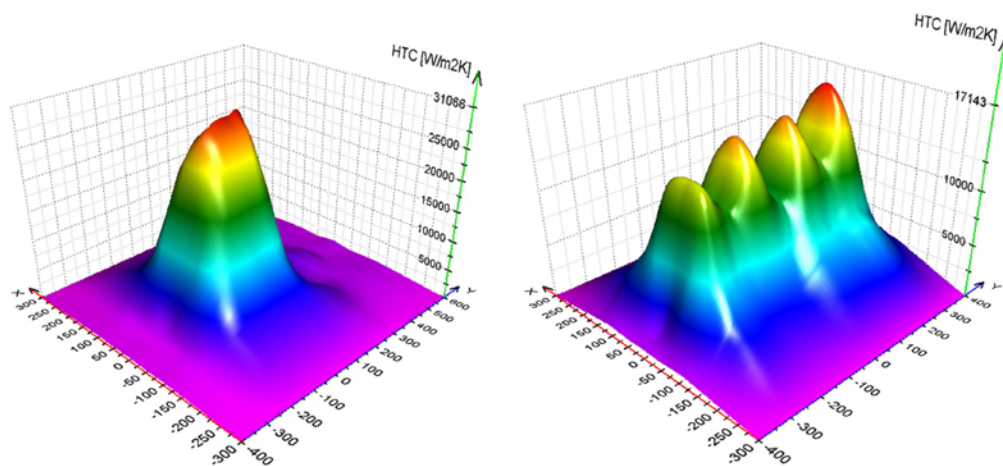


Figure 5 Two different nozzles arrangement (Table 3) and corresponding HTC distribution

Distance of the spray header from the roll surface is parameter which can strongly influence cooling intensity. Usually, higher impact pressure results in higher HTC. Higher impact pressure is obtained for smaller distances. On the other hand bigger area of the roll surface is cooled for bigger distance. Optimal distance should be found. Tests whose results are presented in Figure 6 were done with full-cone nozzles for three distances 80 mm, 160 mm, and 240 mm. It is obvious that the optimal distance is 250 mm for given configuration. It is obvious that cooled area is more important than small local high impact pressure.

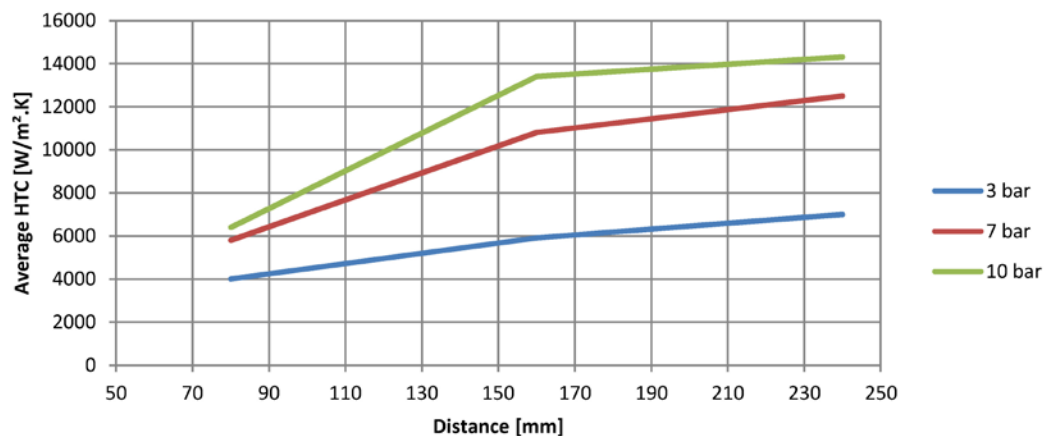


Figure 6 Dependence of cooling intensity on nozzle distance

Nozzle pitch should be optimized simultaneously with the nozzle distance, because it influences nozzle overlapping. This parameter influences homogeneity and intensity of cooling over the roll width. When the pitch is too big then poor homogeneity in water distribution and cooling intensity can be expected. On the other hand, when the overlapping of the impact areas is too big, cooling water is not used efficiently. Results for three different nozzle pitches are presented in Figure 7. Maximum HTC was reached for minimum nozzle pitch; however, the water flowrate density was more than doubled in comparison with maximum nozzle pitch.

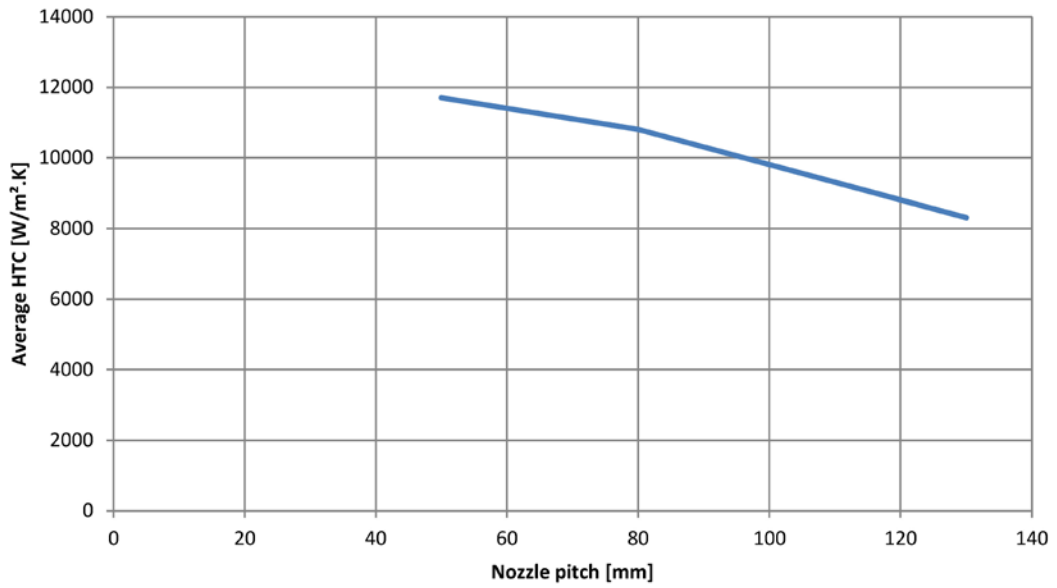


Figure 7 Dependence of cooling intensity on nozzle pitch

Inclination angle influences area covered by nozzle spray and also impact pressure. Not very high sensitivity was observed in the range from 0 to 15° (see results in Figure 8). Higher inclination angle caused decreasing of cooling intensity due to lower impact forces.

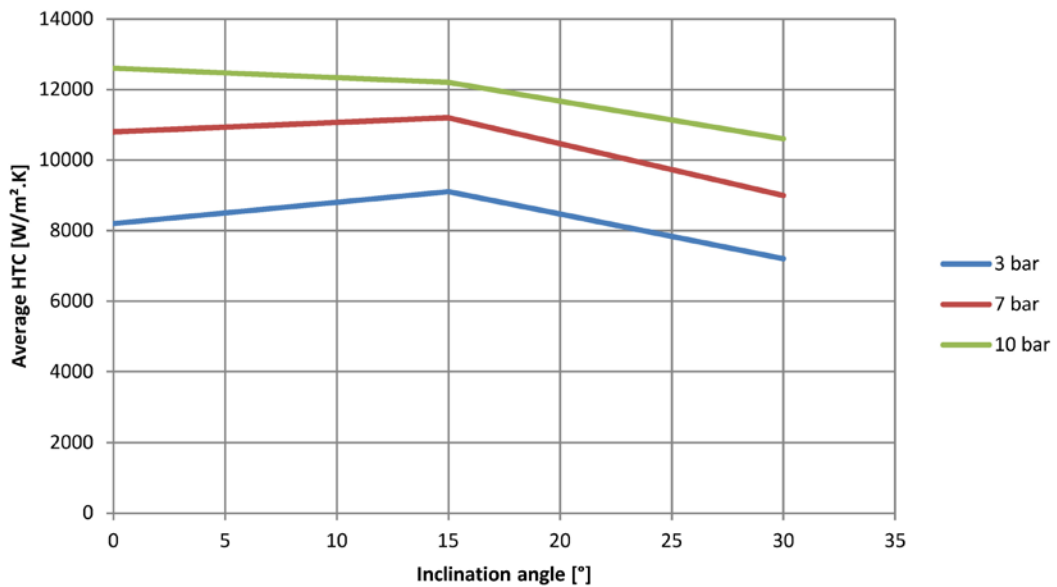


Figure 8 Dependence of cooling intensity on inclination angle

OPTIMAL CONFIGURATION

It is obvious from parametric study that there are a lot of parameters influencing intensity, homogeneity and efficiency of cooling system. Another factor, which can limit the design, is available space inside the rolling stand. Several roll cooling optimizations have been finished in Heat Transfer and Fluid Flow Laboratory.

In some cases the goal is the keep cooling intensity and save water. An example of original design was based just on usage of flat jet nozzles (see Figure 9 left). The optimized design is combination of full-cone nozzles (upper row) and two rows of flat jet nozzles. The new, optimized system has the same cooling capacity as the original one, but save 40% of cooling water which brings significant economic effect.

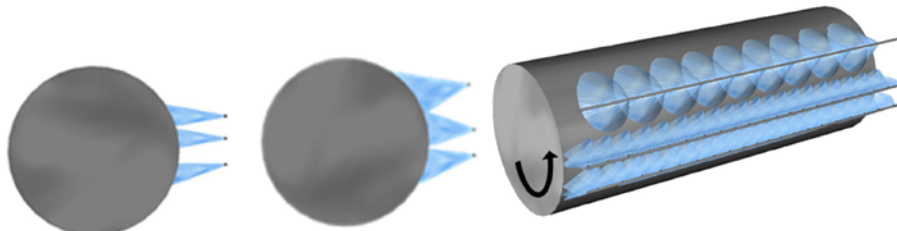


Figure 9 The original (left) and optimized (middle and right) design

Another example is optimization of cooling of rolls in roughing mill. The main goal was to achieve higher cooling and the second goal was to use less water to have less water on the rolled product and smaller undercooling of product. The original configurations were also tested for minimum and maximum work roll, 540 mm and 580 mm, respectively (see results in Figure 10). The cooling header was designed to have more intensive cooling in the center area and less intensive cooling at the edges. The optimized header has average HTC higher by 40% and uses only 88% of water.

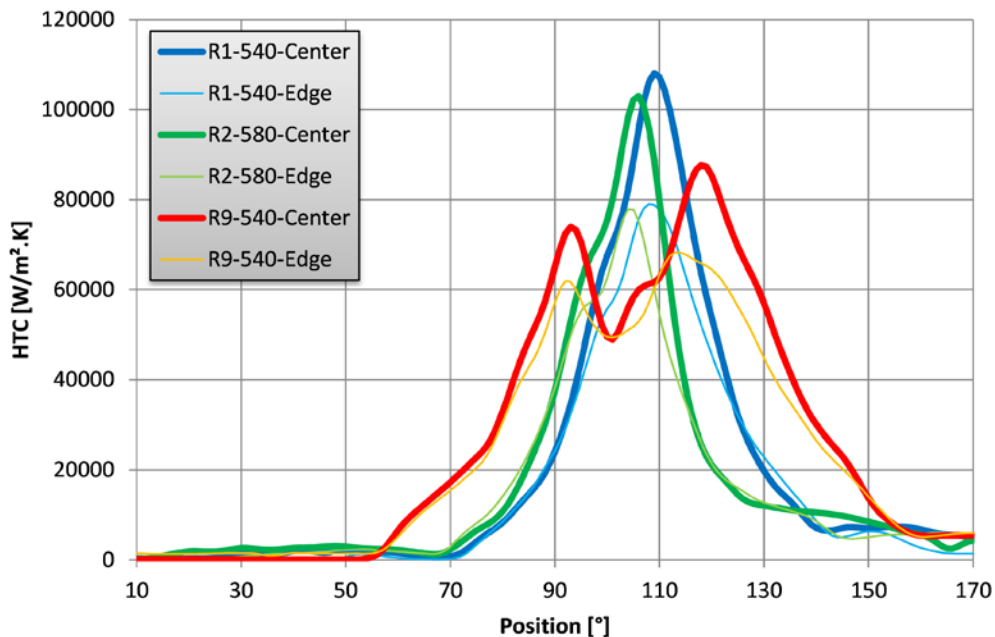


Figure 10 Original cooling (blue+green) and Optimized configuration (red+orange)

NUMERICAL SIMULATION

Measured boundary conditions can be effectively used during numerical simulation. Special software – SimRoll - for simulation of rolling campaign was developed in Heat Transfer and Fluid Flow Laboratory. It enables computation of spray patterns, temperatures on the surface and inside the working roll and also computation of thermal crown during long campaign of plate rolling. The main functions of the software are following:

- Whole rolling campaign is stored as a project
- User-friendly environment with 3D preview
- Working roll:
 - can consist of more than one material
 - experimentally based boundary conditions (HTC)
- Rolling schedule of the specimens:
 - independent speed, width, temperature and reduction for each specimen
 - 3D animated preview of the rolling campaign
- Post-processing:
 - computed temperatures and thermal crowns are displayed in editable 2D and 3D charts

Original and optimized configuration can be tested against real rolling campaign. The customer can see the improvements in final temperature of work roll after rolling campaign and also improvements in thermal crown of work roll.

PLANT MEASUREMENT

The measurements do not have to be done only in laboratory conditions. Many measurements were done in plant conditions. Some of them served for verification of computational model such as surface temperature measurement after rolling. Some of them are used for comparing cooling conditions in plant and laboratory and for measurement of HTC in roll gap during real rolling process.

SURFACE TEMPERATURE MEASUREMENT AFTER ROLLING

This type of plant measurement was prepared with the aim to verify efficiency of the new cooling system and also precision of numerical model. The only chance to identify the temperature distribution inside the roll in reliable way was to measure the surface temperature of the roll after finishing of rolling campaign and withdrawing of working roll from the stand. A measuring system was developed to measure surface temperature of the work roll. It consists of several magnetic sensors with thin strip thermocouples. The sensors are connected to a data logger. This system enables monitoring of surface temperature development in time after rolling. Comparison of measured temperatures and those from numerical simulation is presented in Figure 11. Very good correspondence is observed.

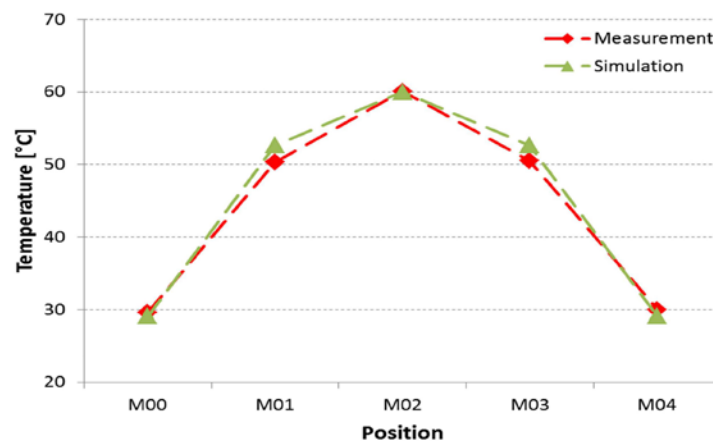


Figure 11 Comparison of measured and calculated temperature distribution

TEMPERATURE MEASUREMENT DURING ROLLING

Measuring thermal characteristic in roll gap is much difficult compare to measuring intensity of water cooling. The measuring which must correspond to real industrial condition cannot be easily moved to the laboratory. Measuring in the real rolling mill is the best way how to measure it. Several measurements in real industrial conditions have been successfully done (see work roll preparation for industrial measurement in Figure 12).

The measuring principles are the same as for the cooling experiments in laboratory. The thermocouples are used for temperature measurement in a known depth and after using an inverse calculation the boundary conditions can be reconstructed. A sensor is designed with the aim to indicate a temperature as close to the roll surface as possible. Thermocouple, type K, diameter 0.5 mm is used. The sensors pass through a calibrating process before their installation into the roll as well as after the installation in the roll.

With regard to the extreme pressure in the roll gap, two types of the sensors are used. The first one is a drill sensor (Figure 13 on left). The thermocouple is placed parallel to the rolls surface in a drilled hole. This type of the sensor has a worse thermal response because there is a higher thermal resistance between the hole and the thermocouples and a higher/bigger distance from the roll surface. This disadvantage is compensated by high mechanical resistance of the sensor. The second type is a slot sensor (Figure 13 on right) sensor where the thermocouple is placed in a slot and brazed to the plug. The thermal response is better but the durability of this sensor is much shorter. An example from plant measurement using these two types of sensor is shown in Figure 14. The peaks in recorded temperatures are time instances when the sensor was in contact of hot rolled product.

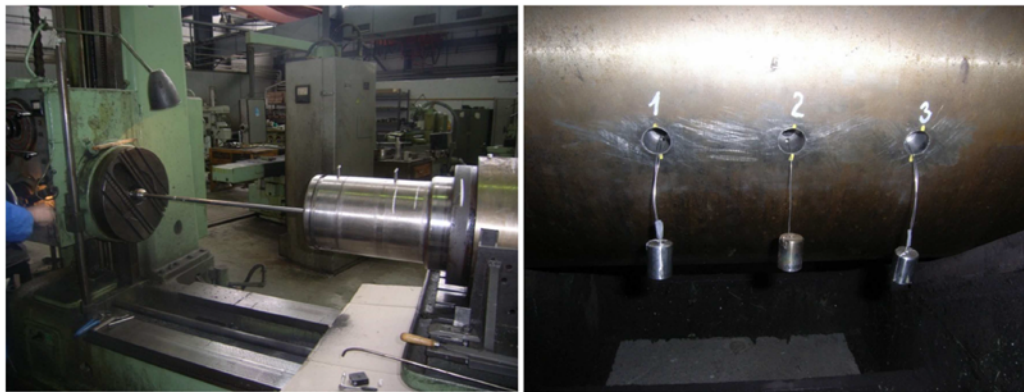


Figure 12 Drilling of hole in roll axis and sensors prepared for installation

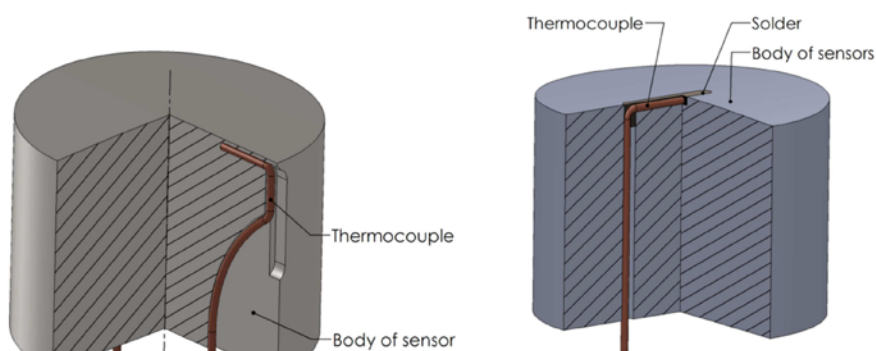


Figure 13 Figure 6. Two type of thermal sensor, drill sensor on left side, slot sensor on right side

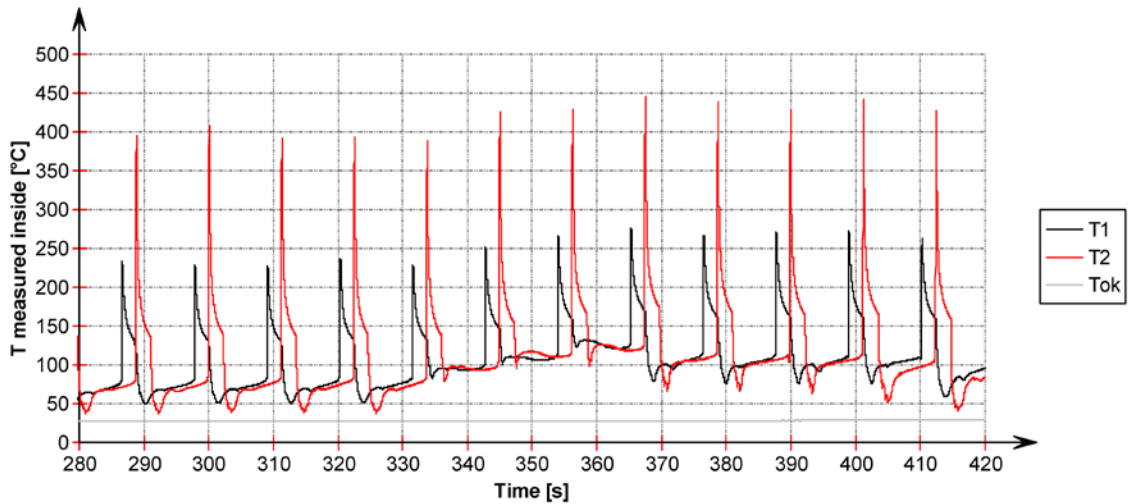


Figure 14 Temperature record from plant measurement (T1-drilled sensor, T2-brazed sensor)

Measured temperatures are used as input for inverse heat computation and the results are surface temperatures, heat fluxes on the surface and HTC. Obtained HTC can be evaluated together with the plant data and for example HTC in roll gap can be plotted as function of pressure for tested material (see Figure 15). Other parameters which can be studied during in plant measurement can be effect of lubrication, precooling, effect of break down in cooling circuit etc.

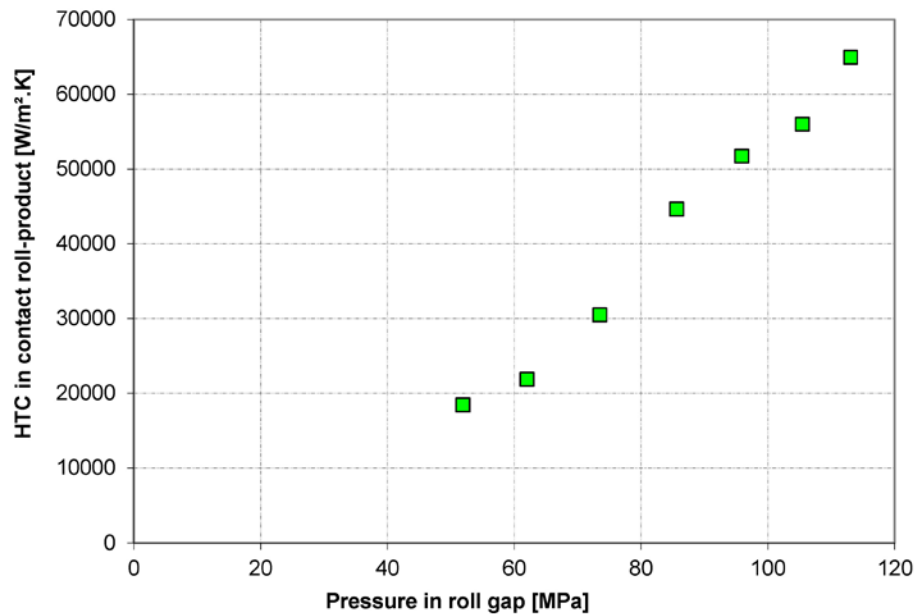


Figure 15 HTC in roll gap for material S355

CONCLUSION

Real measurements are very important for cooling of work roll in mill. The water spray cooling is too much complex and the only way how to obtain distribution of heat transfer coefficient (HTC) on the work roll is to perform real measurement of the boundary conditions. It was shown that those measurements can very effectively be done in laboratory conditions or even in real plant. Very good results have been achieved during optimization of cooling headers using the laboratory roll used for roll cooling measurements. Significant water flow rate was saved and much higher HTC was obtained with optimized cooling header. It was shown that very efficient tools exist for design of new cooling headers or optimization of existing cooling sections.

REFERENCES

- [1] Raudensky, M., Horsky J., Pohanka, M. Kotrbacek P.: Cooling of Rolls in Hot Rolling of Long Products, Int. conf. Rolls 4 2007, Birmingham, UK, March 14-16, 2007
- [2] Horsky, J., Raudensky, M., Vavrecka L.: Experimental Study of Heat Transfer in Hot Rolling, In 16th Rolling Conference, Buenos Aires, Argentina, November 6-9, 2006.
- [3] Horsky, J., Raudensky, M., Tseng. A. A.: Intensification of Roll Cooling Using a Two-level Pressure System, AISTech 2004 – Iron and Steel Conference and Exposition, September 15/17, 2004, Nashville, USA, ISBN 1-886362-76-9, ISSN 1551-6997.
- [4] Raudensky, M., Horsky, J., Kotrbacek, P.: Spray Cooling of Rotating Roll, In 13th International Heat Transfer Conference, Sydney, August 13-18, 2006, ISBN 1-56700-226
- [5] Raudensky, M., Horsky, J., Kotrbacek, P.: Intensification and Control of Roll Cooling. Int. conf. Steel Rolling 2006. Paris, June 19-21, 2006
- [6] Kotrbacek, P., Horsky, J., Raudensky, M., Pohanka, M.: Experimental Study of Heat Transfer in Hot Rolling, Revue de Metallurgie, 2005, p. 42-43, ISBN 2-911212- 05-3
- [7] Pohanka, M., Horsky, J.: Inverse Algorithms for Time Dependent Boundary Reconstruction of Multidimensional Heat Conduction Model, Thermophysics 2007, pp.14-23, ISBN 978-80-227-2746-4, (2007)
- [8] Pohanka M.: Limitation of Thermal Inverse Algorithm and Boundary Conditions Reconstruction for Very Fast Changes, IM2007, pp.229-230, ISBN 978-80-87012-06-2, (2007)
- [9] J. BECK, B. BLACKWELL and C. R. CLAIR Inverse heat conduction: ill-posed problems. Wiley, New York (1985)

ACKNOWLEDGMENTS

This work is an output of research and scientific activities of this project LO1202 and the project No. CZ.1.07/2.3.00/20.0188, HEATEAM - Multidisciplinary Team for Research and Development of Heat Processes, with financial support of the MEYS under the programme NPU I.

Článek uvedený na stránkách 36 až 46 popisuje výstupy laboratorních experimentů, které slouží pro návrh a optimalizaci chlazení pracovních válců válcovacích stolic. Chlazení velkým počtem vodních trysek nelze simulovat bez znalosti distribuce koeficientu přenosu tepla na povrchu. Experiment je jediný způsob, jak toto rozložení získat.

Další článek na stránkách 48 až 58 popisuje projekt, kdy pomocí optimalizace chlazení pracovních válců teplé válcovny bylo dosaženo významných úspor chladicí vody při zachování účinnosti chlazení a kvality povrchu válců. Projekt byl realizován v rakouské firmě voestalpine, Linz, a úspory na chladicí vodě a údržbě válců byly zadavatelem vyčísleny na 100 tis. Euro/rok. Další úspěšná optimalizace chlazení pracovních válců válcovacích stolic hotovního pořadí (HP 1700) proběhla v letech 2014-2015 ve firmě U. S. Steel Košice. Opět bylo dosaženo zlepšení chlazení válců a současné úspory chladicí vody o 42 %. Dále bylo optimalizací chladicích kolektorů dosaženo úspory počtu trysek na šesti stolicích z původních 1230 trysek na 868, tj. úspora 362 trysek na celé hotovní pořadí. Tyto příklady úspěšných realizací dokládají velký potenciál procesu optimalizace chlazení na válcích.

OPTIMIZATION OF WORKING ROLL COOLING IN HOT ROLLING

P. Kotrbacek, J. Horsky, J. Kvapil (Brno University of Technology, Czech Republic)
K. W. Schörkhuber (voestalpine Stahl GmbH, Linz, Austria)

ABSTRACT

The optimal cooling of rolls should be designed with respect to two aspects. The first is the wearing of a roll where high temperature decreases the durability of the surface layer. The second aspect is thermal deformation of a roll. There are many factors which can influence the efficiency of the nozzle cooling system: type of nozzle, geometrical configuration (nozzle pitch, distance from the roll, orientation, number of manifolds), coolant pressure and temperature. Cooling intensity is mostly specified through the heat transfer coefficient or heat flux distribution. Coolant flow on the rotating roll surface makes the problem complex. Surface temperature of the cylinder plays an important role in the heat transfer mechanism, especially for higher temperatures where boiling must be considered. No analytical or numerical solution of heat transfer and fluid flow for this case is known. The task can be successfully solved experimentally. An experimental bench and methodology of realistic boundary conditions determination was developed in the Heat Transfer and Fluid Flow Laboratory. The optimized cooling system was applied on a hot flat rolling mill in voestalpine Stahl GmbH.

KEYWORDS

roll cooling, rolling mill, heat transfer, hot rolling, nozzle, roll crown

INTRODUCTION

There is neither an analytical nor a numerical method for predicting the distribution of the heat transfer coefficient on the surface of the cooled roll when the spray conditions are known. The HTC distribution is quite different to the coolant distribution, so the only possibility is to carry out measurements. Experiments done under industrial conditions are rare and very expensive. Experiments with roll cooling started at the Brno University of Technology in 1988. Initial tests were done for a single nozzle. The test program has continued with a row of nozzles. It became more and more obvious that the generalization of a complete cooling configuration based on separate measurements of the components of the cooling sections did not produce reliable results. The only acceptable way was to prepare a full-scale experiment. The full-scale experiment uses rows of nozzles that are identical in configuration to those at the rolling mill, and the same pressures, velocities and coolant temperatures are also used. The cooling intensity described by the heat transfer coefficient distribution reflects the real mill conditions.

Because there are several parameters that influence the cooling intensity and efficiency, a parametric study was done first. The aim was to investigate the influence of the chosen parameters in laboratory conditions. The criterion was to reach the maximum cooling intensity with the minimum water consumption. Two types of nozzles were studied – flat jet and full-cone. Flow parameters were adjusted according to the feeding pressure or flow-rate. Geometrical conditions (nozzle pitch, distance from the roll, orientation, number of manifolds) were adjusted with respect to the space limitation on the real roll-mill stand.

Článek 3 • KOTRBÁČEK, P.; HORSKÝ, J.; KVAPIL, J.; SCHOERKHUBER, K. OPTIMIZATION OF WORKING ROLL COOLING IN HOT ROLLING. In Rolling 2013. Milano, Italy: Associazione Italiana di metallurgia, 2013. s. 1-11. ISBN: 9788885298958.

EXPERIMENTAL DEVICE AND PROCEDURE

It is out of scope of this paper to give the details of the test bench and experimental procedure [1-6]. The principal arrangement of the experimental equipment is shown in Figure 1. The experiment starts by heating a test segment while the roll is stationary. As soon as the initial temperature of the experiment is reached, the heater is removed, rotation starts and the pump is switched on with a closed deflector. The deflector prevents the roll surface from being sprayed on. By opening the deflector the sprays reach the roll surface.

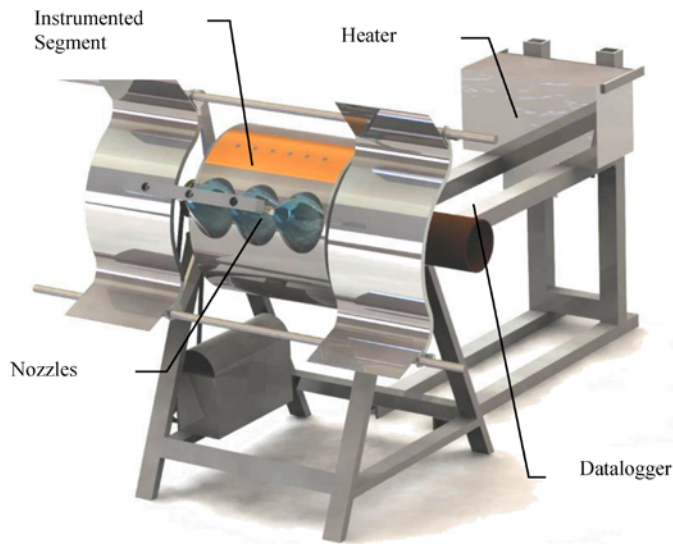


Figure 1 Experimental device

Temperatures and roll circumferential position are recorded in a datalogger that rotates with the roll. The data are transferred to a computer when the experiment finishes and rotation stops.

All the measured temperatures go through a standard inverse procedure [7, 8]. Surface temperature, HTC and heat flux are computed. Each data point carries information about the position. The data of the "time" order are converted into the position order. The position is connected with the roll geometry, not with the positioning of the nozzles. A program for interpolation of HTC by a single curve has been designed. The program uses the convolution with Gaussian distribution and the export vector of HTC. HTC distribution is used as a boundary condition for the rolling-simulation program "CoolRoll". The program allows simulation of the rolling campaign and provides temperature fields and roll thermal deformation (roll crown).

1. PARAMETRIC STUDY

Nozzle type

For working roll cooling a very high cooling intensity is required. Water only nozzles are typically used for this purpose. The footprint of the water beam on the roll surface can in principle be elliptical or circular. Then the specification of nozzles is either flat jet or full-cone.

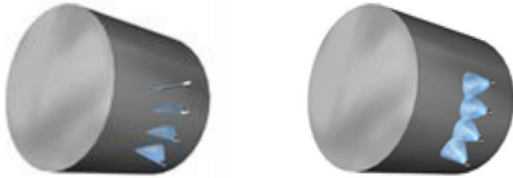



Figure 2 Flat jet (left) and full-cone nozzles

It is difficult to say which type is better, as this may differ from case to case. Flat jet nozzles usually have higher impact pressure, so they can be used in cases where a water layer is present on the roll surface. Full-cone nozzles are more efficient in situations where no water flow is on the roll surface.

Feeding pressure

Feeding pressure is a parameter which can be relatively easily used for control of cooling intensity. Feeding pressure is in proportion to flow-rate for a given nozzle size. A study with a full-scale arrangement using full-cone nozzles was done on a HEATLAB experimental device. The configuration of the experiment and the tested parameters are specified in Table 1.

Table 1 Parameters and configuration of experiments - influence of feeding pressure, increasing flow-rate

Pressure [bar]	Flow-Rate [l/min.m]	
3	250	
7	350	
10	400	

The average value of HTC on half of the roll perimeter is used as the criterion of cooling intensity. The results are shown in Figure 3. Average HTC is increasing with pressure most intensively in the range of 3 to 8 bar, but is observed up to a maximum studied pressure of 10 bar. The best efficiency is usually reached in the feeding pressure range of 4 - 8 bar. Also, nozzles are typically designed and optimized for this pressure range.

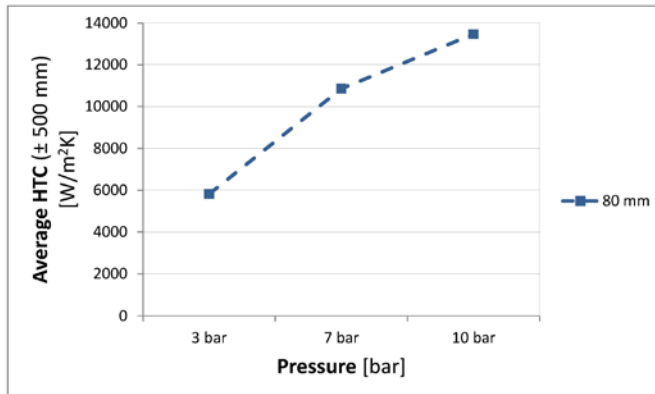


Figure 3 Dependence of cooling intensity on feeding pressure - increasing flow-rate

A similar study can be done for constant flow-rate. This means that for increasing pressure, smaller nozzles must be used to ensure the same value of the flow-rate. The parameters of these tests are specified in Table 2. As the criterion of cooling intensity, the average value of HTC on half of the roll perimeter is again used. The results are summarized in Figure 4.

Table 2 Parameters and configuration of experiments - influence of feeding pressure, constant flow-rate

Pressure [bar]	Flow Rate [l/min.m]
2.5	350
7	350
13	350


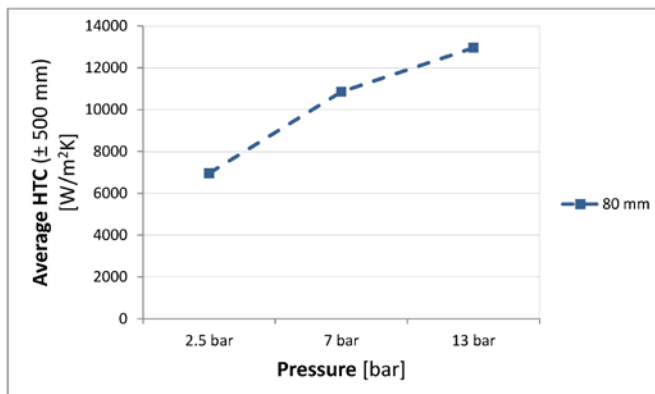



Figure 4 Dependence of cooling intensity on feeding pressure - constant flow-rate

Nozzle position

The nozzle position in the sense of distribution around the roll perimeter can influence the intensity and efficiency of the cooling system. The first row of nozzles should be as close as possible to the rolling gap. The next rows should be situated at the optimal distance from the first one. The aim is to reach the maximum value of HTC and cover as large a roll surface area as possible. The situation for two different configurations is demonstrated in Table 3 and Figure 5. When the nozzles are closer, a higher value of HTC is reached, but a smaller area is covered. The optimal situation would be when a high value of HTC is reached and is constant for the whole cooled area. There should be no “valley” between the peaks of HTC (see Figure 5 right – not an optimal situation).

Table 3 Configuration of experiments - influence of nozzle position

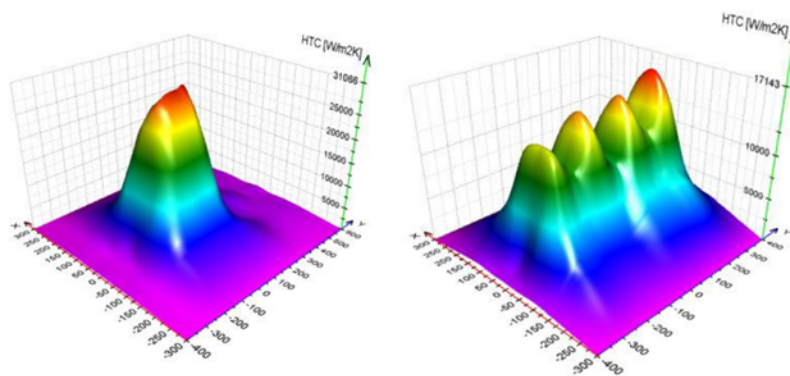
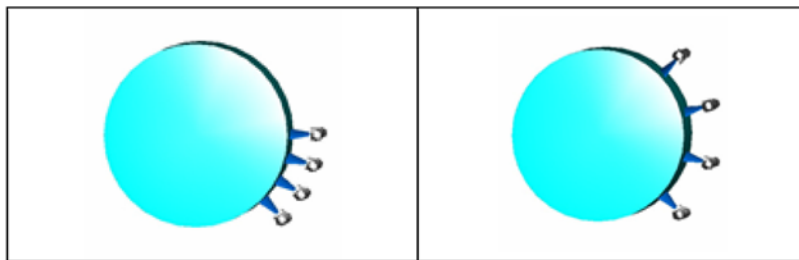
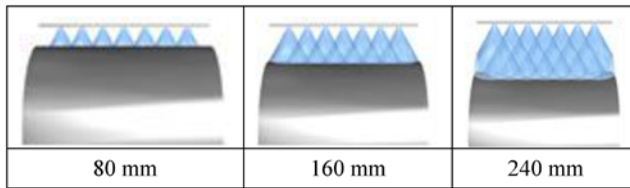


Figure 5 Two different nozzle arrangements (Table 3) and corresponding HTC distribution

Nozzle distance

Nozzle distance from the roll surface is a parameter which can strongly influence cooling intensity. There are two parameters which influence total heat transfer. The first one is the impact pressure, the second one is the area covered by spray. Usually, higher impact pressure also means a higher heat transfer coefficient. The impact pressure is higher for smaller distances but on the other hand the area covered by the spray is also smaller. So, this parameter works in the opposite way. This means that, in principle, an optimal combination of these parameters could be found. Tests were done with full-cone nozzles for three distances (see Table 4).

Table 4 Configuration of experiments - influence of nozzle distance



The results of this investigation are presented in Figure 6. It is obvious that for the type of nozzle used the optimal distance is about 200-250 mm.

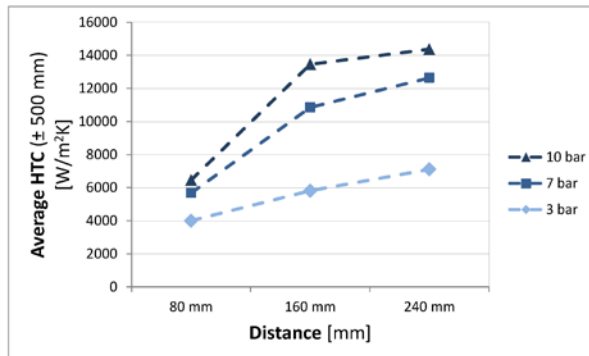


Figure 6 Dependence of cooling intensity on nozzle distance

Nozzle Pitch

Nozzle pitch should be optimized simultaneously with the nozzle distance, because it influences nozzle overlapping. This parameter influences the homogeneity and intensity of cooling over the roll width. When the pitch is too big then non-homogeneity in the water distribution and cooling intensity can be expected. On the other hand, when the overlapping of the impact areas is too great, the cooling water is not used efficiently. The present study was done for three different nozzle pitches using one type of nozzle at the same distance and pressure of 7 bar – constant flow-rate FR (see Figures 7, 8)

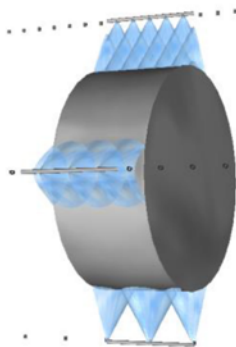


Figure 7 Configuration of experiment - influence of nozzle pitch

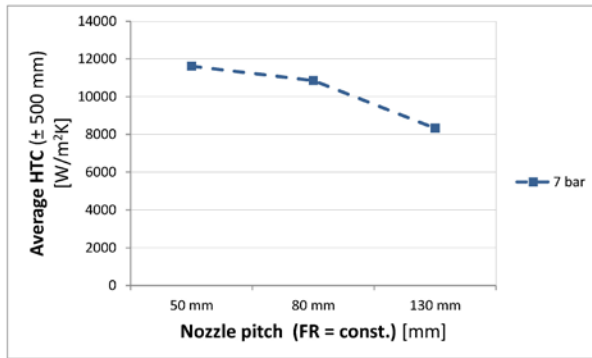


Figure 8 Dependence of cooling intensity on nozzle pitch

Inclination angle

The inclination angle is the angle between the horizontal level and the nozzle axis in the direction of rotation. An investigation was carried out for the upper roll on the exit side (see Figure 9).

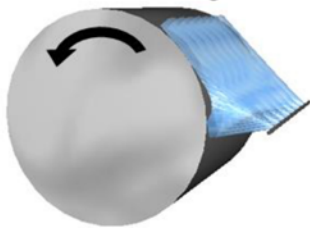


Figure 9 Configuration of experiment – Influence of inclination angle

The inclination angle influences the area covered by the nozzle spray and also the impact pressure. Not very high sensitivity was observed in the range from 0 to 15°. A higher inclination angle caused the cooling intensity to decrease due to the lower impact forces. The results are presented in Figure 10.

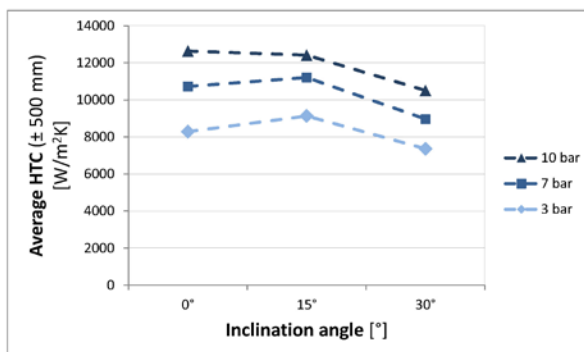


Figure 10 Dependence of cooling intensity on inclination angle

2. OPTIMAL CONFIGURATION

It is obvious from the parametric study that several parameters influence the intensity, homogeneity and efficiency of the cooling system. Another factor which can limit the design of an optimized cooling system is the space available inside the rolling stand. The knowledge gained from our laboratory investigation was successfully used for the design of an optimized cooling system on a hot flat rolling mill in voestalpine Stahl GmbH. The aim was to retain the cooling intensity while saving as much cooling water as possible. The original design was based just on the use of flat jet nozzles (see Figure 11 left). The new one is a combination of full-cone nozzles (upper row) and two rows of flat jet nozzles (see Figure 11 right and Figure 12).

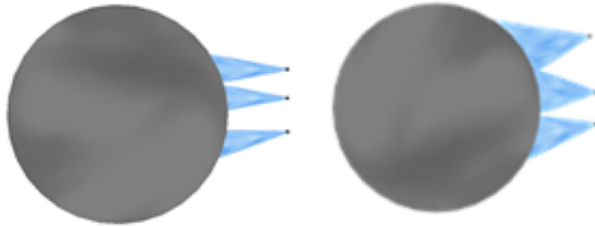


Figure 11 The original (left) and optimized (right) design

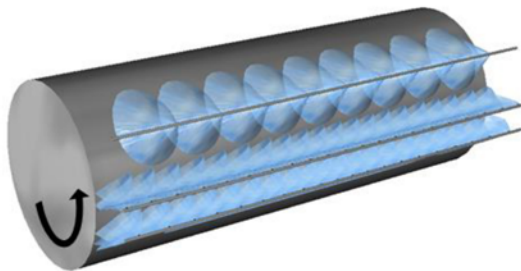


Figure 12 Optimized design – combination of full-cone and flat jet nozzles

The new, optimized system has the same cooling capacity as the original one, but uses 40% less cooling water. This has a non-negligible economical effect.

3. NUMERICAL SIMULATION

Special software – CoolRoll - for simulation of the rolling campaign was developed in HEATLAB. It enables the computation of spray patterns, temperatures on the surface and inside the working roll and thermal crown during plate rolling. The main functions of the software are specified in the following bullets:

- Whole rolling campaign is stored as a project
- User-friendly environment with 3D preview
- Working roll:
 - can consist of more than one material
 - experimentally based boundary conditions

KOTRBÁČEK, P.; HORSKÝ, J.; KVAPIL, J.; SCHOERKHUBER, K. OPTIMIZATION OF WORKING ROLL COOLING IN HOT ROLLING. In Rolling 2013. Milano, Italy: Associazione Italiana di metallurgia, 2013. s. 1-11. ISBN: 9788885298958.

- Rolling schedule of the specimens:
 - independent speed, width, temperature and reduction
 - 3D animated preview of the rolling campaign
- Post-processing:
 - results are displayed in editable 2D and 3D charts
- Databases:
 - material database
 - nozzle database

An example of a 2D output chart is plotted in Figure 13. There are temperature records at chosen points on the working roll.

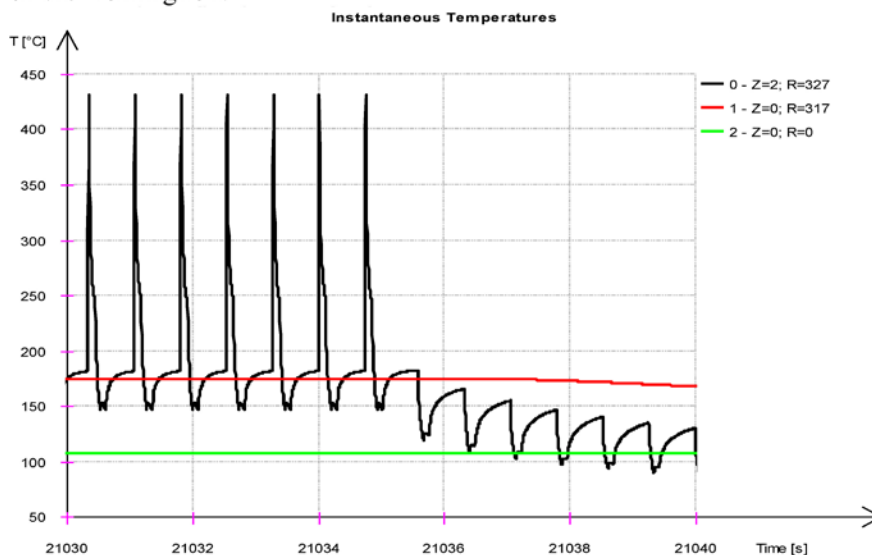


Figure 13 Example of CoolRoll output – record of surface temperature, 10 mm under the surface and in the roll axis

4. PLANT MEASUREMENT

The plant measurement was prepared with the aim of verifying the efficiency of the new cooling system and also the precision of the numerical model. The only way to identify the temperature distribution inside the roll in a reliable way was to measure the surface temperature of the roll after finishing the rolling campaign and withdrawing the working roll from the stand. A purpose-built measuring system was developed (see Figure 14). This consists of five magnetic sensors. The measuring element is a thin strip thermocouple. The sensors are arranged in a frame, by magnets fixed to the roll and electrically connected to a datalogger. This system enables monitoring of the surface temperature development in the time period after rolling.

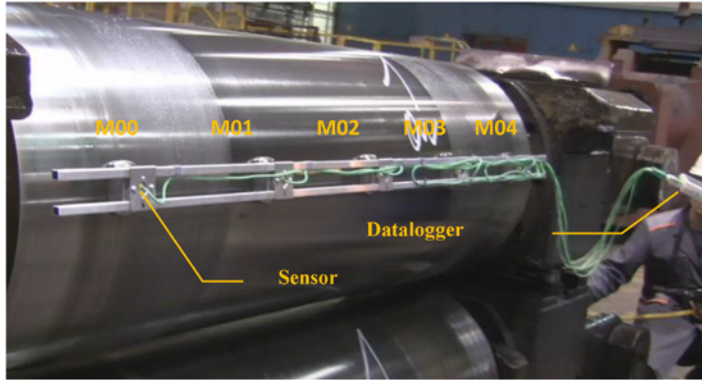


Figure 14 Measuring system for plant measurement

Comparison of the measurement and numerical simulation is presented in Figure 15. Very good correspondence is observed.

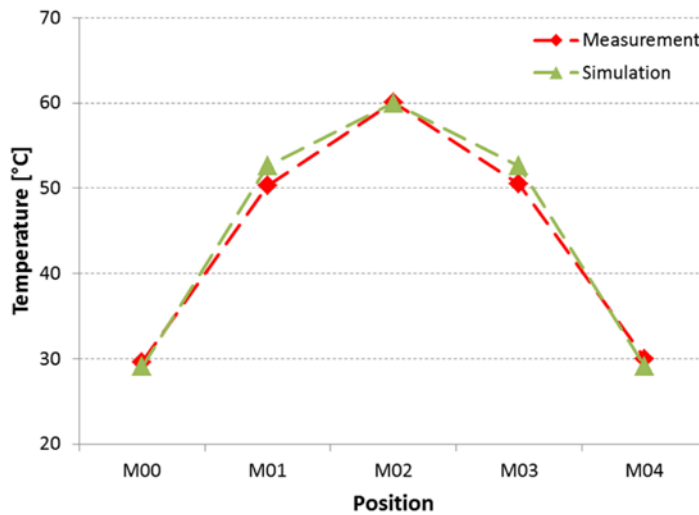


Figure 15 Comparison of measured and calculated temperature distribution

5. CONCLUSION

The verified methodology developed in HEATLAB was used for optimization of a real working roll cooling system. The methodology consists of laboratory experiments with a preceding evaluation of results using an inverse heat conduction task, numerical simulation with “tailor-made” software and verification in plant conditions. The parametric study shows the influence of the dominant parameters, like the nozzle type, feeding pressure, nozzle distance, position and pitch, on cooling characteristics. This knowledge was used to design an optimized cooling system which guarantees the required cooling intensity and homogeneity and additionally saves cooling water consumption. This optimized cooling

system was applied on a hot flat rolling mill in voestalpine Stahl GmbH, where cooling water use was cut by about 20%.

ACKNOWLEDGEMENT

Some work in this paper was supported by grant of Brno University of Technology, No. FSI-S-11-20.

REFERENCES

- 1) RAUDENSKY, M., HORSKY J., POHANKA, M. KOTRBACEK P.: Cooling of Rolls in Hot Rolling of Long Products, Int. conf. Rolls 4 2007, Birmingham, UK, March 14-16, 2007
- 2) HORSKY, J., RAUDENSKY, M., VAVRECKA L.: Experimental Study of Heat Transfer in Hot Rolling, In 16th Rolling Conference, Buenos Aires, Argentina, November 6-9, 2006
- 3) HORSKY, J., RAUDENSKY, M., TSENG. A. A.: Intensification of Roll Cooling Using a Two-level Pressure System, AISTech 2004 – Iron and Steel Conference and Exposition, September 15/17, 2004, Nashville, USA, ISBN 1-886362-76-9, ISSN 1551-6997.
- 4) RAUDENSKY, M., HORSKY, J., KOTRBACEK, P.: Spray Cooling of Rotating Roll, In 13th International Heat Transfer Conference, Sydney, August 13-18, 2006, ISBN 1-56700-226
- 5) RAUDENSKY, M., HORSKY, J., KOTRBACEK, P.: Intensification and Control of Roll Cooling. Int. conf. Steel Rolling 2006. Paris, June 19-21, 2006
- 6) KOTRBACEK, P., HORSKY, J., RAUDENSKY, M., POHANKA, M.: Experimental Study of Heat Transfer in Hot Rolling, Revue de Metallurgie, 2005, p. 42-43, ISBN 2-911212- 05-3
- 7) POHANKA, M., HORSKY, J.: Inverse Algorithms for Time Dependent Boundary Reconstruction of Multidimensional Heat Conduction Model, Thermophysics 2007, pp.14-23, ISBN 978-80-227-2746-4, 2007
- 8) POHANKA M.: Limitation of Thermal Inverse Algorithm and Boundary Conditions Reconstruction for Very Fast Changes, IM2007, pp.229-230, ISBN 978-80-87012-06-2, 2007

Článek 4 KOTRBÁČEK, P.; HORSKÝ, J.; KVAPIL, J.; SCHOERKHUBER, K. OPTIMIZATION OF WORKING ROLL COOLING IN HOT ROLLING. In Rolling 2013. Milano, Italy: Associazione Italiana di metallurgia, 2013. s. 1-11. ISBN: 9788885298958.

3 IN-LINE TEPELNÉ ZPRACOVÁNÍ

3.1 TEORIE IN-LINE TEPELNÉHO ZPRACOVÁNÍ

Na výstupu z válcovací tratě musí dojít ke zchlazení provalku před dalšími technologickými operacemi. To se v praxi děje několika možnými způsoby, v závislosti na druhu válcovaného sortimentu a uspořádání tratě. V případě válcování profilů většina technologií využívá chladnutí na chladníku přirozenou nebo nucenou konvekci vzduchu. Ploché výrobky se na konci tratě navíjejí navíječkami. Svinovací teplota je obvykle přesně definována a ovlivňuje výsledné mechanické vlastnosti provalků. Proto se před navíječkami na výběhovém úseku tratě instaluje chladicí systém. Ten může být různého konstrukčního provedení. Dříve se často používaly tzv. laminární stěny. V tomto případě voda stéká z přepadových žlabů, vytváří vodní stěnu a dopadá na chlazený povrch. Výhodou tohoto uspořádání je relativně jednoduchá konstrukce, odolná proti mechanickému poškození a ucpávání. Velkou nevýhodou je nespojitá regulace (reguluje se pouze počtem zapnutých a vypnutých sekcí) a možnost chlazení pouze vodorovných, směrem nahoru orientovaných povrchů. Další konstrukční variantou je využití vodních trysek. Výhodami tohoto uspořádání jsou poměrně široký regulační rozsah a možnosti chladit libovolně orientovaný povrch. Toho se dá využít při programovém chlazení jak rovinných, tak i profilových provalků.

Moderní technologie vyžadují nejen ochlazení provalku na výběhu z válcovací tratě pro další technologie, ale i kontinuální tepelné zpracování, které ovlivní výslednou strukturu materiálu a tím i mechanické vlastnosti. In-line tepelné zpracování přináší zvýšení užitné hodnoty výrobků, kdy vzhledem ke zlepšeným mechanickým vlastnostem je možné redukovat hmotnost ocelových konstrukcí či prodloužit životnost exponovaných částí kolejových tratí. Současně lze používat oceli s nižším obsahem legujících prvků. Výhodný je postup, kdy dostatečně intenzivním ochlazením povrchové vrstvy dojde k jejímu zakalení a poté k popuštění využitím vnitřního tepla z podpovrchových vrstev. Pro aplikaci tohoto postupu je nutná znalost kalících a popouštěcích křivek materiálu. Chladicí systém je regulován na požadovanou intenzitu chlazení. Vzhledem k potřebnému regulačnímu rozsahu jsou pro tyto účely vhodné vodní trysky se známými charakteristikami.

Hlavní přínosy technologie in-line tepelného zpracování:

- zvýšení užitných vlastností výrobků,
- úspory legujících prvků,
- přímá návaznost na tvářecí proces bez nutnosti re-ohřevu,
- univerzálnost řešení s možností modifikace na celou řadu profilů,
- použití vodního chlazení, které nezatěžuje životní prostředí,
- relativně snadné propojení s vodním hospodářstvím a řídicími systémy na trati.

3.2 POSTUP PŘI NAVRHOVÁNÍ IN-LINE CHLADICÍCH SEKČÍ

V následujících kapitolách bude popsán vývoj a praktické ověření technologie tepelného zpracování za tepla válcovaných profilů přímo na výstupu z válcovací tratě (in-line). Nalezení vhodného režimu ochlazování vede ke zvýšení hodnot mechanických vlastností vybraných profilů použitelných v konstrukci strojů, kolejové dopravě a stavebnictví. Technologický proces tepelného zpracování je možné navrhnout tak, aby bylo dosaženo vyšších užitných hodnot válcovaných profilů při citelné úspoře legujících prvků a bez zvýšené energetické náročnosti a zátěže životního prostředí. Pro zvolené typy materiálů lze navrhnout vhodné způsoby tepelného zpracování s ohledem na požadavky na výslednou mikrostrukturu a s ohledem na mechanické vlastnosti. Na základě teoretických znalostí rozsahu intenzity chlazení jsou vybrány vhodné trysky s požadovaným regulačním rozsahem. Dále je sestavena chladicí sekce, kde jsou testovány reálné vzorky za pohybu. Poté je provedena detailní analýza dosažených výsledků a je vyvinut software pro on-line řízení chladicí sekce.

V rámci projektů realizovaných v Laboratoři přenosu tepla a proudění (LPTP) byl navržen a v praxi odzkoušen systém tepelného zpracování přímo na výstupu z válcovací tratě. V laboratorních podmínkách bylo testováno různé nastavení chladicích sekčí a na základě experimentů bylo vyvinuto a navrženo poloprovozní zařízení. Poloprovozní zkoušky byly provedeny na kolejnicové trati v Třineckých železárnách a.s. (dále jen TŽ). Bylo vybudováno poloprovozní zařízení, umožňující tepelné zpracování kolejnic až do délky 25 m. Veškeré ochlazovací procesy byly realizovány vodními tryskami. Dosažené parametry tvrdosti i ostatních požadovaných vlastností byly testovány dle příslušných norem.

Je nutné uvést, že využití rozpadových diagramů (ARA, IRA), často získaných z neaktuálních podkladů, a využití znalostí o intenzitě chlazení na základě literárních údajů nevede k úspěšnému zvládnutí problematiky. Metodika vyvinutá a používaná v LPTP je kombinací teoretických znalostí a znalostí získaných z laboratorních experimentů. Práce teoretické a laboratorní jsou navrženy tak, aby rozsah znalostí byl použitelný pro celé spektrum aplikací. Poté jsou získány obecné informace o strategii chlazení pro jednotlivé druhy materiálů s ohledem na požadované výsledné parametry. V laboratorních podmínkách jsou stanoveny charakteristiky jednotlivých typů ostřiků použitelné pro praktický návrh chladicích sekčí.

Tepelné zpracování kolejnic lze označit za jednu z nejnáročnějších aplikací, neboť požadavky na mikrostrukturu a mechanické vlastnosti kolejnic jsou značně přísné a komplexní. V následujících kapitolách bude autorem popsán celý proces vývoje chladicí sekce pro kolejnice, od zadání projektu zadavatelem, včetně určení omezujících faktorů, přes výběr vhodných typů trysek, až po testy chladicí sekce v poloprovozních podmínkách.

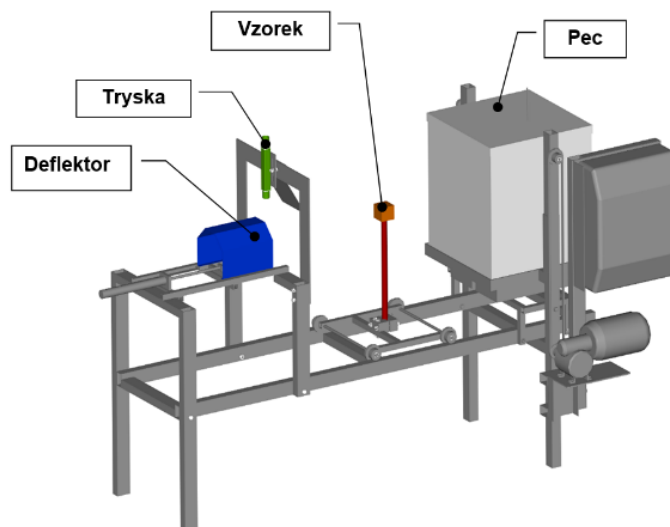
3.3 NÁVRH ZAŘÍZENÍ NA ŘÍZENÉ DOCHLAZENÍ KOLEJNIC

Cílem experimentálního výzkumu a laboratorních testů prováděných v LPTP bylo získání poznatků pro návrh poloprovozního zařízení pro řízené dochlazování kolejnic, které bude splňovat podmínky na dosažení výsledné jakosti produktu, tj. jemné perlitické struktury s definovaným gradientem tvrdosti dle požadavků norem ČSN EN 13674-1 a CN 12-16D. Výzkumné práce byly realizovány v následujících etapách:

- Stacionární testy - nejprve byl proveden výběr vhodného typu trysek a byly změřeny jejich chladicí charakteristiky. Poté byla realizována série testů na vzorcích, kdy byl zkoumán vliv různých ochlazovacích režimů při různém uspořádání trysek na výslednou strukturu vzorků kolejnic.
- Testy za pohybu vzorku - v laboratorních podmínkách byla sestavena ostříková sekce délky 3 m, kde byly řízeně chlazeny vzorky za různých podmínek, a byl zkoumán vliv různých parametrů, jako: konfigurace trysek (rozteč, vzdálenost, úhel natočení), tlak vody, rychlost pohybu vzorku na mikrostrukturu a mechanické vlastnosti kolejnice.
- Návrh poloprovozního zařízení - na základě získaných poznatků ze stacionárních testů a testů za pohybu bylo navrženo chladicí zařízení, které respektuje prostorové možnosti ve výběhovém úseku tratě zadavatele.

3.3.1 Stacionární testy

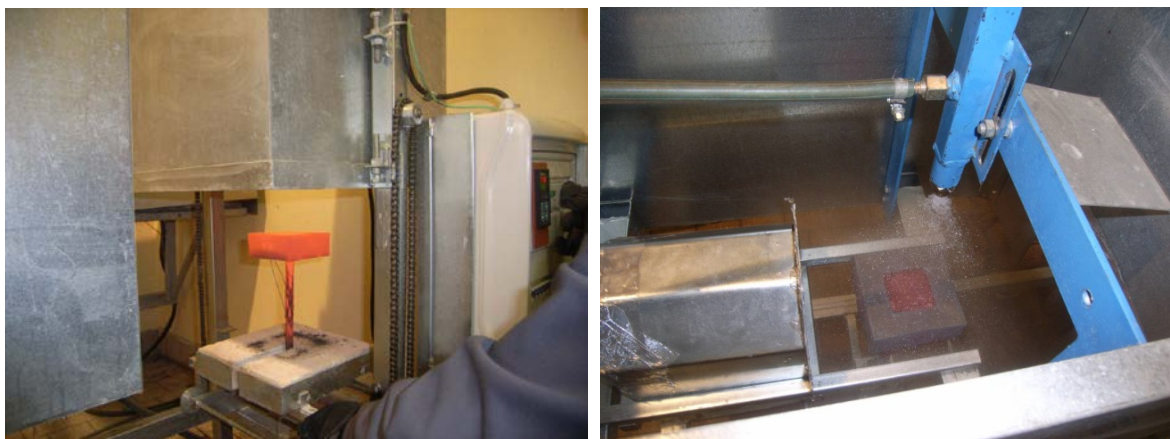
Experimenty byly prováděny na laboratorním zařízení vyvinutém v LPTP. Základ tvoří rám, ve kterém je umístěna pec sloužící k ohřevu vzorků. V peci lze částečně vytvořit inertní atmosféru mírným přetlakem dusíku nebo argonu. Po ohřevu je vzorek chlazen tryskou. Vodní proud může být přerušen pneumaticky ovládanou klapkou řízenou programem. Vhodnou časovou posloupností polohy deflektoru lze dosáhnout různých chladicích režimů.



Obr. 33 Experimentální zařízení pro stacionární testy

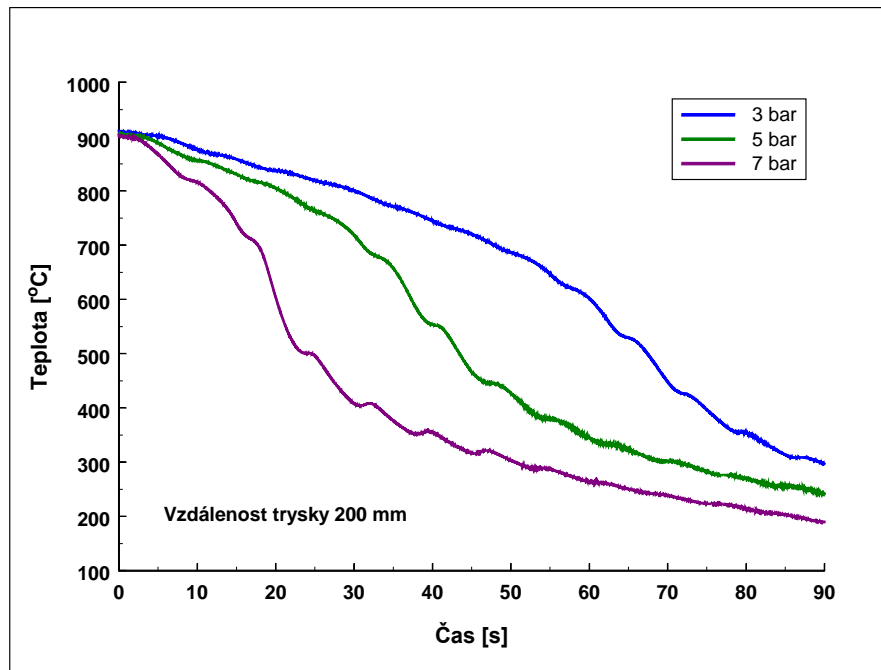
Výběr vhodného typu trysky a stanovení chladicích charakteristik, autenitická ocel, stacionární testy

Na základě předcházejících zkušeností a provedených testů byly vybrány vodní trysky s plným kuželem a vrcholový úhel 45° , ekvivalentní průměr v rozsahu od 2,5 do 4 mm. Chladicí charakteristiky trysek byly stanoveny na základě nestacionárního teplotního režimu chlazení, kdy byly stanoveny okrajové podmínky přestupu tepla na povrchu vzorku (tedy byl stanoven součinitel přestupu tepla) v závislosti na parametrech ostříku. V našem případě byl zkoumán vliv tlaku a vzdálenosti trysky od povrchu. Vzorek byl vyroben z autenitické oceli a byl osazen sadou termočlánků. Na Obr. 34 byl zachycen nahřátý vzorek, který byl v následujícím kroku přesunut pod chladicí trysku. Chlazení bylo přerušováno pomocí počítačem řízené klapky.

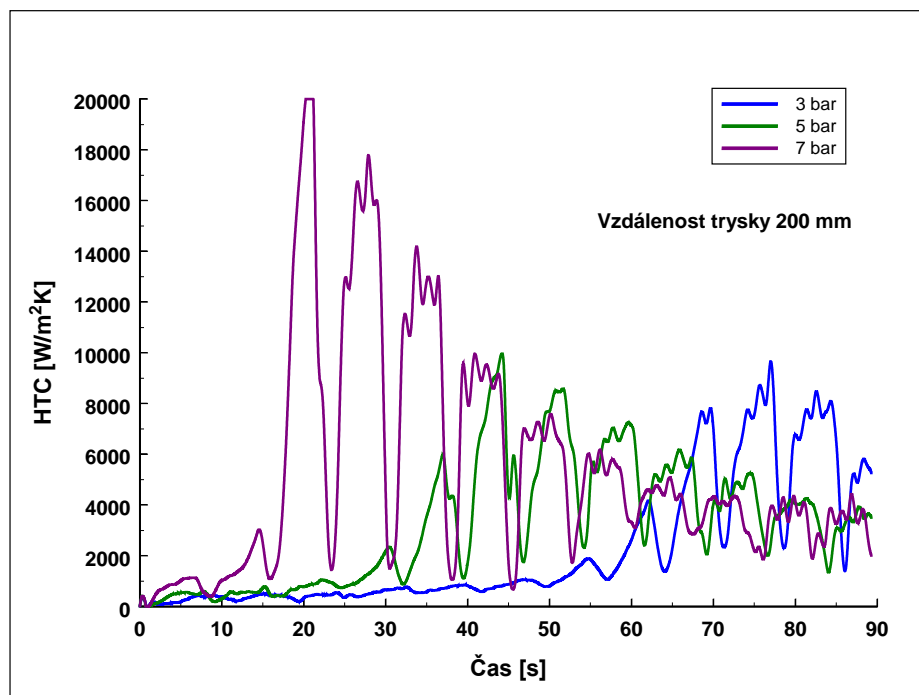


Obr. 34 Vlevo: vzorek po vyjmutí z pece. Vpravo: chlazení vzorku vodní kuželovou tryskou.

Příklad teplotního záznamu a výsledky výpočtů součinitele přestupu tepla jsou uvedeny na následujících grafech, Obr. 35 a Obr. 36. Byla provedena série testů zaměřená na zjištění vlivu vzdálenosti (170 a 200 mm) a vlivu tlaku (3, 5, 7 bar) na součinitel přestupu tepla. Uvedené výsledky slouží jako okrajová podmínka využitelná v numerických modelech a simulacích, které umožňují provedení předběžných návrhů chladicích režimů kolejnic.



Obr. 35 Teplotní záznam na vzorku z austenitické oceli pro vzdálenost trysky 200 mm a tlaky 3, 5, 7 bar



Obr. 36 Vypočtený průběh součinitele přestupu tepla, vzdálenost 200 mm, tlaky 3, 5, 7 bar

Zhodnocení výsledků, autenitická ocel, stacionární testy

Provedené experimenty a následné vyhodnocení inverzní úlohou (nalezení průběhu součinitele přestupu tepla na povrchu vzorku) umožňuje rámcovou kvalifikaci vlivu tlaku vody a vzdálenosti trysky na intenzitu chlazení. Zcela jednoznačně je zde vidět vliv teploty smáčivosti povrchu (tzv.

Leidenfrostova teplota). Obzvláště pro nižší tlak vody (3 bary) je na Obr. 36 vidět dvě zcela odlišné úrovně součinitele přestupu tepla – s hodnotou kolem 1000 W/m²K pro počátek experimentu a vyšší povrchové teploty vzorku a kolem 8000 – 10000 W/m²K pro nižší povrchové teploty. Tento režim je zcela nevhodný pro tepelné zpracování materiálů, protože v průběhu ochlazování může být dosaženo dvou výrazně odlišných úrovní intenzity chlazení pouze vlivem změny povrchové teploty. V praxi to pak může znamenat např. výrazné nehomogenity na ochlazovaném povrchu a nestabilitu regulace intenzity chlazení změnou tlaku. Výhodnější je proto použití vyššího tlaku, kdy je dosaženo smáčení povrchu i za vysokých teplot. Intenzitu odvodu tepla lze pak regulovat dobou působení vodního paprsku na povrch (tzv. pulzní chlazení).

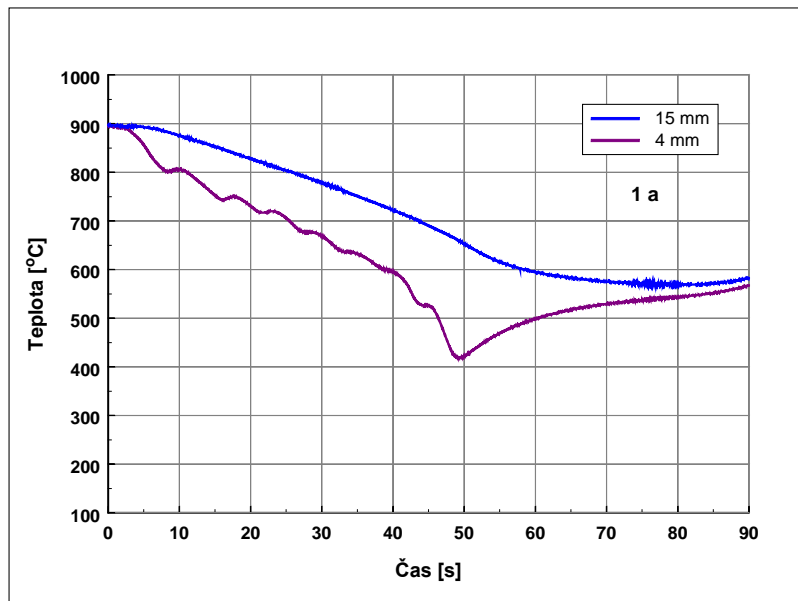
Testy na vzorcích kolejnic, stacionární testy

Následně bylo přistoupeno k testům na vzorcích kolejnic. Vzorky byly připraveny z kolejnic dodaných zadavatelem projektu, tedy Třineckými železárnami a.s. Kompletní chemické složení vzorků není možné uvést v této práci, ale jednalo se o 10 vzorků kolejnic s nízkým obsahem legujících prvků. Rozsah legujících prvků byl následující, (Mn 0.98 - 1.18 %, Cr 0 - 0.23 %). Obsah uhlíku byl od 0.78 do 1.18 %. Velmi důležitý byl i obsah křemíku, který zásadním způsobem ovlivňoval intenzitu chlazení a pohyboval se od 0.276 do 0.624 %. Z důvodu zásadního vlivu křemíku je v následující tabulce chemického složení jednotlivých vzorků ponecháno označení vzorků a obsah křemíku ve vzorcích Tab. 7.

Tab. 7 *Tabulka označení a chemického složení vzorků kolejnic*

Označení materiálu vzorků	C [%]	Mn [%]	Si [%]	P [%]	S [%]	Cr [%]
4	n/a	n/a	0.513	0.016	0.007	-
2	n/a	n/a	0.613	0.016	0.011	-
3	n/a	n/a	0.624	0.015	0.008	-
1	n/a	n/a	0.585	0.018	0.012	-
5	n/a	n/a	0.342	0.014	0.017	-
6	n/a	n/a	0.351	0.015	0.019	-
7	n/a	n/a	0.276	0.014	0.017	n/a
8	n/a	n/a	0.544	0.013	0.008	n/a
9	n/a	n/a	0.353	0.016	0.017	n/a
10	n/a	n/a	0.356	0.012	0.016	n/a

Vzorky kolejnic byly osazeny teplotními čidly, pro záznam teploty ve zvolených místech. Signály z termočlánků byly snímány měřicí ústřednou. Příklad výsledku měření je uveden na Obr. 37. U vybraných vzorků byla také provedena detailnější analýza – proměření tvrdosti HV0,3 po výšce vzorku a v případě uspokojivých hodnot tvrdostí také rozboru mikrostruktury.



Obr. 37 Teplotní záznam stacionárního experimentu, hlava kolejnice, pulzní chlazení. Hloubka teplotních čidel 4 a 15 mm.

Zhodnocení výsledků, testy na vzorcích kolejnic, stacionární testy

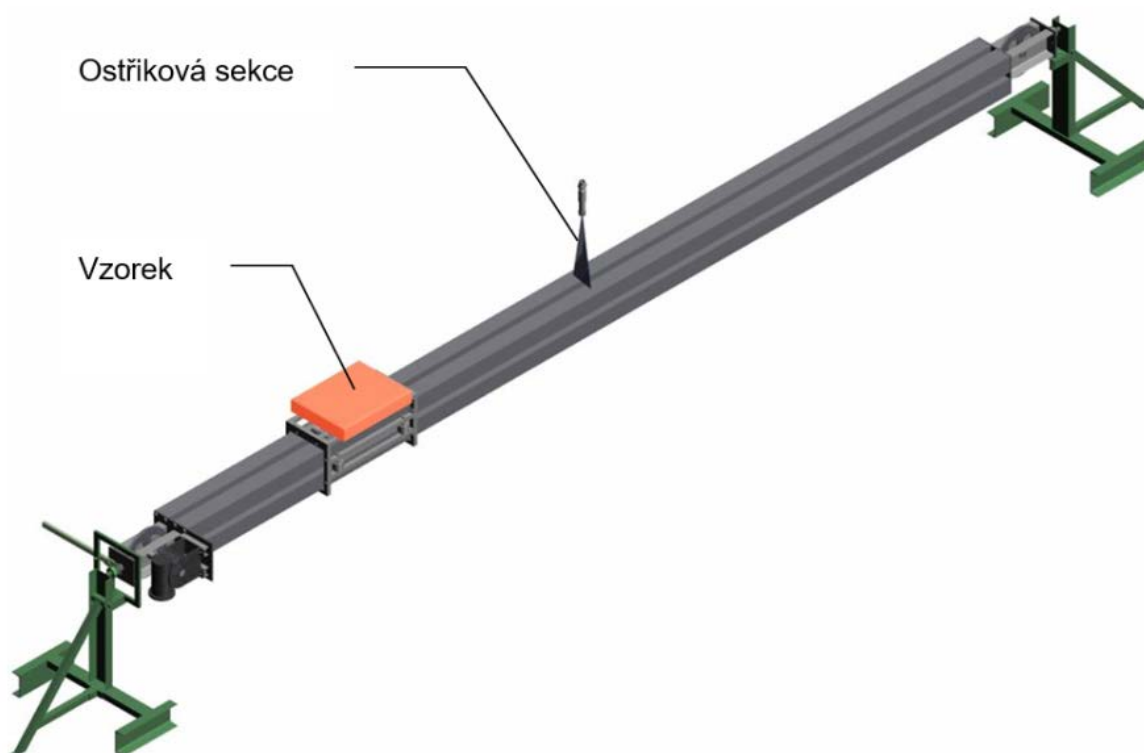
Stacionární experimenty byly navrženy a provedeny s cílem získat základní informace o chování vybraných typů materiálu při různých režimech řízeného chlazení. Celkově bylo provedeno a vyhodnoceno více než 70 experimentů, na základě kterých bylo možné formulovat následující závěry:

- Použité materiály lze rozdělit do dvou skupin – s nižším obsahem křemíku - do 0,4 % (vzorky 5, 6, 7, 9, 10) a s vyšším obsahem křemíku – nad 0,4 % (vzorky 1, 2, 3, 4, 8). Lepších výsledků bylo dosaženo u vzorků s nižším obsahem křemíku. Byla pozorována výborná opakovatelnost experimentů, stabilní vlastnosti povrchových vrstev oxidů a snadnější odstranění okují. U těchto vzorků bylo snazší dosáhnout jemné perlitické mikrostruktury materiálu bez strukturních pásů a lokálních nehomogenit. Bylo tedy experimentálně prokázáno, že jakost R260 dle EN 13674-1 vyhovuje pro účely tepelného zpracování lépe než „americké“ jakosti kolejnic.
- Chlazení založené na pulzním principu je výhodnější než použití kontinuálního chlazení s nižší intenzitou. Parametry ostříku jsou nastaveny tak, aby hodnota součinitele přestupu tepla byla stabilní v celém teplotním rozsahu a neprojevoval se vliv Leidenfrostovy teploty.
- Uspokojivých výsledků bylo dosaženo při počáteční teplotě vzorku v rozsahu od 800 do 900 °C. Pod touto teplotou není možné garantovat dosažení dostatečného nárůstu teploty. Vhodné rychlosti ochlazování jsou 20-30 °C/s pro teplotní rozsah nad 650 °C a 10-20 °C/s pro teploty pod 650 °C.

- Nejnižší teploty dosažené v průběhu ochlazování by neměly poklesnout pod 250 °C a teplota po zotavení vzorku by neměla být vyšší než 550 °C.
- Pro další zkoušky byl vybrán materiál R260 (vzorky 9 a 10) s obsahem křemíku menším než 0,4 %.

3.3.2 Testy chlazení kolejnic za pohybu

Hlavním cílem laboratorních testů za pohybu bylo ověření poznatků získaných při stacionárních testech v podmínkách, které se blíží k reálnému provozu. Laboratorní zařízení, vhodné pro tyto účely bylo vyvinuto v LPTP a umožňuje ohřev vzorku na požadovanou počáteční teplotu, pohyb vzorku předepsanou rychlostí v ostříkové sekci a vytvoření požadované sekvence průjezdů. Principiální schéma zařízení je znázorněno na Obr. 38.



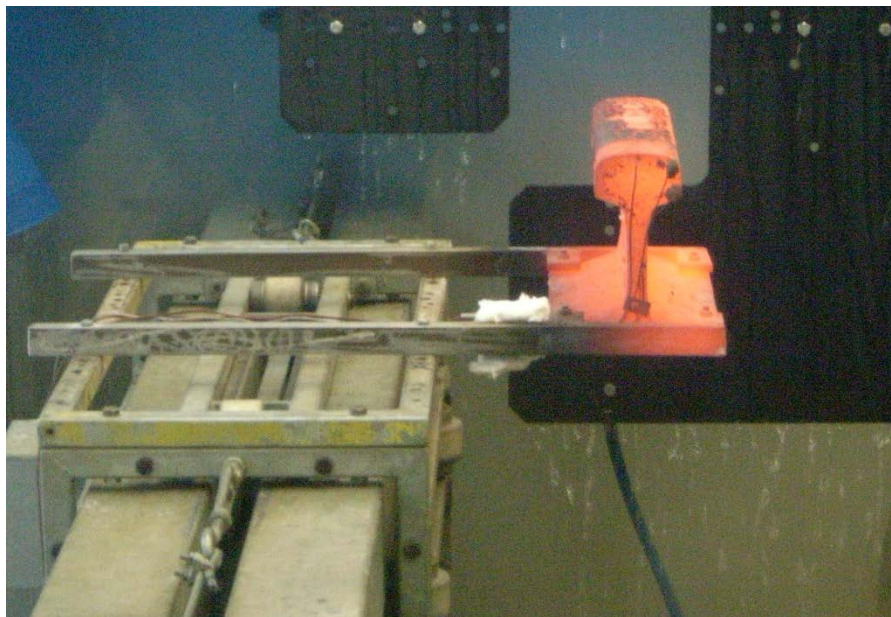
Obr. 38 *Principiální schéma lineárního zařízení*

Ostříková sekce v délce 3 m byla sestavena ze čtyř kolektorů – horní, dolní, levý a pravý. Všechny kolektory byly osazeny kuželovými tryskami. Vzdálenost trysek od povrchu kolejnice a pozici kolektoru lze modifikovat tak, aby bylo dosaženo optimálních chladicích účinků Obr. 39. V jednotlivých kolektorech lze nezávisle na sobě regulovat tlak vody. Vzorek kolejnice těsně před vstupem do chladicí sekce je zachycen na Obr. 40. Instrumentovaný vzorek byl ohřát na počáteční teplotu a projížděl několikrát zvolenou rychlostí pohybu chladicí sekcí Obr. 40. Chladicí sekce musela být symetrická, aby bylo možné přenést reverzní pohyb vzorku do provozních podmínek. Při

průjezdech vzorku kolejnice byly zaznamenávány údaje o teplotě ve vybraných místech kolejnice a o poloze kolejnice v sekci.

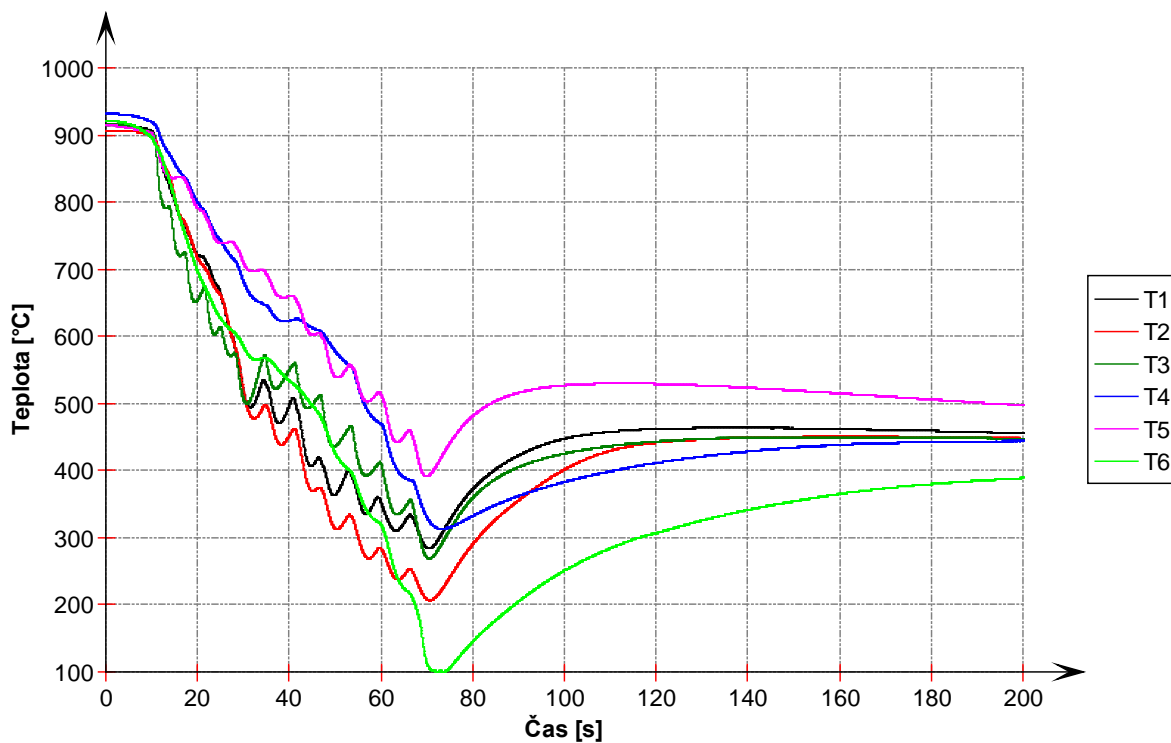


Obr. 39 *Experimentální ostřiková sekce nabudovaná na lineárním zařízení*



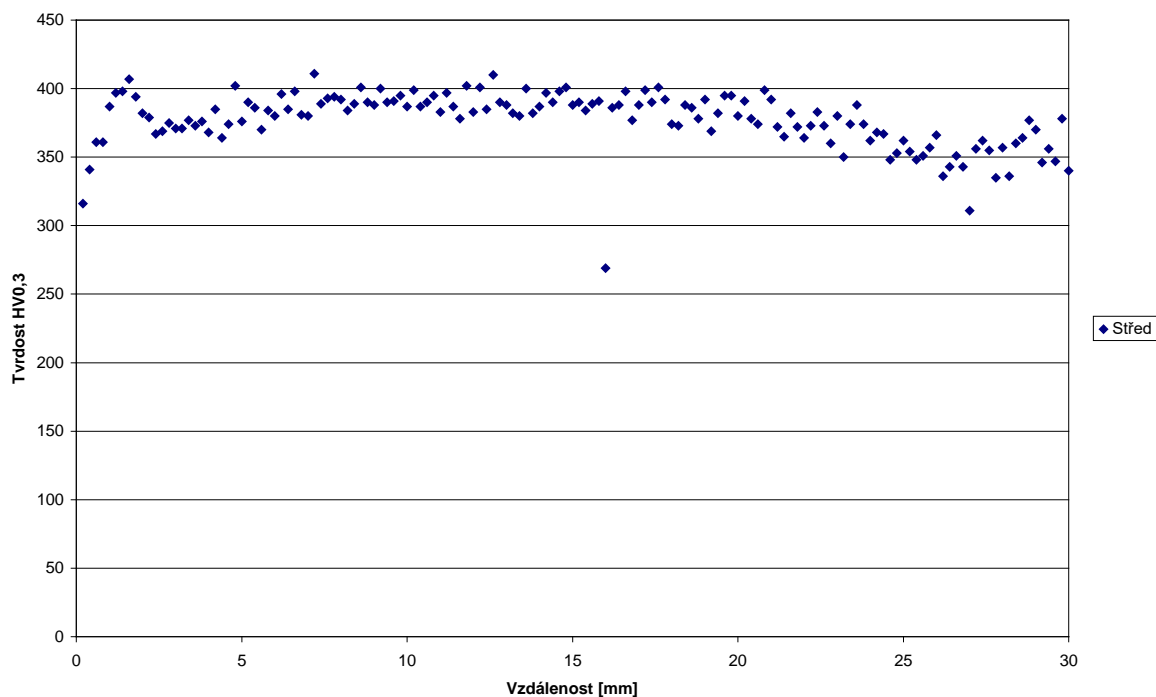
Obr. 40 *Ohřátá kolejnice před vstupem do laboratorní chladicí sekce*

Příklad výsledků chlazení kolejnice 60 E2, materiál 9 a 10 (Tab. 7) je uveden na Obr. 41. V tomto experimentu byl použit relativně vysoký tlak chladicí vody 14 bar. Vzdálenost horních trysek byla 140 mm a vzdálenost ostatních trysek se pohybovala od 150 do 120 mm. Rychlost pohybu kolejnice byla 0.3 m/s z důvodu omezení rychlosti zadavatelem. Výběhový úsek válcovny kolejníc neumožňoval použití vyšší rychlosti.



Obr. 41 Záznam teplot při řízeném dochlazení kolejnic, laboratorní testy za pohybu

Celkově bylo v této fázi výzkumu provedeno několik desítek experimentů pro různé parametry chlazení. Rychlost byla nastavována v rozsahu 0,3 – 0,5 m/s a tlak od 10 do 16 bar. Vhodným nastavováním spodního a bočních kolektorů byl řešen problém s možným podchlazováním relativně tenké paty kolejnice. U vzorků, které vykazaly dostatečnou tvrdost pomocí metody HB (Zkouška tvrdosti podle Brinella) byla proměřena i mikrotvrdost HV0.3 (Zkouška tvrdosti podle Vickerse) a byl udělán metalografický výbrus. Mikrotvrdost byla proměřena v ose hlavy kolejnice do hloubky 30 mm. Příklad takového měření je uveden na Obr. 42. Nárůst tvrdosti splňoval očekávání a pohyboval se těsně pod hranicí 400 HV0.3, což odpovídalo jemné perlitické struktuře.



Obr. 42 Dosažená tvrdost HV0.3 po průjezdu laboratorní chladicí sekce

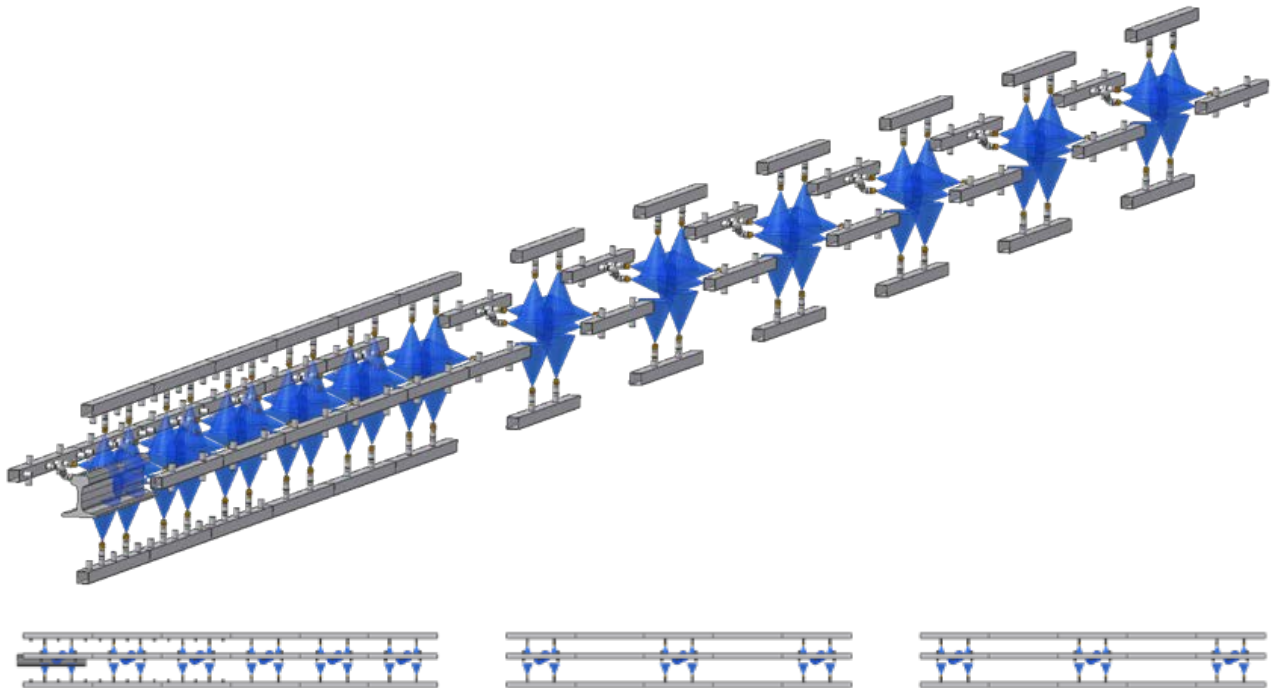
Zhodnocení výsledků - testy za pohybu vzorku

Cílem provedených laboratorních testů za pohybu vzorku bylo získání potřebných podkladů pro návrh poloprovozního zařízení. Celkově bylo provedeno více než 30 experimentů poskytujících informace o vlivu sledovaných parametrů (rychlost pohybu, geometrické nastavení a tlaku v kolektorech) na výslednou tvrdost a mikrostrukturu. Vybrané vzorky byly poté hodnoceny standardním testovacím postupem v laboratořích Třineckých železáren a.s. Díky laboratorním testům bylo možné nastavit chladicí sekce tak, aby umožňovaly tepelné zpracování zvolené jakosti kolejnice, (v tomto případě R260) za daných prostorových možností. Optimální rychlost pro in-line tepelné zpracování by byla rychlost okolo 1 m/s. Z důvodu omezených prostorových možností na výběhovém úseku válcovny kolejnic bylo nutné navrhnout rozmístění trysek tak, aby umožňovaly tepelné zpracování daného typu kolejnice při rychlosti 0,3 m/s. To znamená dosažení jemné perlitické struktury s definovaným gradientem tvrdosti dle požadavků norem.

3.3.3 Návrh poloprovozního zařízení

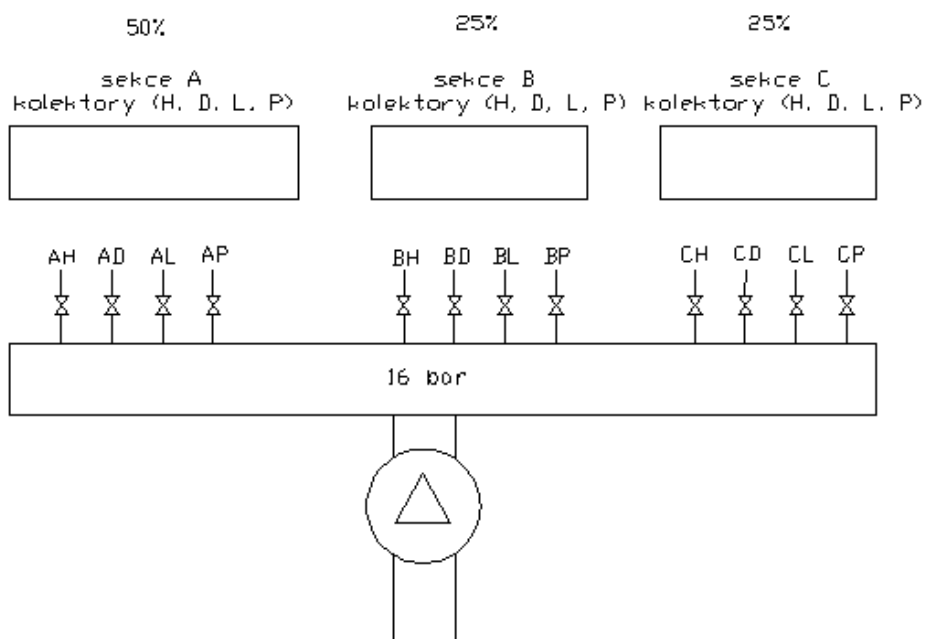
Poloprovozní zařízení bylo konstruováno a nastaveno tak, aby umožňovalo dosažení srovnatelných chladicích charakteristik, které byly aplikovány v laboratorních podmínkách. Cílem této části řešení projektu bylo poskytnutí potřebných konstrukčních podkladů pro zpracování dokumentace, dle které bude možné vyrobit poloprovozní chladicí zařízení. Návrh zařízení musel respektovat všechny omezující faktory, hlavně pak délku výběhového úseku navazující na válcovnu kolejnic TŽ. Základní uspořádání trysek v poloprovozním zařízení je zřejmé z Obr. 43. Poloprovozní sekce vyvinutá pro tepelné zpracování kolejnic byla 18 m dlouhá a byla rozdělena do tří částí. První šestimetrový úsek sloužil k intenzivnímu chlazení projíždějící kolejnice, další dva pětimetrové úseky

zajišťovaly dochlazení menší intenzitou. V sekci byly dvě metrové mezery, které oddělovaly jednotlivé části chlazení. Ostřík kolejnice byl realizován pomocí čtyř kolektorů, H-horní, D-dolní, L-levý, P-pravý. Ve směru pohybu byly sekce značeny A, B, C (Obr. 44) s tím, že první sekce chlazení s označením A byla nejhustěji osazená tryskami a průtokově odpovídala 50 % spotřebě chladicí vody.



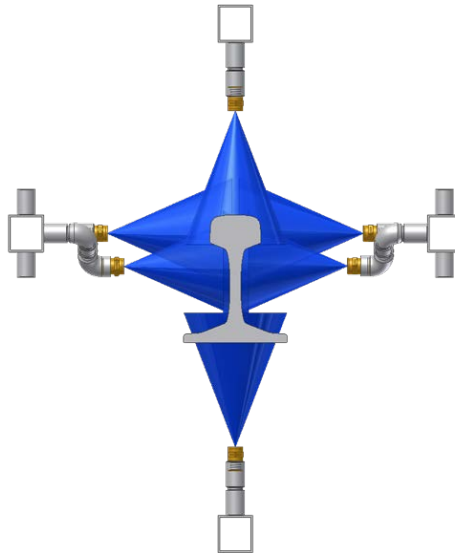
Obr. 43 Celkové uspořádání poloprovozní chladicí sekce

rozložení vody:



Obr. 44 Uspořádání sekcí a rozložení průtoku chladicí vody: sekce A 50%, B 25% a C 25%

V rámci návrhu tepelného zpracování hlavy kolejnice bylo nutné vyřešit chlazení stojiny kolejnice. Odvedením tepla ze stojiny mělo zabránit výraznému zotavení teploty v hlavě kolejnice po průjezdu chladicí sekci, a tím zabránit ztrátě mechanických vlastností. Pro tyto účely nebyl použit jednoúčelový kolektor, ale byly využity boční kolektory a přídavné trysky, které byly sníženy a tím nasměrovány do požadované roviny. Situace je zobrazena na Obr. 45.



Obr. 45 Rozmístění trysek po obvodu kolejnice – řešení chlazení stojiny kolejnice.

Z hlediska použitých trysek bylo zařízení konstruováno na základě vodních trysek s kuželovým paprskem a vrcholovým úhlem 45°. Při návrhu byly použity trysky pouze jedné velikosti. To usnadňuje údržbu chladicího zařízení a předchází případným záměnám trysek při přestavbách. Celkový průtok chladicího zařízení se pohyboval okolo 35 l/s při tlaku na kolektorech 15 bar. Konfigurace při plném osazení tryskami obsahovala 96 kusů kuželových trysek.

Poloprovozní zkoušky

V roce 2009 byly provedeny poloprovozní zkoušky tepelného zpracování kolejnic. In-line tepelné zpracování bylo realizováno na provozu válcovny kolejnic TŽ na výběhovém úseku. Délka využitelného úseku pro nabudování poloprovozní chladicí sekce byla výchozím parametrem pro určení rychlosti průjezdu kolejnice touto sekci a tím i času potřebného pro tepelné zpracování. Použitá rychlost byla 0,3 m/s, což přibližně odpovídá jedné minutě tepelného zpracování. Chladicí sekce byly navrženy na základě laboratorních zkoušek provedených v roce 2008.

Z důvodu značné finanční náročnosti poloprovozních testů byl zvolen postup minimalizující počet neúspěšných pokusů. Byla použita metodika pro nastavení celého zařízení tak, aby chlazení v poloprovozu co nejvíce odpovídalo chlazení v laboratoři. V LPTP byl vyroben segment austenitické kolejnice stejného profilu, jaký bude mít kolejnice tepelně zpracovávaná na poloprovozním zařízení. Tento segment byl 200 mm dlouhý, vyrobený z austenitické oceli a osazený termočlánky ve stejných pozicích jako u laboratorních testů. Nejprve proběhly série měření na laboratorním zařízení a byly zaznamenány průběhy teplot těch chladicích režimů, které v laboratorních podmínkách vedly k požadovaným průběhům tvrdosti a k požadované mikrostruktuře. Poloprovozní zařízení bylo nastavováno pomocí zmiňovaného segmentu kolejnice tak dlouho, dokud křivky chlazení

v poloprovozu a v laboratorních podmínkách nebyly totožné. Tímto postupem bylo možné efektivně nastavit poloprovozní zařízení a dosáhnout požadovaných výsledků v relativně krátké době a bez velké spotřeby vyrobených kolejnic.

V laboratoři bylo provedeno a vyhodnoceno více než 100 experimentů. Po úspěšném testování a nastavení laboratorních chladicích sekcí bylo přikročeno k poloprovozním zkouškám, které měly prokázat přenositelnost výsledků do provozu. Pro verifikaci nastavení poloprovozní sekce byla použita metodika, popsaná v úvodu kapitoly, která umožňovala kontrolu nastavení poloprovozní sekce. I přes slibné testy chladicího zařízení v laboratorních podmínkách zůstával neznámý vliv originální deformované struktury vyválnovaných kolejnic na výslednou strukturu po tepelném zpracování. Laboratorní testy byly prováděny na vzorcích kolejnic, které musely projít re-ohřevem v laboratorní peci. To znamená, že struktura materiálu po ohřevu nevykazovala stejnou míru deformace. Důvodem změn ve struktuře byl asi hodinový ohřev na teplotu 900 °C. Dalším neznámým faktorem, který bylo nutné poloprovozním experimentem ověřit, bylo riziko prohýbání kolejnic, hlavně pak ve svislém směru. Hrozilo prohnutí kolejnice z důvodu rozdílné intenzity chlazení v oblasti hlavy a paty kolejnice. Intenzita chlazení hlavy kolejnice musela být výrazně vyšší než chlazení paty kolejnice. Pata a stojina kolejnice byla chlazená pouze z důvodu rovnoměrného odvodu tepla a zabránění re-ohřevu hlavy kolejnice vnitřním teplem.

Poloprovozní zkoušky byly prováděny v pěti etapách (v pěti dnech). Každý den bylo provedeno několik zkoušek. Úspěšnou zkouškou se rozumí zkouška, která končila průjezdem kolejnice chladicí sekcí a po celou dobu chlazení byly tlaky ve všech ostříkových kolektorech stabilní.

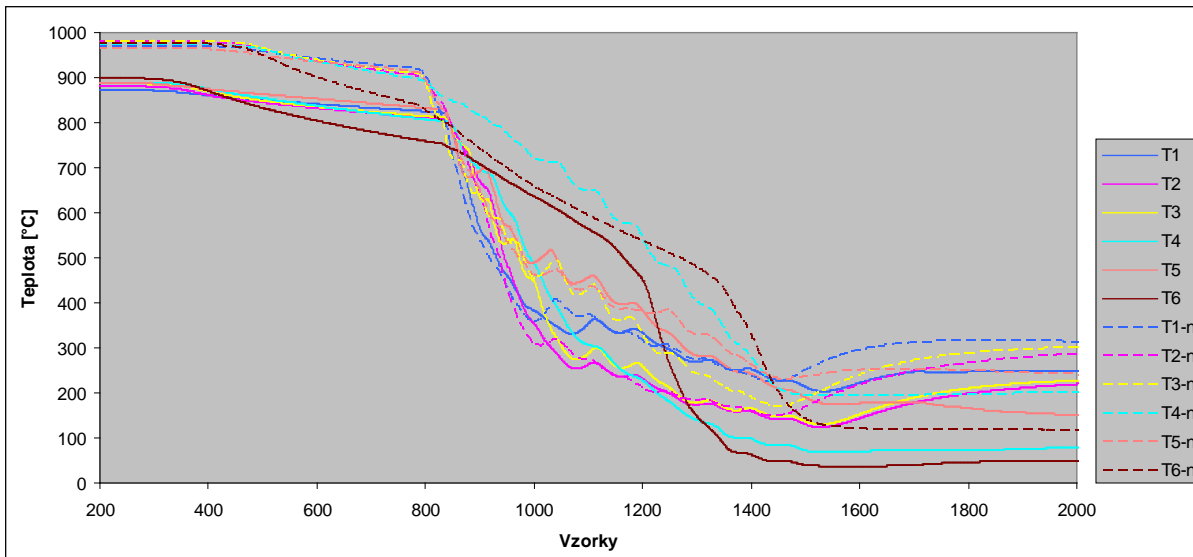
Prvním poloprovozním zkouškám předcházela kontrola nastavení všech chladicích sekcí. Konkrétně byla provedena kontrola osazení kolektorů tryskami a kontrola roztečí trysek. Byly nastaveny rychlosti pohybu (průjezd kolejnice byl realizován pomocí navíjeného lana). První zkoušky byly provedeny na vzorku kolejnice z austenitické oceli, osazené teplotními čidly. Takto osazený vzorek kolejnice byl ohřát na teplotu 900 °C a přes spojovací segment uchycen ke dlouhé vodící kolejnici, Obr. 46 a celek byl pomocí tažného lana protažen chladicí sekcí Obr. 47 a byly zaznamenávány podpovrchové teploty v šesti místech obvodu kolejnice. Tímto způsobem byly provedeny ověřovací zkoušky nastavení chladicí sekce. Dále bylo provedeno srovnání naměřených průběhů chlazení získaných v laboratoři a průběhů z poloprovozního zařízení. Srovnávací grafy měření provedeného v laboratoři a měření provedeného ve Třineckých železárnách jsou vyneseny na obrázcích Obr. 48 a Obr. 49.



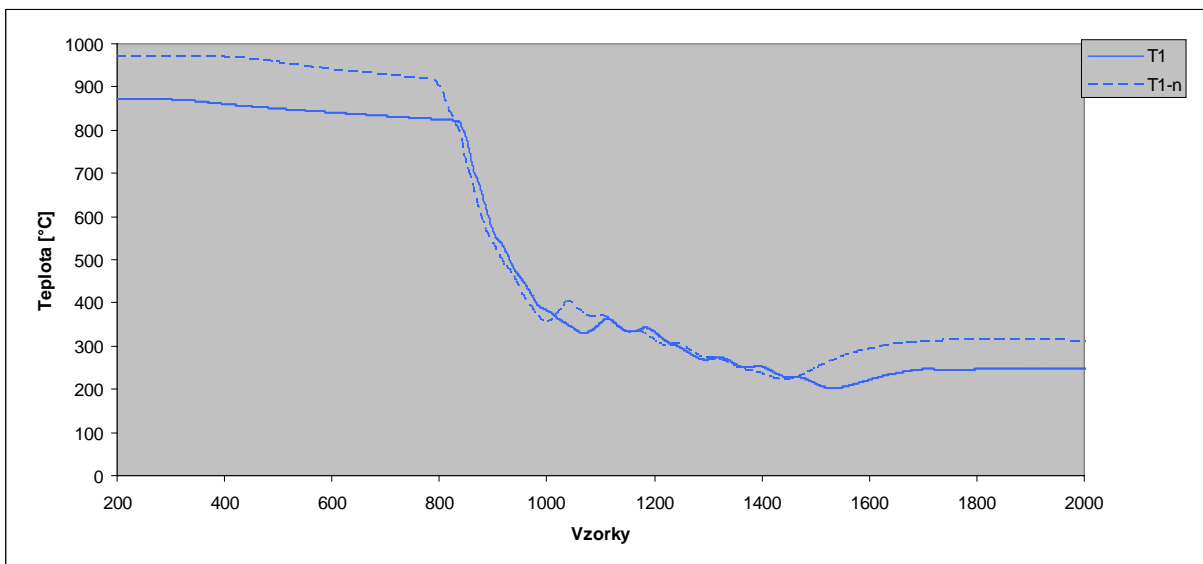
Obr. 46 Segment osazený termočlánky napojenými do datalogeru. Začátek měření.



Obr. 47 Segment vyjždějí z chladicí sekce.



Obr. 48 Grafy naměřených teplot: *plné čáry – měření v laboratoři*
přerušované čáry – měření v Třineckých železárnách
T1 až T6 pozice termočláňku.



Obr. 49 Grafy naměřených teplot: *plná čára – měření v laboratoři*
přerušovaná čára – měření v Třineckých železárnách
termočláňek T1 osa hlavy kolejnice.

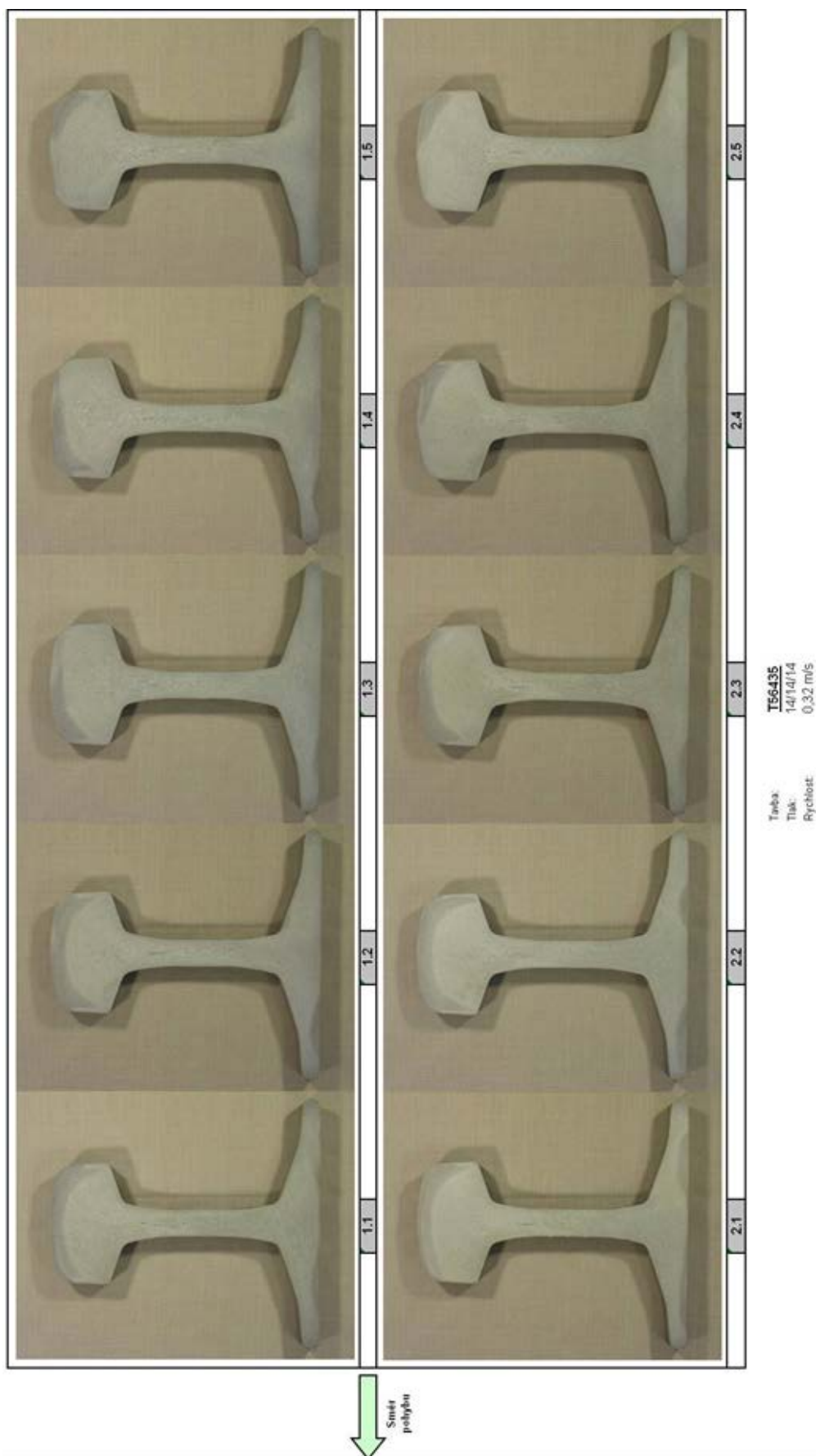
Zkouška s austenitickou kolejnicí osazenou teplotními čidly prokázala dobrou shodu intenzit chlazení dosažených při průjezdu kolejnice laboratorní chladicí sekci a intenzit chlazení dosažených při průjezdu poloprovozní sekci. Z grafů je patrné, že startovací teplota austenitické kolejnice byla nastavena na hodnotu 980 °C. Vyšší teplota byla použita z důvodu předpokládaného delšího času manipulace se vzorkem a tudíž intenzivnějšímu ochlazení austenitické kolejnice ještě před vstupem do chladicí sekce. K tomuto ochlazení nedošlo a doba manipulace byla přibližně stejná jako u laboratorních testů. Rozdíl startovacích teplot způsobil, že záznamy teplot získané při průjezdu poloprovozních chladicí sekci začínají a končí na vyšších hodnotách. Z gradientů teplot je však

možné usuzovat, že intenzity chlazení v obou sekcích (jak laboratorní, tak i poloprovozní) jsou totožné, a že nastavení chladicí sekce povede k dosažení požadovaného tepelného zpracování.

Po zkoušce chladicí sekce provedené na austenitické kolejnici bylo přikročeno ke zkouškám tepelného zpracování 6,5 m dlouhých kolejnic (profil 60E2). Konkrétně se jednalo o kolejnice materiálu jakosti: R260 (3 šrotové KSL po ohřevu v krokové peci). Parametry chlazení byly nastaveny stejně jako při laboratorních testech, to znamená, že byl ve všech chladicích kolektorech (hlava, stojina, pata) nastaven tlak 14 bar. Zkoušky tepelného zpracování s kolejnicemi délky 6,5 m prokázaly nedostatečnou přesnost vedení kolejnice. Tolerance vedení +/-25 mm způsobovala střídavé podchlazování pravé a levé strany kolejnice. Tyto pravolevé změny intenzit chlazení (v důsledku proměnné vzdálenosti trysek od chlazeného povrchu) v kombinaci s nerovnoměrným pohybem kolejnice (z důvodu napínání a povolování tažného lana) způsobily výsledný zvlněný tvar chlazené kolejnice. Tyto skutečnosti měly dále zásadní vliv na vlastnosti kaleného materiálu. Výsledek druhého provozního experimentu byl obdobný. Kolejnice do chladicí sekce vstupovala prohnutá a s podchlazenou patou. Přesto byla dosažena dobrá rovnoměrnost pohybu kolejnice při vstupu do chladicí sekce. Projevil se zde však další problém, který zásadním způsobem ovlivnil výsledky tepelného zpracování kolejnice. Tímto problémem bylo výškové seřízení válečků valníků. Velké výškové rozdíly při přejezdu mezi jednotlivými dopravníky způsobovaly náhlé vertikální posuvy v řádech desítek milimetrů. To mělo negativní vliv hlavně na směřování bočních trysek a rovnoměrnost chlazení po délce kolejnice. Výjezd testovací kolejnice z chladicí sekce byl velmi nerovnoměrný, kdy se kolejnice zastavovala a opět rozjížděla vyšší rychlostí než požadovaných 0,3 m/s.

Výsledky metalografických hodnocení

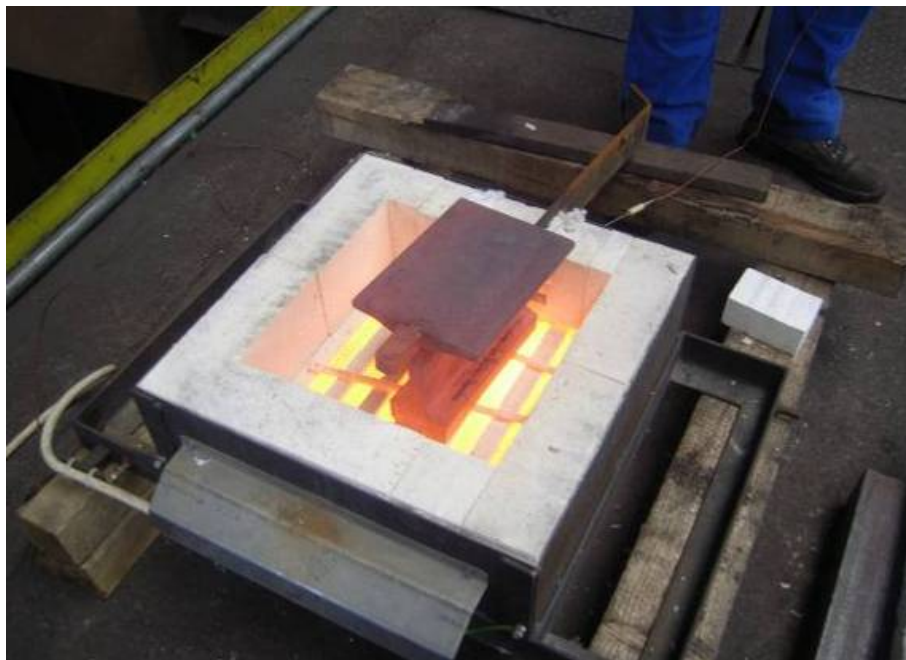
Velké tolerance ve vedení kolejnice při průjezdu chladicí sekcí a proměnná rychlost posuvu způsobily strukturní nehomogenity po její délce. Tyto nehomogenity jsou dobře patrné z makroleptů Obr. 50. Z těchto výbrusů (pět výbrusů z každé kolejnice) je dobře patrné, jak se změna intenzity chlazení, ať již způsobená změnou vzdálenosti kolejnice - tryska nebo zastavením kolejnice pod tryskou, okamžitě projeví na výsledné struktuře. U vzorků kolejnic s označením 1.3 (Kolejnice 1) a 2.3 (Kolejnice 2) bylo provedeno hodnocení mikrostruktury Obr. 50. I přesto, že režim tepelného zpracování v mnoha parametrech neodpovídal požadovaným podmínkám, nebyl výskyt anomálií (popuštěného bainitu a martenzitu) tak výrazný jak by se dalo usuzovat z průběhu zkoušky. Základní mikrostruktura testovaných vzorků kolejnic byla tvořena 98% perlitu a 2% feritu. Hodnocení mikrostruktury na povrchu kolejnic a výskyt anomálií (martenzitu) ve sledovaných vzorcích se pohyboval do 5%.



Obr. 50 *Hodnocení makroleptů*

Po úpravě poloprovozní sekce byly provedeny další testy tepelného zpracování kolejnic délky 6,5 m. Byla snížena tolerance horizontálního vedení kolejnice na ± 15 mm, ale ani vymezení těchto tolerancí nedokázalo zabránit určitému „zhoupnutí“ kolejnice během průjezdu chladicí sekce. Dalším důležitým faktorem ovlivňujícím výsledek tepelného zpracování byla doválcovací teplota vzorků a její rovnoměrnost. Teploty okolo 850 °C byly hraniční pro úspěšné tepelné zpracování. Velká nerovnoměrnost teplotního pole kolejnice při vstupu do chladicí sekce byla dalším negativním faktorem ovlivňujícím výsledek in-line tepelného zpracování. Výsledky metalografického hodnocení, hlavně pak makrolepty řezů kolejnic potvrzují proměnnou intenzitu chlazení a to jak po délce kolejnice (vliv nerovnoměrné rychlosti), tak i proměnnou intenzitu chlazení na levé a pravé straně kolejnice (vliv nepřesného horizontálního a vertikálního vedení kolejnice).

Další zkoušky byly provedeny na vzorcích kolejnice jakosti R260, profil 60E1 délky 250 mm. Vzorky byly ohřívány v peci stejně jako austenitická kolejnice. První vzorek (A) byl rovnoměrně ohřát na startovací teplotu 890 °C. Druhý vzorek byl ohříván nerovnoměrně tak, aby pata kolejnice byla chladnější, což odpovídá reálnému teplotnímu poli kolejnice po vyválnování Obr. 51. Druhý vzorek (B) byl ohřát na nižší startovací teplotu (870 °C), aby byl zmapován vliv počáteční teploty a rovnoměrnosti teplotního pole na výslednou strukturu. Tyto kolejnice po ohřevu v elektrické peci a uchycení ke studené vodící kolejnici byly tepelně zpracovány v poloprovozní chladicí sekci. Tlak ve spodním kolektoru byl snížen ze 14 na 8 bar, aby se zabránilo vzniku nežádoucích struktur v patě kolejnice. Přesnější navádění kolejnice v horizontálním směru se pozitivně projevilo na vzhledu makroleptů, Obr. 52.



Obr. 51 Ohřev vzorků kolejnic, délky 250 mm. Experiment A, B.



Obr. 52 Vlevo kolejnice A. Vpravo kolejnice B. – vzorky 250 mm ohříváné v peci. Upravená chladicí sekce s tolerancí vedení +/-15 mm

Výsledky metalografického hodnocení a makrolepty řezů kolejnic ukazují, že bylo dosaženo lepší pravolevé symetrie mikrostruktury kolejnice, než tomu bylo u vzorků délky 6,5 m. Také byl snížen výskyt anomálií, hlavně pak martenzitu, který se objevil pouze ve středové oblasti stojiny, kde se vyskytují protáhlá zrna martenzitu (0,05 mm – 5%). Výskyt martenzitu v této oblasti nebude spojen s historií tepelného zpracování, ale hlavně hlavní roli zde bude hrát změna chemického složení materiálu. Kdyby byla martenzitická struktura způsobena pouze tepelným zpracováním, vyskytovaly by se zrna martenzitu hlavně v povrchových a podpovrchových vrstvách, kde je intenzita chlazení vždy vyšší než ve středových oblastech stojiny. V tomto případě uvnitř materiálu vznikla tvrdší metalografická struktura při nižší rychlosti ochlazování než na povrchu kolejnice Obr. 52. Výskyt bude spojen s výrobním procesem a s nerovnoměrným chemickým složením kolejnic.

Dosažené výsledky prokázaly, že při splnění určitých předpokladů, jako jsou:

- dostatečná startovací teplota a rovnoměrnost teplotního pole,
- konstantní rychlost pohybu kolejnice při průjezdu chladicí sekci,
- a přesnost vedení kolejnice v tolerancích +/-10 mm

lze chladicí poloprovodní sekci nastavit totožně s laboratorní sekci.

Další čtyři zkoušky kalícího zařízení s kolejnicemi jakosti R260, profil 60E2, délky 6,5 metrů a tři zkoušky s kolejnicemi jakosti AREMA25CR, profil 60E2, též délky jsou zaznamenány Tab. 8. Hlavní rozdíl oproti předcházejícím zkouškám spočíval ve zvýšení rychlosti z 0.3 m/s na 0.4 m/s pro jakost R260 a na 0.5 m/s pro jakost AREMA25Cr. Plynulost průjezdu kolejnic chladicí sekci byla kontrolována pomocí videozáznamů a ve většině případů byla velmi dobrá. Tomu odpovídá i konečný tvar kolejnic po tepelném zpracování, Obr. 53 a Obr. 54. Pouze u prvních zkoušek kolejnic (označených číslem 1, platí to pro obě zkoušené jakosti) byly na výstupu z chladicí sekce zaznamenány nerovnoměrné rychlosti posuvu.

Tab. 8 Tabulka poloprovozních zkoušek provedených na vzorcích kolejnic délky 6,5 m.

Značení	Tavba	Materiál jakost /Délka [m]	Plán měření			Rychlost [m/s]	Teplota	
			Tlak HK [bar]	Tlak PK [bar]	Tlak DK [bar]		Vstup [°C]	Výstup [°C]
1	-	R260/6.5m	14	14	8	0.4	860	-
2	-	R260/6.5m	14	14	8	0.4	875	576
3	-	R260/6.5m	14	8	0	0.4	874	608
4	-	R260/6.5m	14	8	0	0.4	882	608
1	-	AREMA25CR	12	12	6	0.5	858	662
2	-	AREMA25CR	6	6	3 - 4	0.5	872	700
3	-	AREMA25CR	12	9	0	0.5	887	648

V Tab. 8 jsou uvedeny teploty kolejnic změřené pyrometrem. Teploty byly měřeny na hlavách kolejnic a to vždy před vstupem a po výstupu z této sekce. Teploty na vstupu se pohybovaly v rozmezí 858 – 887 °C. Je nutné uvést, že podle předcházejících laboratorních testů bylo uspokojivých výsledků u stacionárních testů dosaženo při počáteční teplotě vzorků v rozsahu od 850 °C až 900 °C a všechny testy tepelného zpracování byly prováděny na počátečních teplotách pohybujících se v tomto rozsahu. Měření doválcovací teploty kolejnic vstupujících do poloprovozní chladicí sekce se v mnohých případech dají označit jako hraniční pro úspěšné zvládnutí tepelného zpracování. Pro tepelné zpracování je počáteční teplota a rovnoměrné teplotní pole zcela zásadní. Při nedodržení těchto důležitých vstupních parametrů nelze materiál tepelně zpracovat.

Dalším parametrem, který ovlivnil výslednou tvrdost kolejnic zkoušených v rámci popisované etapy, byla rychlost průjezdu chladicí sekci. Zvýšení rychlosti z 0,31 na 0,40 m/s (resp. 0,50 m/s pro jakost AREMA25Cr) způsobilo nedostatečný chladicí účinek trysek a nedosažení potřebných tvrdostí zakalené kolejnice.

Z každé 6,5 m dlouhé tepelně zpracované kolejnice byly odebrány tři vzorky a byla na nich vyhodnocena výsledná struktura. Makrolepty včetně směru pohybu jsou zobrazeny na Obr. 55. Na většině makroleptů nejsou patrné velké oblasti se strukturálními přechody. Na řezech, které vstupovaly do chladicí sekce jako první, se ve třech případech objevuje v levém horním rohu pás popuštěného bainitu a v jednom případě se tento pás objevuje v pravém rohu. Důvodem je zřejmě nepřesný nájezd kolejnice do chladicí sekce, kdy nebylo zajištěné přesné navádění kolejnice do sekce. U všech řezů bylo provedeno hodnocení mikrostruktury. Základní mikrostruktura vzorků kolejnic byla tvořena 98 % perlitu a 2 % feritu. V tepelně zpracovaných kolejnicích nebyl zjištěn martenzit. Provedené zkoušky vykazovaly nedostatečné tvrdosti zakalených kolejnic. To bylo způsobeno zvýšením rychlosti projezdu kolejnice chladicí sekci z 0,31 m/s na 0,40 m/s. Dalším výrazným faktorem ovlivňujícím výslednou tvrdost po tepelném zpracování je doválcovací teplota. Ta se podle záznamů z pyrometru pohybovala na hranici, kdy je ještě možné provést tepelné zpracování.

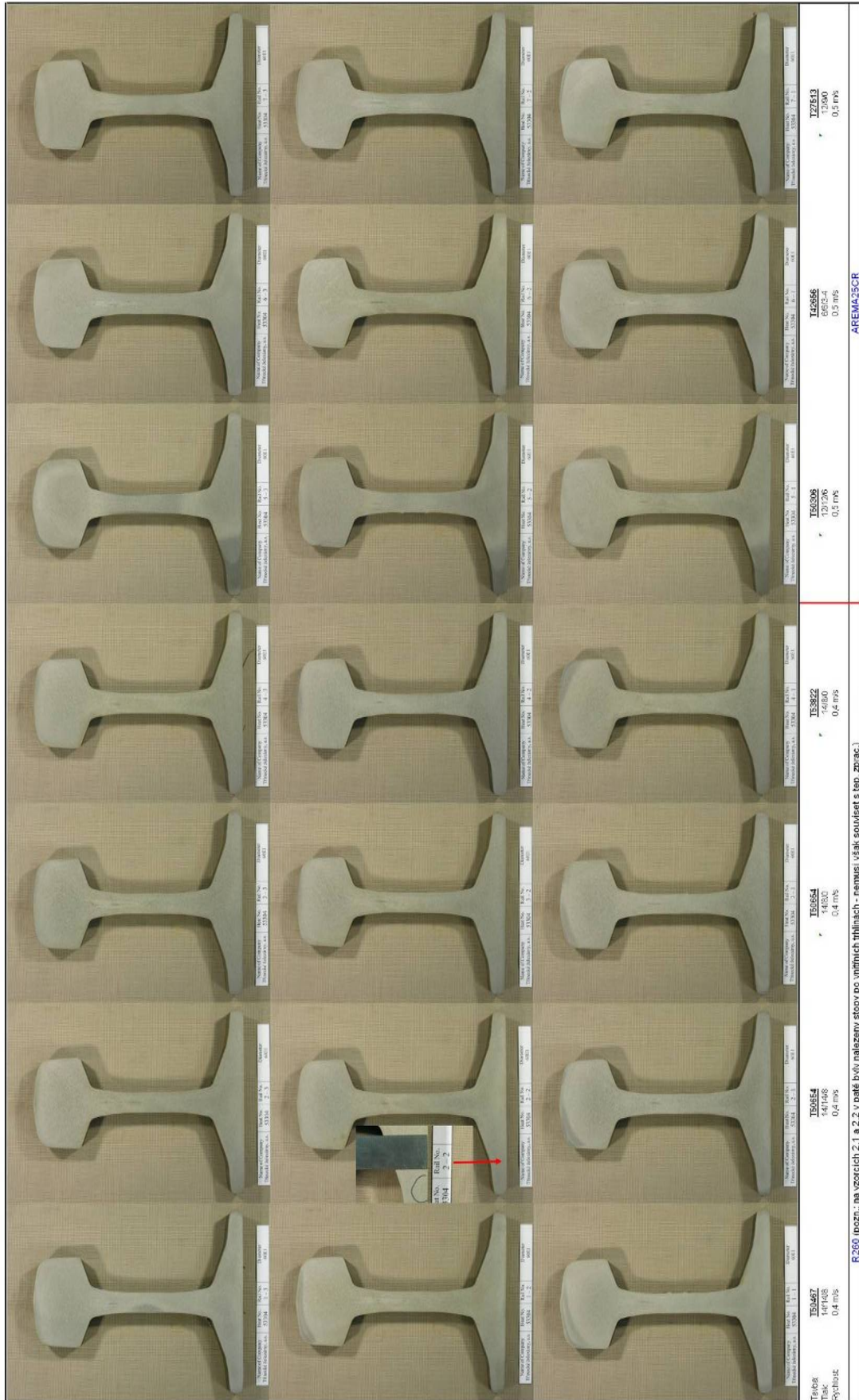


Obr. 53 Konečný tvar kolejnice po průjezdu chladicí sekcí.
Zkouška č. 3 (R260) – vlevo. Zkouška č. 4 (R260) – vpravo.
Tolerance vedení kolejnice (± 15 mm), rovnoměrným průjezdem chladicí sekcí.



Obr. 54 Konečný tvar kolejnice po průjezdu chladicí sekcí.
Zkouška č. 2 (AREMA25Cr) – vlevo.
Zkouška č. 3 (AREMA25Cr) – vpravo.
Tolerance vedení kolejnice (± 15 mm), rovnoměrným průjezdem chladicí sekcí.

Makrolepty kolejnic - pokus ze dne 19. 11. 2009



Obr. 55 Hodnocení makroleptů

Závěry poloprovozních zkoušek

První etapy poloprovozních zkoušek byly prováděny s velkou tolerancí vedení kolejnice v horizontální směru ± 25 mm. Tato tolerance byla nastavena z důvodu obavy ze vzpříčení kolejnice v chladicí sekci. Zkoušky prokázaly, že velká tolerance ve vedení kolejnice způsobuje střídavé podchlazování levého a pravého boku kolejnice. Kolejnice se poté zvlní a jen s obtížemi prochází chladicí sekci. Plynulý pohyb se mění v trhaný a intenzita chlazení se mění podle náhodné vzdálenosti kolejnice-tryska a podle proměnné rychlosti pohybu materiálu pod tryskou. Výsledný tvar a mikrostruktura kalené kolejnice byly určeny nerovnoměrným chlazením.

Na základě těchto zjištění bylo rozhodnuto snížit toleranci vedení kolejnice z ± 25 mm na ± 15 mm. Po této úpravě se plynulost průjezdu kolejnice chladicí sekci výrazně zlepšila, což dokazují výsledky poloprovozních zkoušek, kdy z celkového počtu sedmi kolejnic pět prošlo chladicí sekci bez problémů. Též výsledný tvar zakalených kolejnic nebyl zvlněný. Dalším důležitým krokem ke zlepšení přesnosti navádění kolejnice chladicí sekci bylo vyrovnání válečků valníku. Předcházející velké výškové tolerance válečků způsobovaly „zhoupnutí“ dlouhých kolejnic. Nechtěné posuvy hlavně na koncích těchto kolejnic poté dosahovaly desítek milimetrů. Tyto vertikální posuvy neměly výrazný vliv na horní a dolní chlazení, kde intenzita chlazení není výrazně citlivá na změnu vzdálenosti kolejnice-tryska. Vertikální posuvy, ale způsobovaly výrazné změny bočního chlazení, kde se celá stopa trysky posouvá do jiné výšky. V této oblasti je nutné trysky směřovat na bok hlavy kolejnice a tato nepřesnost může způsobit posun chlazení z hlavy kolejnice na stojinu.

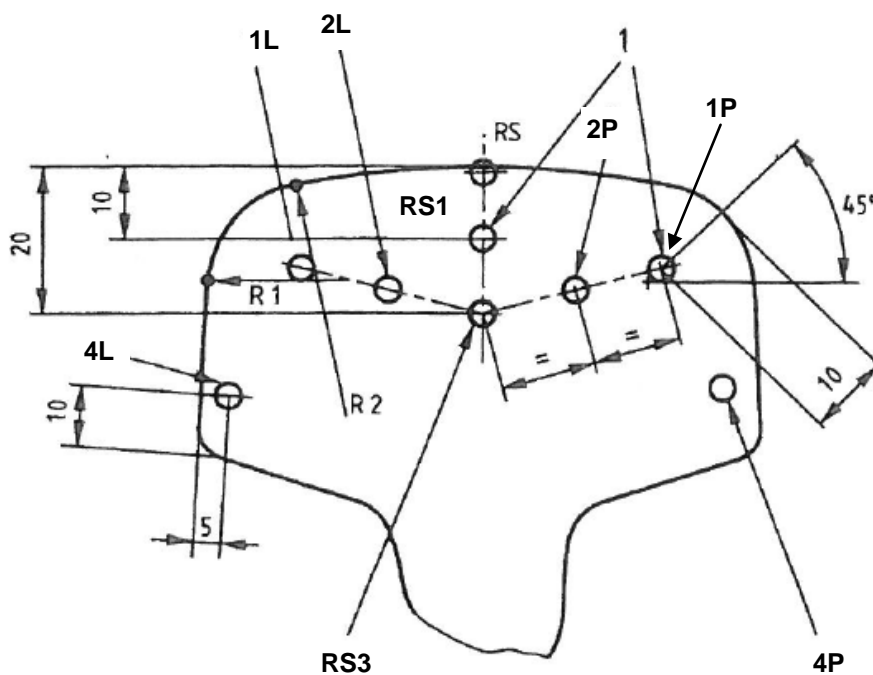
V průběhu pěti etap poloprovozních zkoušek bylo zaznamenáno zlepšení plynulosti průjezdu kolejnice chladicí sekci a zlepšení výsledného tvaru kolejnice po tepelném zpracování. Lze usuzovat, že toto zlepšení nastalo v důsledku zpřesnění vedení kolejnice u průběhu chlazení. Při plánování dalších zkoušek bude potřeba věnovat pozornost také úseku před chladicí sekci. Je nutné, aby kolejnice do chladicí sekce vstupovala srovnaná do osy chladicí sekce, a aby na začátku tepelného zpracování nebyla prohnutá.

Počáteční teploty a teplotní pole jsou nejdůležitější parametry zásadně ovlivňující výsledek tepelného zpracování. Počáteční teploty byly kontrolovány pomocí pyrometru. Teploty byly měřeny na hlavách kolejnic ihned poté, co byly ručně hraněny. Teploty se pohybovaly v rozmezí 858 – 887 °C. Doválcovací teploty kolejnic, vstupujících do poloprovozní chladicí sekce, se dají označit jako hraniční pro úspěšné tepelné zpracování. Před dalšími zkouškami chladicího zařízení bude nutné měřit teploty každé kolejnice (v několika bodech po celé její délce) a v případě nízké doválcovací teploty nebo v případě velkých teplotních rozdílů po délce, bude nutné zařadit dodatečný ohřev kolejnic.

Souhrnné hodnocení zakalených vzorků dle EN 136741, kritérium K3 až K8 (příčný řez hlava Tab. 9, Obr. 56) je uvedeno v Tab. 10. Kritéria K1 a K2 (tedy kritéria hodnotící pojezdovou plochu) nebyly do vyhodnocování zařazeny z důvodu nerovnoměrného pohybu kolejnice při průjezdu chladicí sekci (to platí hlavně pro I. etapu, kdy byla tolerance vedení příliš velká). V Tab. 10 je uvedena úspěšnost jednotlivých etap hodnocená kritériem K3 až K8. Z tohoto pohledu dopadly nejlépe zkoušky provedené v rámci druhé etapy. Zásadní vliv na úspěšnost těchto zkoušek mělo provedení testu, kdy byly malé vzorky ohřívány v peci a následně pomocí vodící kolejnice protaženy chladicí sekci. Vzorky vykazovaly úspěšnost 92% (K3-K8). Důvodem této úspěšnosti bude zřejmě dostatečně vysoká počáteční teplota, rovnoměrné teplotní pole a rovnoměrnější rychlost průjezdu chladicí sekci.

Tab. 9 Přehled akceptačních kritérií dle ČSN EN 13674-1 a CN 12-16D

EN 13674-1		
Pojezd. plocha	Příčný řez - hlava	Pata
<p>K1: $350 < RS < 405$</p> <p>K2: $RS_{MAX} - RS_{MIN} \leq 30$</p>	<p>K3: $\min \{RS, 1L, 1P\} > 340$</p> <p>K4: $RS1 - 1L \wedge RS1 - 1P \wedge 1L - 1P \leq 30$</p> <p>K5: $\min \{2L, 2P\} > 331$</p> <p>K6: $RS3 > 321$</p> <p>K7: $\frac{2L + 2P}{2} > RS3 + 0,4 \cdot \left(\frac{1L + RS1 + 1P}{3} - RS3 \right)$</p> <p>K8: $\min \{4L, 4P\} > 340$</p>	
CN 12-16D (viz obr. 2)		
<p>K9: (K1*) $363 \leq RS \leq 401$</p>	<p>K10: [(K3+K8)*] $\min \{A, B, C, D, E\} \geq 352$</p> <p>K11: (K6*) $O \geq 344$</p> <p>K12: $\frac{\sum_{i=1}^5 BHN}{5} \geq 363$</p>	<p>K13: $\max \{F, H\} \leq 362$</p> <p>K14: $G \leq 371$</p>



Obr. 56 Místa pro zkoušení tvrdosti dle EN 13674-1

Tab. 10 Vyhodnocení zkoušek tvrdosti dle akceptačních kritérií K3 – K8 ČSN EN 13674-1

Etapa	Úspěšnost (kr. K3-K8)	Délka	Tolerance vedení	Řezy se 100% úspěšností (kr. K3-K8)	Rychlost [m/s]	Poznámka
I.	73%	6.5 m	+/- 25 mm	-	0.31	nerovnoměrný pohyb
II.	92%	250 mm	+/- 15 mm	B	0.31	rovnoměrné teplotní pole a pohyb
III.	40%	6.5 m	+/- 15 mm	1.2 5.3	0.40 (0.50)	rovnoměrný pohyb nízká rychlost

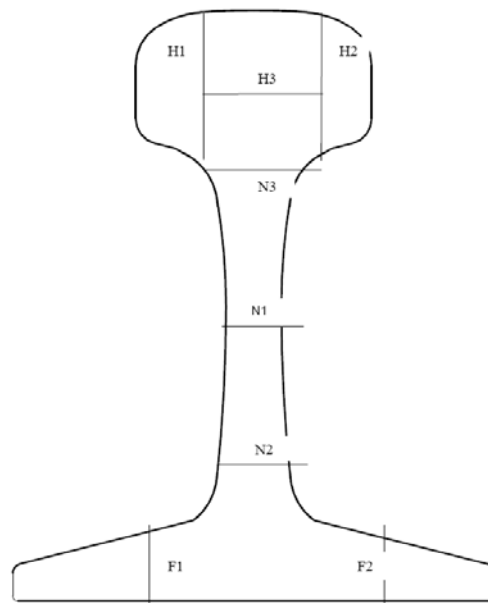
Druhou neúspěšnější sérií zkoušek (opět hodnocenou pouze kritériem K3 až K8) jsou zkoušky provedené v I. etapě. I přes nerovnoměrnou rychlost průjezdu chladicí sekcí byla průměrná úspěšnost deseti řezů odebraných ze dvou zakalených kolejnic 73%. Vliv nerovnoměrné rychlosti na úspěšnost byl snížen vynecháním kritérií hodnotících pojezdovou plochu, tedy K1 a K2.

Nejnižší úspěšnost měly zkoušky provedené ve třetí etapě. Chladicí intenzity byly natolik sníženy, v důsledku volby vyšší rychlosti průjezdu chladicí sekcí, že materiál nedosahoval požadovaných tvrdostí. Úspěšnost byla pouze 40% a testy třetí etapy potvrdily vysokou citlivost technologie in-line tepelného zpracování na změnu rychlosti a rovnoměrnost pohybu.

Výsledná struktura vykazuje vždy přítomnost bainitu. U některých zkoušek (v prvních etapách) se objevoval i martenzit. Výskyt martenzitu ve hlavě kolejnice se povedlo eliminovat. Jediná oblast, kde se martenzit vyskytuje téměř ve všech případech je osa stojiny kolejnice, těsně pod hlavou. Výskyt martenzitu v této oblasti bude spojen nejen s tepelným zpracováním, ale hlavně s rozdílným chemickým složením. Kdyby byla martenzitická struktura způsobena pouze tepelným zpracováním, vyskytovaly by se zrna martenzitu v povrchových a podpovrchových vrstvách, kde je intenzita chlazení vždy vyšší než ve středových oblastech stojiny.

Fázová analýza u vzorků tepelně zpracovaných v laboratorních podmínkách prokázala také podíl bainitu a martenzitu. Dle provedených analýz (kdy byla použita kritéria pro „simulační zkoušku svařování kolejnic“) je martenzit přítomen ve všech vzorcích, ale pouze v délkách menších než 0,25 mm, což je podle této zkoušky hranice pro vyřazení kolejnice z hodnocení. Konkrétně tato zkouška hodnotí: „objemový podíl martenzitu v nejhorším zorném poli při zv. 100x, který musí být pod 10% a šířka pramínek martenzitu musí být menší než 0,25 mm.“ Průměrná délka zrn martenzitu pozorovaných v laboratorních vzorcích byla 0,04 mm. Bainit se také vyskytoval ve všech vzorcích. Ani tato délka nepřesahuje hranici 0,25 mm stanovenou touto zkouškou. Průměrná délka zrn (pásů) bainitu v laboratorních vzorcích je 0,08 mm, Obr. 57, Tab. 11.

U tepelně zpracovaných kolejnic bude zřejmě nutné vytvořit další hodnotící kritéria na posouzení výskytu nežádoucích fází.



Obr. I-1 – Provedení řezů pro simulační zkoušku svařování kolejnic (název obr. doplněn překl.)

Obr. 57 Označení řezů kolejnice pro fázovou analýzu, vyhodnocení laboratorních zkoušek. Šířka vzorku 1 inch.

Tab. 11 Fázová analýza (vzorky kalené v laboratoři)

TESTING PROTOCOL

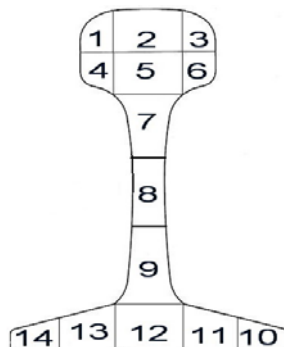
Outcomes of Metallographical Tests
Test for untempered martensite in rail acc. 12-16D

Customer Id.	Date of acceptance	Steel grade	Grade code	Dimension	Type of products	Date of execution													
TJr	21.7.2008	R260	1733	60E	rails	2.8.2008													
Location of slice																			
Heat No. / Rail No	H1		H2		H3		N1		N2		N3		F1		F2		Note	Suma [mm]	Pořadí
	Max. area (%)	Max. width of band (mm)	Max. area (%)	Max. width of band (mm)	Max. area (%)	Max. width of band (mm)	Max. area (%)	Max. width of band (mm)	Max. area (%)	Max. width of band (mm)	Max. area (%)	Max. width of band (mm)	Max. area (%)	Max. width of band (mm)	Max. area (%)	Max. width of band (mm)			
K12	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	3	0.03	0	0	0	0	0.03	M1
K12	0	11	7	0.09	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0.23	B5
K13	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	12	0.06	0	0	0	0	0	0.06	M4
K13	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	B1
K16	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	2	0.03	0	0	0	0	0	0.03	M1
K16	0	0	0	0	0	0	0.08	0	0	0	5	0.06	0	0	0	0	0	0.14	B2
K18	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0.05	M3
K18	0	0	0	0	0	0	0.09	0	0	0	8	0.1	0	0	0	0	0	0.19	B4

Customer Id.	Date of acceptance	Steel grade	Grade code	Dimension	Type of products	Date of execution													
TJr	21.7.2008	R260	1733	60E	rails	2.8.2008													
Location of slice																			
Heat No. / Rail No	H1		H2		H3		N1		N2		N3		F1		F2		Note	Suma [mm]	Pořadí
	Max. area (%)	Max. width of band (mm)	Max. area (%)	Max. width of band (mm)	Max. area (%)	Max. width of band (mm)	Max. area (%)	Max. width of band (mm)	Max. area (%)	Max. width of band (mm)	Max. area (%)	Max. width of band (mm)	Max. area (%)	Max. width of band (mm)	Max. area (%)	Max. width of band (mm)			
K17	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	3	0.04	0	0	0	0	0	0.04	M2
K17	0	7	0	0.07	3	0.03	12	0.1	0	0	12	0.1	0	0	0	0	0	0.3	B6
K19	0	0	0	0	3	0.03	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0.03	M1
K19	9	0.07	6	0.05	7	0.05	10	0.07	0	0	14	0.12	0	0	0	0	0	0.36	B7
K21	0	0	0.5	0.03	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0.03	M1
K21	0	0	0	0	4	0.06	6	0.04	0	0	11	0.08	0	0	0	0	0	0.18	B3

Fázová analýza vzorků tepelně zpracovaných ve Třineckých železárnách v rámci poloprovozních zkoušek byla hodnocena obvyklou metodikou pro hodnocení mikrostruktury kolejnic. Jeden řez kolejnice (kolmý na směr pohybu) byl rozdělen na 14 vzorků dle Obr. 58. Struktury v každém vzorku byly zkoumány a slovně popsány. Zrna nebo pásy bainitu (případně martenzitu) byly změřeny a byl uveden procentuální podíl těchto struktur ve vzorku. Z kolejnic tepelně zpracovaných při poloprovozních zkouškách bylo celkem odebráno 26 řezů. Zaměříme-li se na hlavu kolejnice, kdy byly hlavy kolejnic děleny do šesti malých vzorků, podíly bainitu se ve vzorcích pohybovaly od 1 do 5 %, což odpovídá velikosti 0,02 až 0,11 mm.

Některé vzorky získané z poloprovozních zkoušek byly vyhodnocovány odlišným způsobem, kdy byl uveden procentuální podíl jednotlivých fází včetně údajů o přibližné poloze. Druhý způsob vyhodnocování byl pro analýzu výsledků dosažených tepelným zpracováním ještě náročnější. Hlava kolejnice byla popsána jako celek. Byly pozorovány povrchové a podpovrchové oduhličené vrstvy, ve kterých nebyla dosažena perlitická struktura. Taková vrstva může sahát do hloubky 0,5 až 5 mm. Nedosažení jemné perlitické struktury v povrchových a podpovrchových vrstvách může být způsobeno změnou chemického složení těchto vrstev. Možným řešením je odbroušení tenké povrchové oduhličené vrstvy. Zamezení výskytu anomálií hluboko ve struktuře materiálu bude náročnější. Řešením by mohlo být zvýšení rychlosti pohybu kolejnice chladicí sekci a úměrné prodloužení této sekce. Díky této úpravě by bylo možné navrhnout chlazení kolejnice pomocí většího počtu slabších pulzů neboli většího počtu trysek. Zde však narážíme na prostorová omezení výběhového úseku ve Třineckých železárnách.



Obr. 58 Označení řezů kolejnice pro hodnocení mikrostruktury kolejnic tepelně zpracovaných ve Třineckých železárnách.

Lze konstatovat, že poloprovozní zkoušky potvrdily přenositelnost laboratorních výsledků do provozu, ale zároveň zkoušky upozornily na několik důležitých podmínek, které je pro úspěšné zvládnutí tepelného zpracování kolejnic nutné dodržet. Jedná se hlavně o dodržení dostatečné výchozí teploty a rovnoměrného teplotního pole jak po průřezu, tak i po délce kolejnice. Další zásadní podmínkou úspěšného tepelného zpracování je homogenita chemického složení po průřezu kolejnice a vyřešení problému s oduhličením povrchových a podpovrchových vrstev vzorku. Homogenita chemického složení po průřezu je spojená s celou výrobou kolejnic od kontinuálního odlévání sochorů přes blokovnu až po vratnou válcovnu kolejnic. Oduhličení povrchových vrstev na hlavě kolejnice je řešitelné odbroušením tenké vrstvy. Po splnění prvních dvou podmínek je možné navrhnout kalící sekci postavenou na vodních tryškách. Sekce musí splňovat následující parametry. Délka sekce (výběhového úseku válcovny) by měla umožňovat nastavení rychlosti tepelně

zpracovávané kolejnice okolo 1 m/s. Rychlost by měla být konstantní po celou dobu průjezdu kolejnice chladicí sekci. Přesnost vedení kolejnice v chladicí sekci (hlavně pak ve vertikálním směru) by měla být s maximální tolerancí +/- 5 mm. Přesné vedení kolejnice musí být zajištěno i před vstupem do chladicí sekce. Po zavedení uvedených opatření lze předpokládat, že technologie in-line tepelného zpracování kolejnic je využitelná v provozních podmínkách. Potvrzují to výsledky poloprovozních zkoušek, kdy i při nedodržení některých podmínek bylo v některých řezech kolejnice dosaženo 100 % úspěšnosti v hodnocení mikrostruktury kolejnic.

3.4 PUBLIKACE

Kapitola v knize (uvedená na stranách 89 až 108) s názvem „Design of cooling units for heat treatment“ je publikací, popisující celý postup navrhování chladicích sekcí od laboratorního proměření chladicích účinků jednotlivých trysek, přes návrhy složitějších chladicích celků a jejich optimalizaci v laboratorních podmínkách, až po finální návrh chladicí sekce. Nedílnou součástí tohoto procesu je zvládnutí inverzní úlohy pro výpočet součinitele přestupu tepla a následné využití reálné okrajové podmínky pro numerické simulace. Autor habilitační práce se společně se spoluautory zaměřuje na experimentální část výzkumu, která zahrnuje návrh a provedení laboratorních experimentů, návrhy chladicích sekcí, vyhodnocení výsledků měření a tepelného zpracování a optimalizaci chladicích sekcí. Kolega a spoluautor Michal Pohanka se zaměřuje na problematiku inverzní úlohy, návrh a modelování teplotních čidel a numerické simulace chlazení.

Na základě systematického výzkumu tepelného zpracování vzniklo několik článků a publikací. Zde je uveden výběr publikovaných příspěvků:

- POHANKA, M.; KOTRBÁČEK, P. Design of cooling units for heat treatment. In Heat treatment conventional and applications. Rijeka, Croatia, InTech. 2012. p. 1 - 20. ISBN 978-953-51-0768-2.
- RAUDENSKÝ, M.; HORSKÝ, J.; HNÍZDIL, M.; KOTRBÁČEK, P.; POHANKA, M. In- Line Heat Treatment and Hot Rolling. In International conference on advances in materials and processing technologies (AMPT2010). 1. 2010. s. 563-568. ISBN: 978-0-7354-0871- 5.
- HORSKÝ, J.; KOTRBÁČEK, P. In-line heat treatment of long products. In METAL 2014, 23rd International Conference on Metallurgy and Materials, Conference Proceedings. Ostrava, Tanger Ltd. 2014. p. 1 - 6. ISBN 978-80-87294-52-9
- HNÍZDIL, M.; KOTRBÁČEK, P. Heat treatment of rails. Materiali in tehnologije, 2017, roč. 51, č. 2, s. 329-332. ISSN: 1580-2949.

První dva příspěvky jsou uvedeny v předkládané habilitační práci na stránkách 89 – 114.

Design of Cooling Units for Heat Treatment

Michal Pohanka and Petr Kotrbáček

Additional information is available at the end of the chapter

<http://dx.doi.org/10.5772/50492>

1. Introduction

Microstructure and nature of grains, grain size and composition determine the overall mechanical behavior of steel. Heat treatment provides an efficient way to manipulate the properties of steel by controlling the cooling rate. The way of heat treatment depends on many aspects. One of the most important parameter is the amount of production. Another important parameter is the size of products. We focus here on large production such as interstand [1] and run-out table cooling of hot rolled strip, run-out table cooling of sheets and plates, cooling of long products at the exit from a rolling mill, cooling of rails, tubes and special profiles [2], continuous hardening and heat treatment lines for steel strips. Such a treatment is called in-line heat treatment of materials and has become frequently used by hot rolling plants. This method achieves the required material structure without the necessity of reheating. In-line heat treatment is characterized by running of hot material through the cooling section. However, many of discussed topics can be applied on smaller production as well.

The design procedure of cooling sections for obtaining the demanded structure and mechanical properties is iterative research involving several important steps. We begin with the Continuous Cooling Transformation (CCT) diagram for the selected material. Numerical simulation of cooling follows to find appropriate cooling intensity and its duration. Knowing the desired cooling intensity new cooling section is designed and tested under the laboratory conditions [3]. From the laboratory experiments boundary conditions are obtained and tested using a numerical model. When the best solution is found it is tested on the real sample and the result structure is studied. In most cases the process must be repeated as the CCT diagram is aimed at a different size of the sample and the cooling rate in the designed section is not constant.

INTECH
open science | open minds

© 2012 Pohanka and Kotrbáček, licensee InTech. This is an open access chapter distributed under the terms of the Creative Commons Attribution License (<http://creativecommons.org/licenses/by/3.0>), which permits unrestricted use, distribution, and reproduction in any medium, provided the original work is properly cited.

Článek 5 POHANKA, M.; KOTRBÁČEK, P. Design of cooling units for heat treatment. In Heat treatment conventional and applications. Rijeka, Croatia, InTech. 2012. p. 1 - 20. ISBN 978-953-51-0768-2.

2. Strategy of design

When preparing a design of the cooling system for the continuous heat treatment, we should know the optimum cooling regime for the material and the product. Any continuous heat treatment process needs to vary the cooling intensity with time. Moreover, the practice has shown that the results obtained by using small samples (usually for the CCT diagram) are usually different from the results achieved when using real products of a large cross-section because it is not possible to achieve the identical temperature regimes in the whole volume due to the low diffusivity. We cannot expect same behavior on product as on the small sample.

Next considerations focus on technical means that can be used to achieve the demanded temperature mode. There are varieties of technical methods for hot steel cooling; one of them uses the spray cooling. The cooling section should ensure reaching a required temperature history in the cooled piece prescribed by the metallurgists. The nozzles applied allow controlling the cooling over a wide range. The cooling intensity of groups of the nozzles must be measured and then the results obtained can be used in a numerical model of the temperature field in the cooled material.

2.1. Leidenfrost effect and its impact

It should be understood that intensity of cooling strongly depends on the surface temperature. So called Leidenfrost effect can be observed above certain temperature. During this effect a liquid, which is near significantly hotter object than the liquid's boiling point, produces vapor layer which insulates the liquid from the hot object and keeps out that liquid from rapid boiling. This is because of the fact that at temperatures above the Leidenfrost point, the part of the water, which is near hot surface, vaporizes immediately on contact with the hot plate and the generated gas keeps out the rest of the liquid water, preventing any further direct contact between the liquid water and the hot plate. The temperature at which the Leidenfrost effect begins to occur is not easy to predict. It depends on many aspects. One of them is velocity and size of droplets. As a rough estimate, the Leidenfrost point might occur for quite low temperatures such as 200 °C. On the other hand for high water velocity the Leidenfrost point can be even above 1000 °C. Fig. 1 shows measured heat transfer coefficients (HTC) for water-air mist nozzle. Graph shows three measurements for same nozzle using varying water and air parameters. Three regimes can be found. The first one is for low temperatures when the HTC is relatively high and decreasing slowly. This part is below Leidenfrost point. From certain temperature HTC decreases rapidly. This is a transient regime in which some droplets are above Leidenfrost point and some are below that point. For the last regime HTC is relatively low and is constant or may be increasing due to the increasing radiation with the increasing surface temperature. Designed cooling section should work in the first regime for low temperatures or in the third regime with almost constant HTC. It is strongly recommended to avoid the second transient regime as the product surface temperature is not usually at uniform temperature. Due to the strong dependency of HTC on surface temperature non homogeneous cooling is achieved and causes distortion of the product.

POHANKA, M.; KOTRBÁČEK, P. Design of cooling units for heat treatment. In Heat treatment conventional and applications. Rijeka, Croatia, InTech. 2012. p. 1 - 20. ISBN 978-953-51-0768-2.

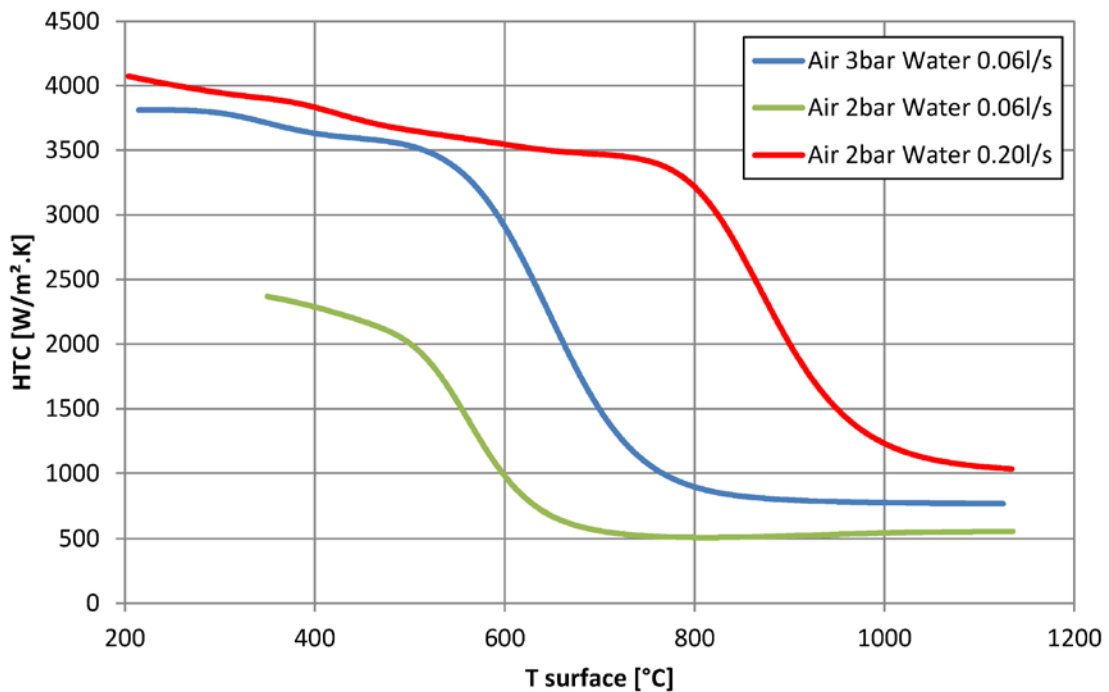


Figure 1. Moving Leidenfrost point for water-air mist nozzle and various water and air conditions.

2.2. Nozzle types and controllability

Nozzle produces usually one of three typical sprays: flat-jet, full-cone, and solid-jet (see Fig. 2). However, other shapes can be found such as hollow-cone, square, spiral etc. An important parameter is controllability of the cooling section and intensity of cooling. The water-air mist nozzles can be used for a soft cooling and a wide controllability range (see Fig. 3). The HTC can vary from several hundreds of $W/m^2.K$ up to several thousand of $W/m^2.K$. Water-air mist nozzles are not the cheapest ones and also the pressurized air is expensive in terms of power consumption. Water-only nozzles can often provide a lower cost solution. Small full-cone nozzles with high pressure and bigger distance from surface can provide also very soft cooling. On the other hand with high pressure flat-jet or solid-jet nozzles at small distances HTC over $50000 W/m^2.K$ can be obtained even for high surface temperatures (see Fig. 4). This results in enormous heat flux above $50 MW/m^2$. The distance of the nozzle from surface is very important in this case for flat-jet nozzles because for 100 mm the HTC can be $50000 W/m^2.K$ but for 1000 mm it can be similar to water-air mist nozzle. As conclusion we can say that for soft cooling air-mist or full-cone water only nozzles can be used and for hard cooling flat-jet nozzles with small distances are used. In some cases solid-jet nozzles are used for hard cooling but there are often two major problems: large amount of water generates a water layer on the product and the spray spot is small which causes non homogenous cooling. On the other hand, clogging is not big problem for solid-jet nozzles.

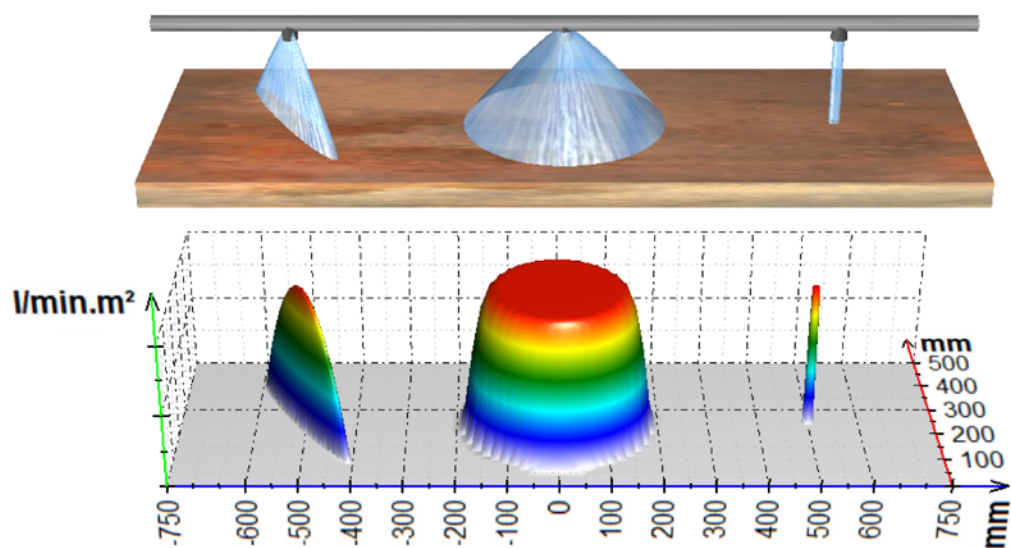


Figure 2. Flat-jet, full-cone, and solid-jet nozzles with computed water distribution on flat surface

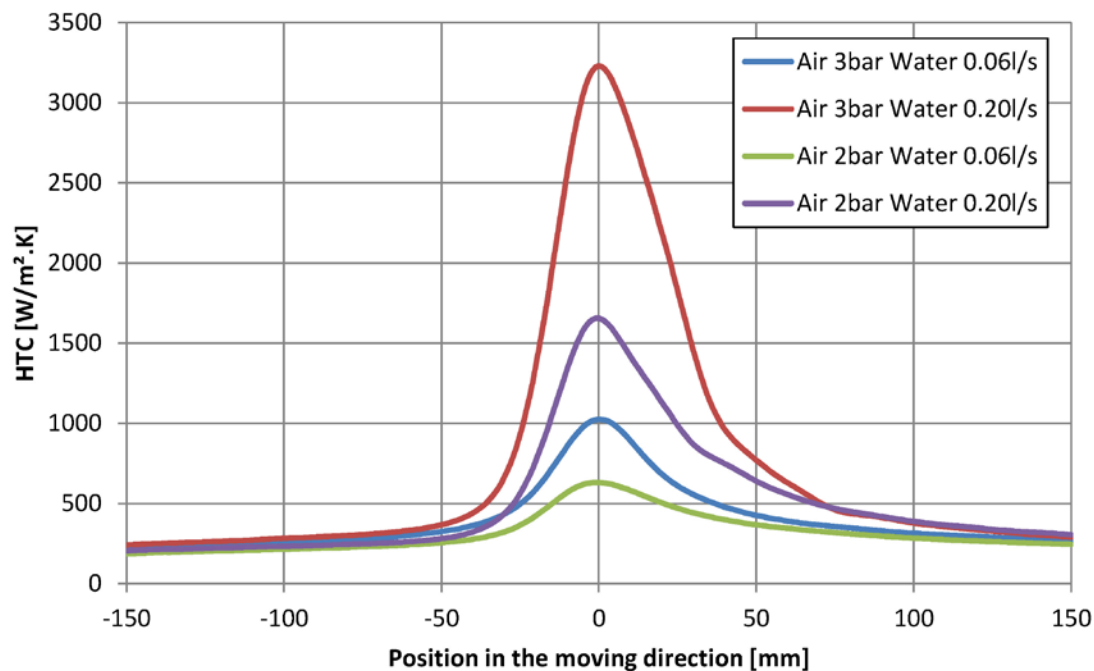


Figure 3. Controllability of water-air mist nozzle for surface temperatures 1000 °C

2.3. Influence of product velocity on heat transfer coefficient

Three measurements are compared when the only different parameter is the casting speed. The first experiment was stationary with no movement, the second experiment used a velocity of 2 m/s and the last experiment was done for a velocity of 5 m/s. These three experiments used the identical water-air mist nozzle, and the same pressure settings were

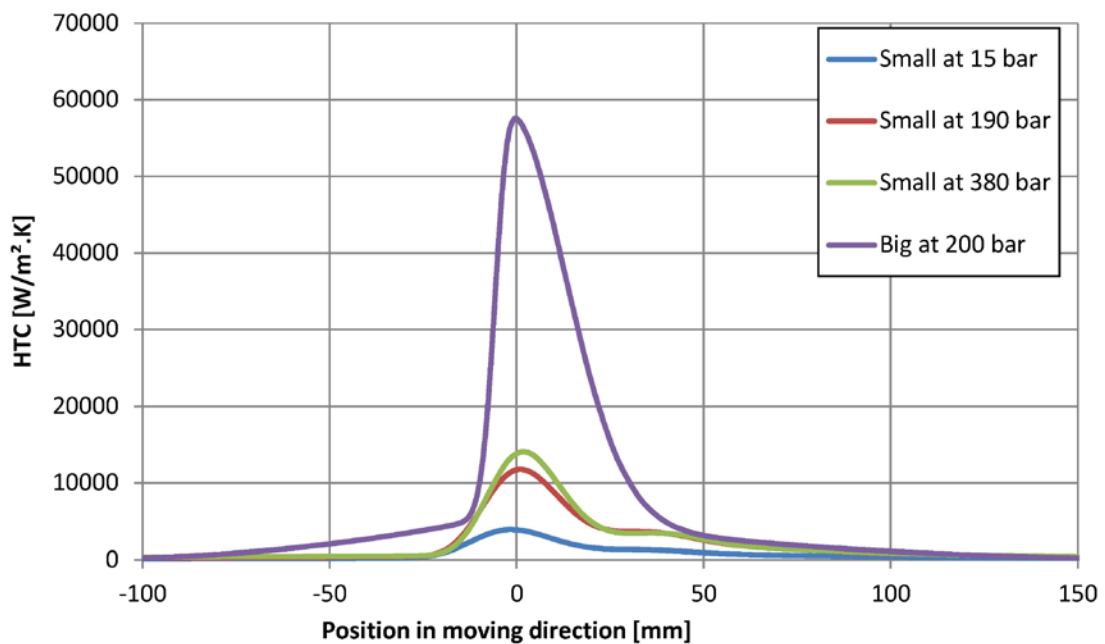


Figure 4. Distribution of HTC under spray for high pressure flat-jet nozzles for surface temperature 1000 °C.

used in all experiments - water pressure of 2 bar, air pressure of 2 bar. Fig. 5 shows the distribution of heat transfer coefficient in experimental group with a variation of velocity. HTC for the stationary case (not possible in mill) is symmetrical and the peak is narrow. The cooling intensity decreases with the increasing velocity. Heat transfer coefficient distribution is more non-symmetrical when product speed increases. The observed effect is caused by the flow on the surface and different vapor forming conditions in front and behind the impinging jet.

3. Cooling intensity and numerical models

In order to design a cooling section, knowledge of the cooling intensity is required for a group of nozzles and nozzle headers. Exact knowledge of the heat transfer coefficient as a function of spray parameters and surface temperature is the key problem for any design work. The cooling intensity is a function of several parameters, mainly, nozzle types, chosen pressures and flow rates, surface temperature of a material, and velocity of a material movement whilst under spray. There is no function available which describes cooling intensity using all the mentioned parameters. This is the reason why real measurement is absolutely necessary.

3.1. Experimental procedure

During the in-line heat treatment the product is moving so our testing sample should be also moving through the cooling section. Fig. 6 shows schematically a suitable experiment used for obtaining boundary conditions for a numerical simulation. The hot sample is moving at

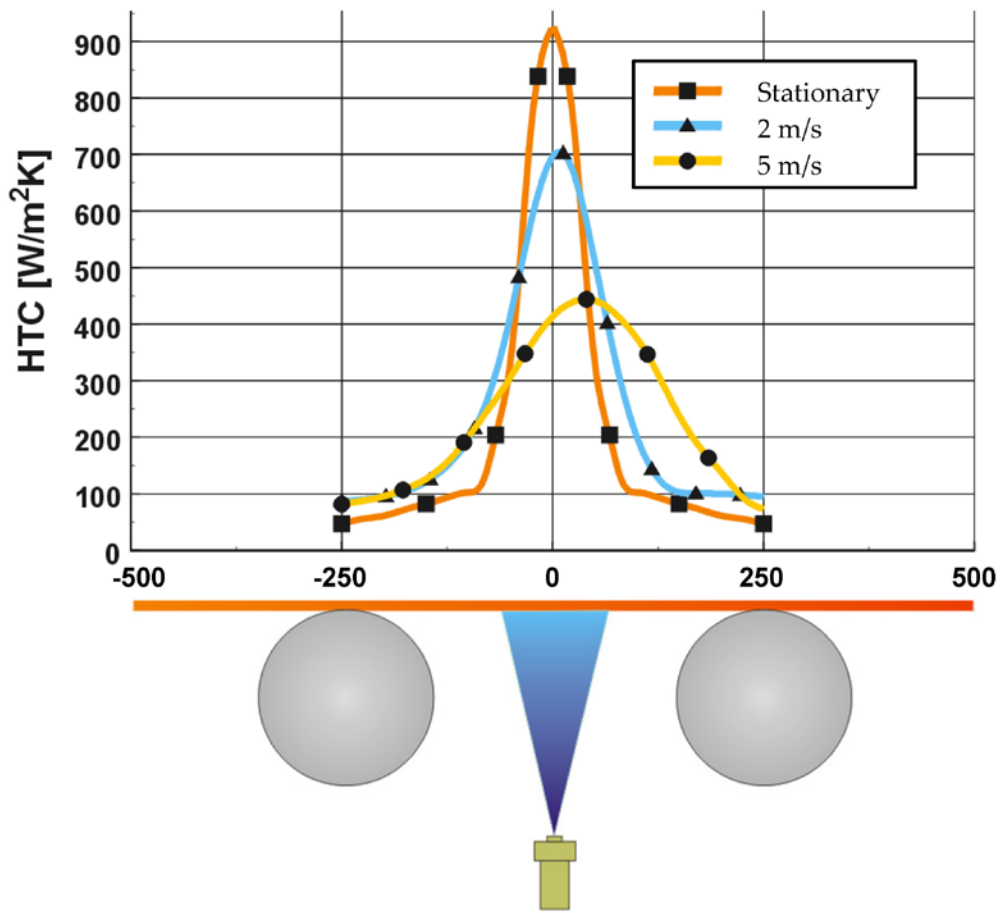


Figure 5. Influence of velocity at heat transfer coefficient.

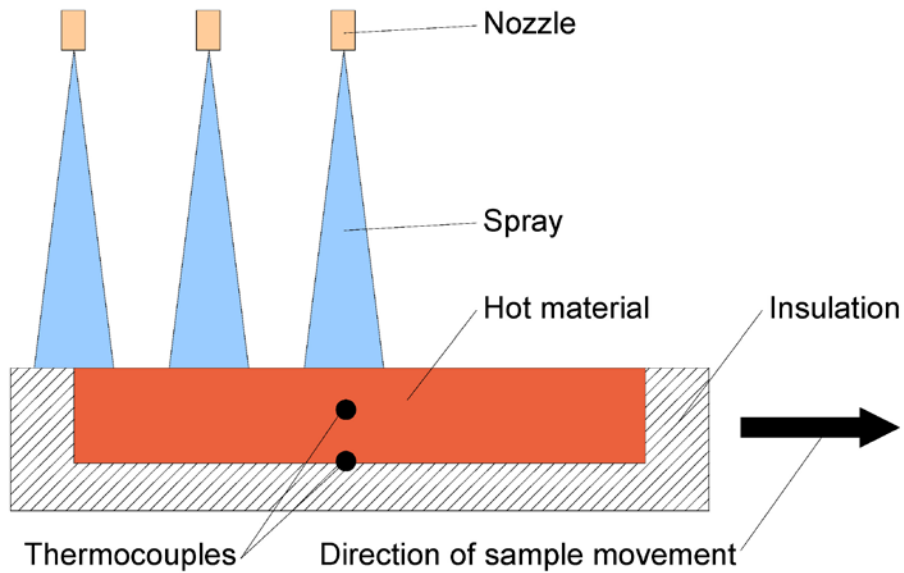


Figure 6. Moving sample with embedded thermocouples cooled down by water spray

POHANKA, M.; KOTRBÁČEK, P. Design of cooling units for heat treatment. In Heat treatment conventional and applications. Rijeka, Croatia, InTech. 2012. p. 1 - 20. ISBN 978-953-51-0768-2.

prescribed velocity which is similar to real conditions. The sample passes under spray which cools down the hot sample. For a simple shape like plate it is recommended to insulate all surfaces excluding the one on which the cooling intensity is investigated. One or more thermocouples are embedded in the sample and measure temperature during the experiment. The installed thermocouples should not disturb the cooled surface. This is the reason why they should be installed inside the sample, not on the investigated surface. In principle when all surfaces are insulated except the one which is investigated one thermocouple is enough. However, this thermocouple should be as close to the investigated surface as possible. Otherwise the resolution of description of boundary conditions will be degraded. After the measurement an inverse algorithm is used to compute boundary conditions on the investigated surface from the measured temperature history inside the sample. An example of recorded temperature history is shown in Fig. 7.

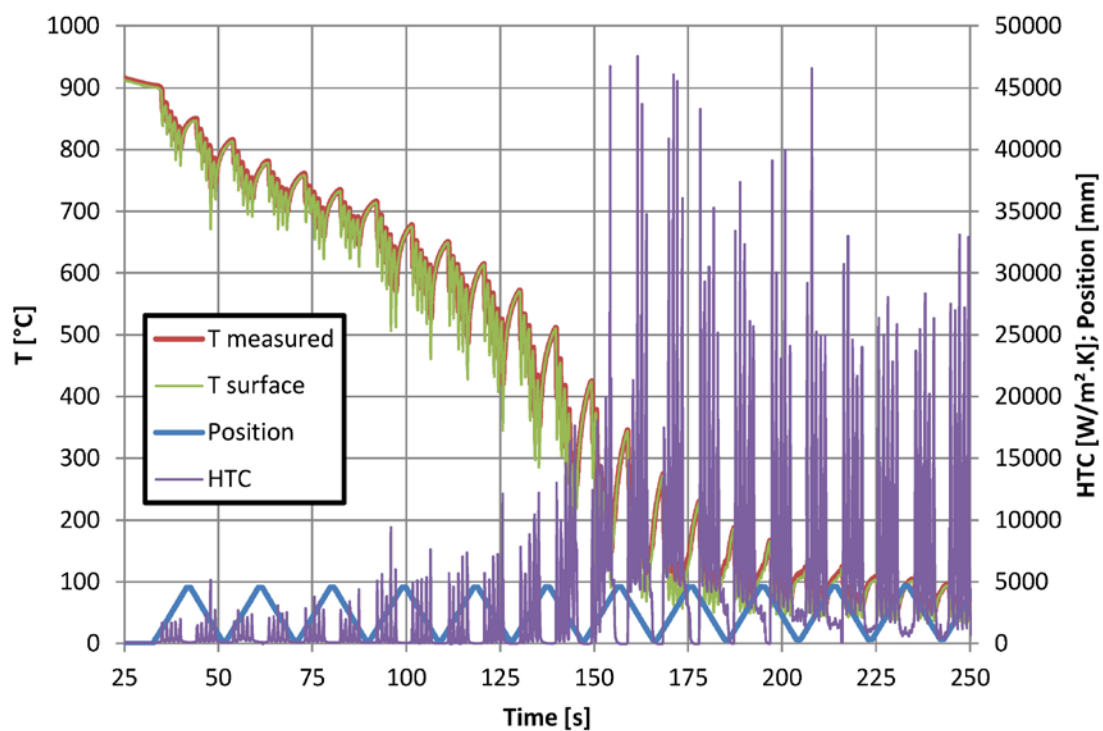


Figure 7. Example of recorded temperature history by one thermocouple inside the sample, computed surface temperature above the installed thermocouple, recorded position of the thermocouple in the cooling section, and computed heat transfer coefficient. Cooling section equipped with five rows of flat-jet nozzles.

Heat transfer test bench presented in [4] is designed so that it enables progression of samples up to the weight of 50 kg with infinitely adjustable speed from 0.1 to 6 m/s (see Fig. 7). On the supporting frame there is a carriage moving, on which the sample under examination with embedded temperature sensors and measuring system is fixed (see Fig. 9). The carriage's progression is provided by a hauling rope through a drive pulley and a motor with a gearbox. The motor is power supplied by a frequency converter with the possibility

8 Heat Treatment – Conventional and Novel Applications

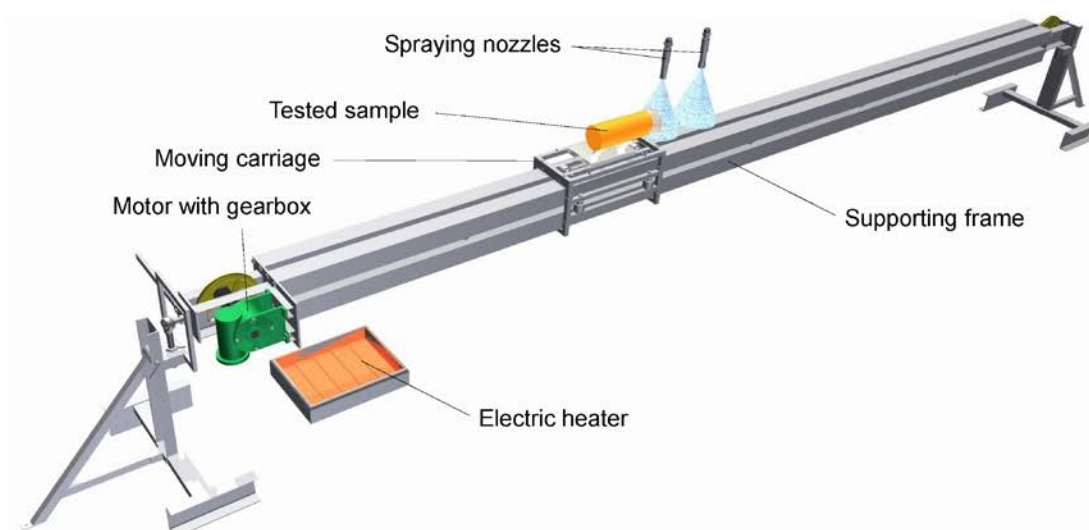


Figure 8. Heat transfer test bench

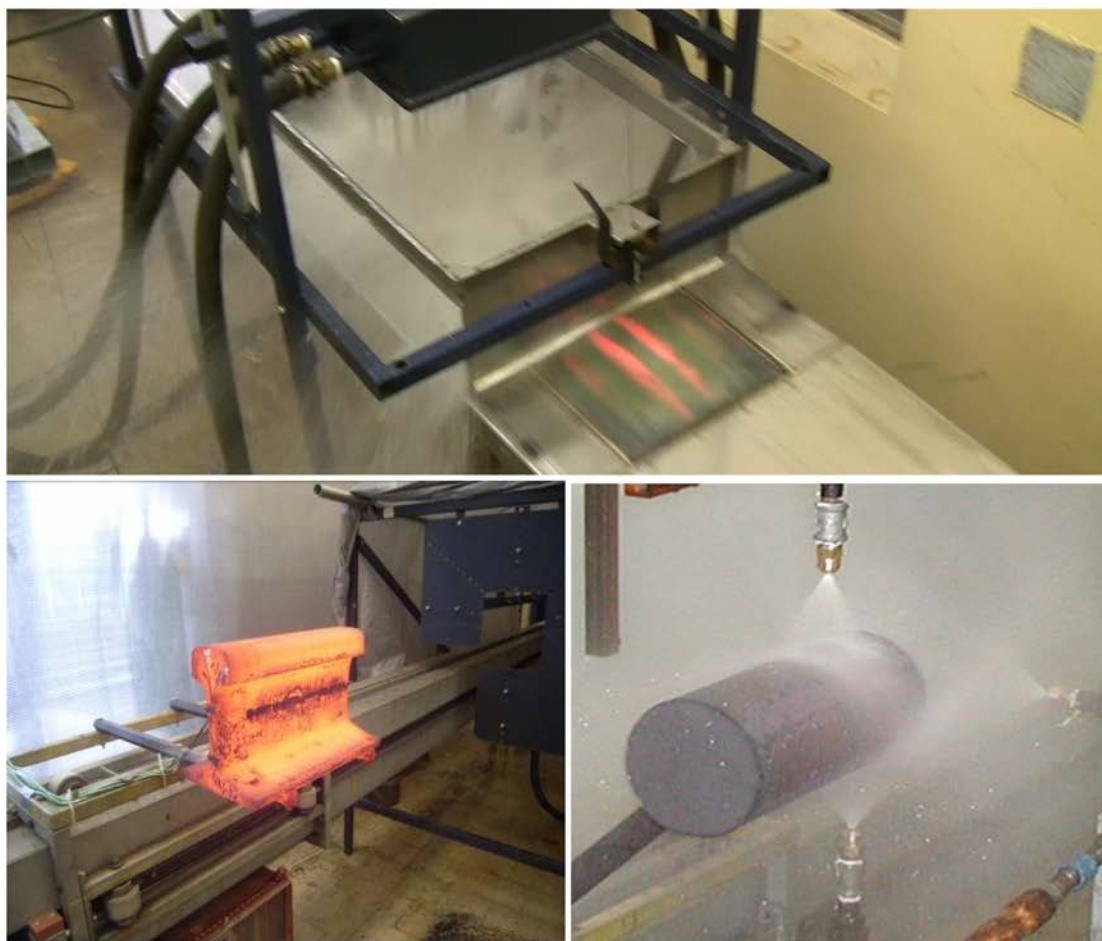


Figure 9. Examples of boundary conditions measurements on steel plate, rail, and pipe.

POHANKA, M.; KOTRBÁČEK, P. Design of cooling units for heat treatment. In Heat treatment conventional and applications. Rijeka, Croatia, InTech. 2012. p. 1 - 20. ISBN 978-953-51-0768-2.

of a smooth change of speed. The direction of the carriage can be reversed and passages repeated in a requiring number. The whole cycle is programmed and controlled through the superior PC. There is a spraying section in the central sector where arbitrary jets configuration can be arranged when distribution of heat transfer coefficients or heat fluxes must be measured. The sample is equipped with thermocouples connected to the data logger. The thermocouples are calibrated before use and the results of calibration are used to eliminate dynamic error in measurement of highly transient thermal processes. Before the actual experiment the carriage with the sample is positioned to the electric heater and it is heated to the required temperature inside the furnace. After the temperature in the sample is stabilized, the heating device is removed, the stand is turned to spraying position, the pump for the water gets going and the carriage's runs through the cooling section. The position of the cooled surface can be horizontal with spraying upper or bottom surfaces or vertical. Signals from the sensors are read by the data logger which moves together along with the sample. At the same time, the signal indicating the actual carriage's position is recorded as well. After performing the required number of passes through cooling zone, data are exported from data logger's internal memory into the computer for further processing.

3.2. Inverse computation of boundary conditions and numerical models

Information from temperature histories in a particular depth under the investigated surface are used as entry parameters for the thermal conduction's inverse task. Inverse task outputs are surface temperature histories, heat flows, and heat transfer coefficients (HTC) as function of time and position. Most often, in mathematical models the boundary condition of the 3'd type is used where heat flow is specified by the HTC value and the cooling water temperature.

If the boundary conditions of a solid must be determined from transient temperature measurements at one or more interior locations, it is an inverse heat conduction problem (IHCP) during which the dispersed impulse on boundary must be found. The IHCP is much more difficult to solve than the direct problem. Such problems are extremely sensitive to measurement errors. There are number of procedures that have been advanced for the solution of ill-posed problems in general. Tikhonov has introduced the regularization method [5] to reduce the sensitivity of ill-posed problems to measurement errors. The mathematical techniques for solving sets of ill-conditioned algebraic equations, called single-value decomposition techniques, can also be used for the IHCP [6]. There were extremely varied approaches to the IHCP. These included the use of Duhamel's theorem (or convolution integral) which is restricted to linear problems [7]. Numerical procedures such as finite differences [8][9][10] and finite elements [11] were also employed, due to their inherent ability to treat non-linear problems. Exact solution techniques were proposed by Burggaf [12], Imber and Khan [13], Langford [14], and others. Some techniques used Laplace transforms but these are limited to linear cases [15]. Combined approach is also described in [16]. The improvement in artificial intelligence has brought new approaches, such as genetic algorithm [17] and neural networks [18][19][20].

All the mentioned algorithms need a precise mathematical model of the tested sample for computing the direct heat conduction problem. Analytical methods may be used, in certain cases, for exact mathematical solutions of conduction problems. These solutions have been obtained for many simplified geometries and boundary conditions and are well documented in the literature [21][22][23]. However, more often than not, geometries and boundary conditions preclude such a solution. In these cases, the best alternative is the one using a numerical technique. For situations where no analytical solution is available, the numerical method can be used. Nowadays there are several methods that enable us to solve numerically the governing equations of heat transfer problems. These include: the finite difference method (FDM), finite volume method (FVM), finite element method (FEM), boundary element method (BEM), and others. For one-dimensional model with constant material properties there exists nice similarity. All of the FDM, FVM, and FEM with tent weighting function equations can be put in a similar form:

$$\frac{d}{dt}(\beta T_1 + \gamma T_2) = \frac{-\alpha}{\Delta x^2}(T_1 - T_2) + \frac{q_1(t)}{\rho c \Delta x}, \quad (1)$$

$$\frac{d}{dt}(\gamma T_{j-1} + 2\beta T_j + \gamma T_{j+1}) = \frac{-\alpha}{\Delta x^2}(T_j - T_{j+1}) + \frac{\alpha}{\Delta x^2}(T_{j-1} + T_j), \quad (2)$$

$$\frac{d}{dt}(\gamma T_{N-1} + \beta T_N) = \frac{-\alpha}{\Delta x^2}(T_{N-1} - T_N) + \frac{q_N(t)}{\rho c \Delta x}, \quad (3)$$

where β and γ have the values listed in Tab. 1. Equations (1–3) are restricted to temperature-independent thermal properties but the concepts can be extended to T-variable cases. In general for multidimensional models and temperature dependent material properties the simplest equations are obtained for FDM while the complexity of equation for FVM and FEM is several times higher.

	β	γ	$\beta + \gamma$
FDM	1/2	0	1/2
FVM	3/8	1/8	1/2
FEM	2/6	1/6	1/2

Table 1. Values of the β and γ of Eq. (1–3)

3.3. Phase change implementation

Physical processes, such as solid/liquid and solid state transformations, involve phase changes. The numerical treatment of this non-linear phenomenon involves many problems. Methods for solving the phase change usually use a total enthalpy H , an apparent specific heat coefficient c_A , or a heat source \dot{q} .

The nature of a solidification phase change can take many forms. The classification is based on the matter in the phase change region. The most common cases follow:

- a. *Distinct*: The phase change region consists of solid and liquid phases separated by a smooth continuous front – freezing of water or rapid solidification of pure metal.
- b. *Alloy*: The phase change region has a crystalline structure consisting of grains and solid/liquid interface has a complex shape – most metal alloys.
- c. *Continuous*: The liquid and solid phases are fully dispersed throughout the phase change region and there is no distinct interface between the solid and liquid phase – polymers or glasses.

In a distinct phase change, the state is characterized by the position of the interface. In such cases the class of the so called *front tracking* methods is usually used. However, in cases b) and c) the models use the phase fraction.

The phase change process can be described by a single enthalpy equation

$$\frac{\partial H}{\partial t} + \nabla \cdot (g_d H_d s_d + g_l H_l s_l) = \nabla \cdot (k \nabla T) \quad (4)$$

where g is the phase volume fraction, s is the phase velocity, and subscript d and l refer to solid and liquid phases (or structure A and structure B), respectively [24]. The k is (in this case) a mixture conductivity defined as

$$k = g_d k_d + g_l k_l \quad (5)$$

and H is the mixture enthalpy

$$H = g_s \int_{T_{ref}}^T \rho_d c_d dT + g_l \int_{T_{ref}}^T \rho_l c_l dT + \rho_l c_l L \quad (6)$$

where T_{ref} is an arbitrary reference temperature. To overcome the problem of the non-linear (discontinuity) coefficient of a specific heat a non-linear source term is used. The term $\partial H / \partial t$ can be expanded as

$$\frac{\partial H}{\partial t} = c_{vol} \frac{\partial T}{\partial t} + \delta H \frac{\partial g_l}{\partial t} \quad (7)$$

Neglecting convection effects in Eq. (4) and substituting Eq. (7) results in

$$c_{vol} \frac{\partial T}{\partial t} = \nabla \cdot (k \nabla T) + \dot{q} \quad (8)$$

where

$$\dot{q} = -\delta H \frac{\partial g_l}{\partial t} \quad (9)$$

Eq. (4) is non-linear and it contains two related but unknown variables H and T . It is convenient to reformulate this equation in terms of a single unknown variable with

non-linear latent heat. Song [25] and [26] Comini uses so called Apparent heat capacity. The apparent specific heat can be defined as

$$c_A = \frac{dH}{dT} = c_{vol} + \delta H \frac{dg_l}{dT} \quad (10)$$

where

$$c_{vol} = g_d \rho_d c_d + g_l \rho_l c_l$$

$$\delta H = \int_{T_{ref}}^T (\rho_l c_l - \rho_d c_d) dT + \rho_l L. \quad (11)$$

Neglecting convection effects and substituting into Eq. (4) yields apparent heat capacity equation

$$c_A \frac{\partial T}{\partial t} = \nabla \cdot (k \nabla T). \quad (12)$$

Another approach is total enthalpy. From Eq. (6) it can be written

$$\nabla T = \nabla H / c_{vol} - \delta H \nabla g_l / c_{vol}. \quad (13)$$

Substitution in Eq. (4) will result in a total enthalpy equation

$$\frac{\partial H}{\partial t} = \nabla \cdot \left(\frac{k}{c_{vol}} \nabla H \right) + \nabla \cdot \left(\frac{k}{c_{vol}} \delta H \nabla g_l \right). \quad (14)$$

3.4. Sequential identification inverse method

For measurements where installed thermocouple inside the investigated body disturbs also surface temperature as it is very close to investigated surface HTC must be computed directly by an inverse method. Classical and very efficient sequential estimation proposed by Beck [27], which computes heat flux instead of HTC, has several limitations. Thus new sequential identification method was developed by Pohanka to solve such inverse problems. The basic principle of time-dependent boundary conditions determination (heat flux, HTC, and surface temperature) from measured transient temperature history is based on cooling (or heating) of heated (or cold) sample with thermocouple installed inside (see Figure 6). Let us assume one-dimensional inverse problem with 3D model involving installed thermocouple for simplicity:

- Known dimensions of the sample.
- Known thermal temperature-dependent material properties of the sample.
- Known temperature profile at the beginning of the cooling (usually constant).
- All surfaces are insulated except the cooled one.
- HTC is not dependent on position.

The sample is heated before starting the measurement. Cooling is applied on one surface and temperature response inside the sample is recorded. Time-dependent boundary conditions are computed using inverse technique from the measured temperature history (see Fig. 7). Cooling of more surfaces can also be investigated when more thermocouples is used.

This new proposed approach computes step by step (time step) heat transfer coefficients (HTC) on the investigated surface using measured temperature history inside the cooled or heated solid body. However, this method can be very easily changed to compute any kind of boundary conditions, e. g. heat flux. The method uses sequential estimation of the time varying boundary conditions and uses future time steps data to stabilize the ill-posed inverse problem [28]. To determine the unknown surface HTC at the current time t_m , the measured temperature responses T_m^* are compared with the computed temperature T_m from the forward solver using n future times steps

$$SSE = \sum_{i=m+1}^{m+n} (T_i^* - T_i)^2. \quad (15)$$

Any forward solver can be used e. g. finite volume method described by Patankar [29]. The computational model should include drilled hole, whole internal structure of the embedded thermocouple, and temperature dependent material properties.

At time zero homogeneous temperature is in the sample and thereby zero heat flux and thereby zero HTC on all surfaces is assumed. Otherwise there cannot be homogeneous temperature. This can be done e. g. by heating in furnace after enough long time. If the initial temperature is not homogeneous some modification of the algorithm is necessary for the first time step.

The algorithm starts at time index zero when the HTC is equal to zero (see Fig. 10). The algorithm uses forward solver and it computes temperature response at thermocouple position for linearly changing (increasing or decreasing) HTC (see HTC1 and T1 computed in Fig. 10) over few time steps. These time steps are called future time steps n and five of them are used in Fig. 10–Fig. 11. Determination of minimum number of necessary future time steps to stabilize sequential algorithm is described in [28]. The computed and measured temperatures histories are compared using Eq. (15) the same one as for sequential Beck approach. The slope of linearly changing HTC defined as

$$v = \frac{\partial h}{\partial t} \quad (16)$$

should be changed until the minimum of SSE function in Eq. (15) is found. Such a minimum says that the computed temperature history matches the measured temperature history the best for used linearly changing HTC during n future time steps.

When the best slope of HTC is found the forward solver is used to compute temperature field in the next time step using the computed boundary conditions. The algorithm is repeated for next time steps until the end of recorded temperature history is reached (see Fig. 11). For k

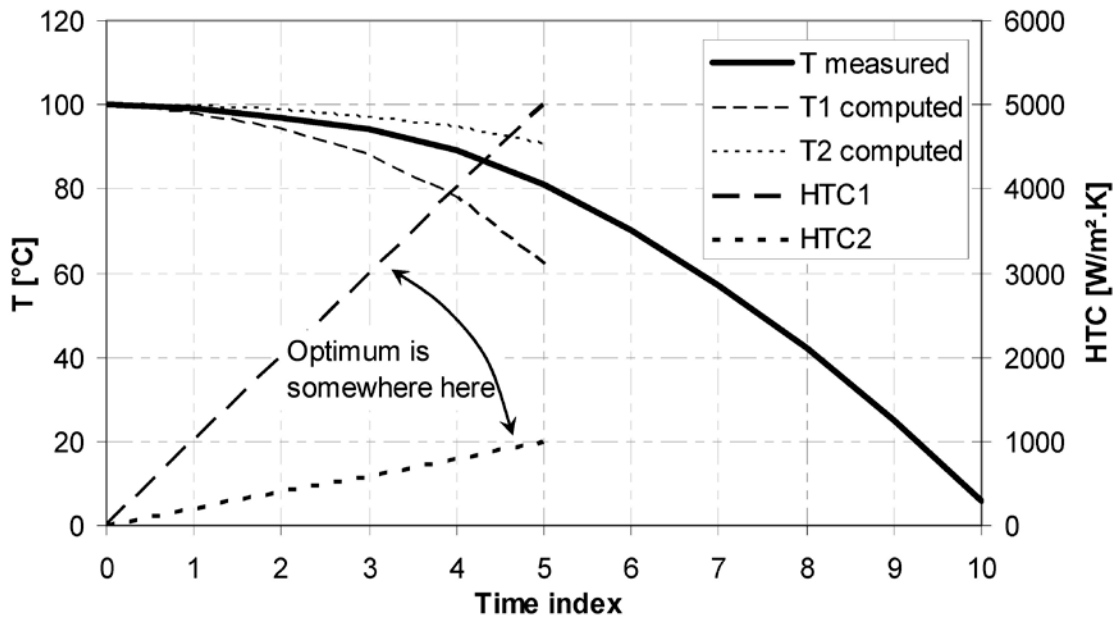


Figure 10. Measured temperature history and two computed temperature histories using two different slopes of HTC for n future time steps.

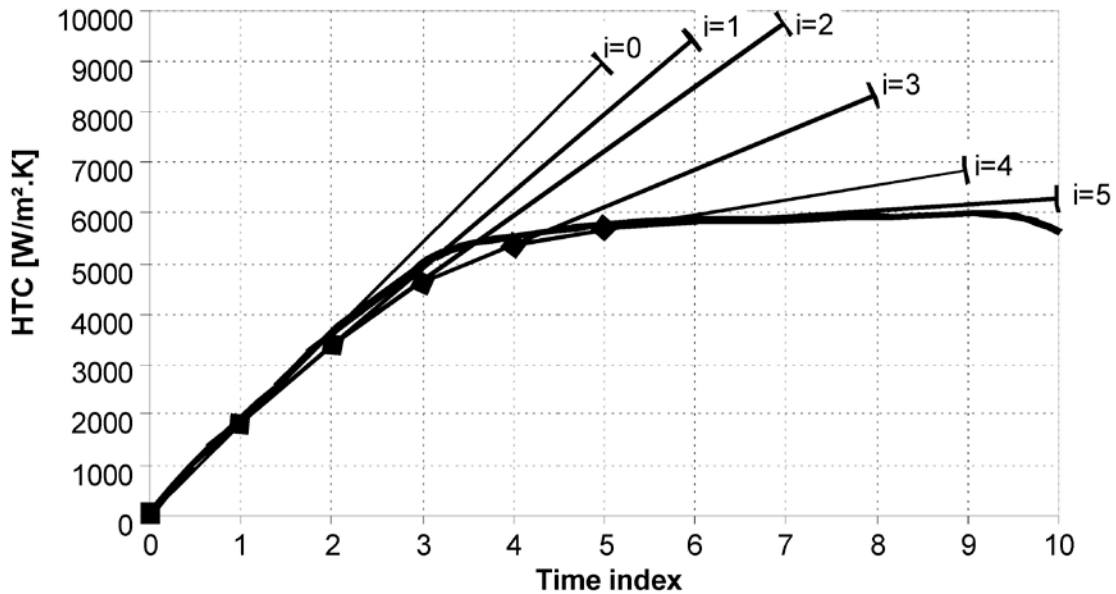


Figure 11. Real HTC and six optimum linearly changing HTC.

measured time steps only $k - n$ time steps can be computed owing to the use of future data. This method works perfectly when real HTC is almost linear in time. When the slope is abruptly changing the computed HTC curve is slightly smoother than the real one; the more future time steps are used the smoother is the computed curve of HTC (bigger difference between computed and real HTC) but the sequential identification inverse algorithm is more stable.

The SSE function described by Eq. (15) has only one minimum and is dependent only on one variable – slope of HTC (see Eq. 16). Even more the function is very close to parabolic function near the searched minimum because it is sum of square of temperature differences. Brent's optimization method [30], which uses inverse parabolic interpolation, is perfect candidate for finding the minimum of the SSE function in Eq. (15).

Brent's optimization method is based on parabolic interpolation and golden section. The searched minimum must be between two given points 1 and 2 (see Fig. 12). Convergence to a minimum is gained by inverse parabolic interpolation. Function values of the SSE function are computed only in few points. A parabola (dashed line) is drawn through the three original points 1, 3, 2 on the SSE function (solid line). The function is evaluated at the parabola's minimum, 4, which replaces point 1. A new parabola (dotted line) is drawn through points 3, 4, 2. The algorithm is repeated until the minimum with desired accuracy is found. If the three points are collinear the golden section [30] is used instead of parabolic interpolation.

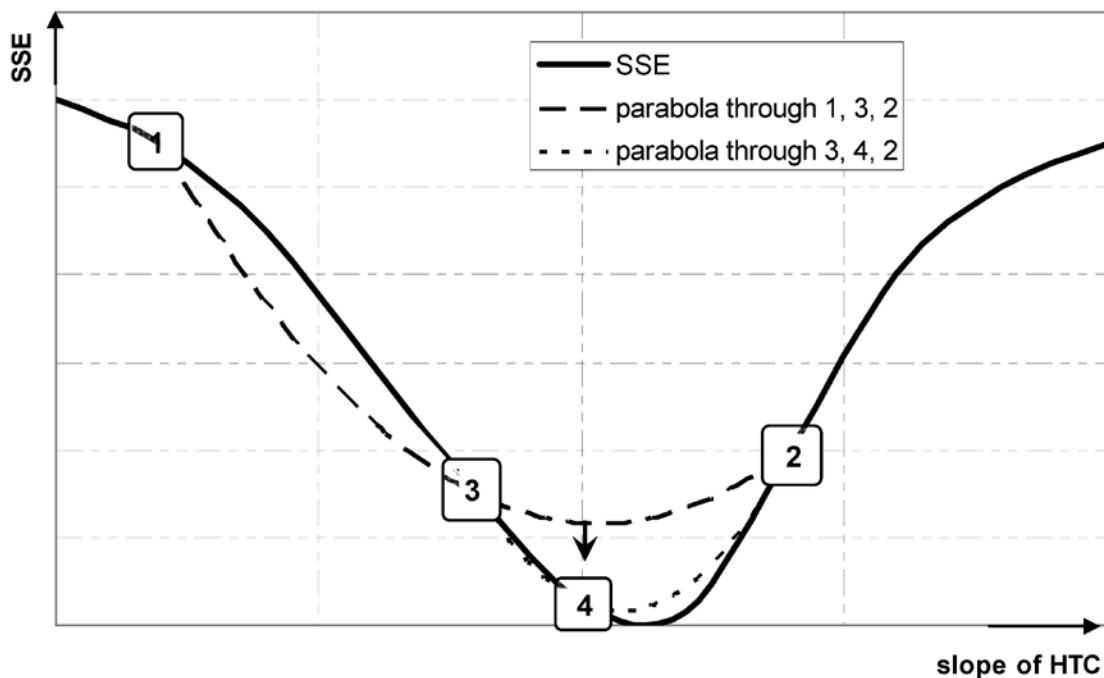


Figure 12. Convergence to a minimum by inverse parabolic interpolation.

3.5. Evaluation of boundary conditions

To demonstrate the procedure a real measurement is used. The cooling section consists of five rows of flat-jet nozzles. The heated sample passes repeatedly under the spraying nozzles. Several thermocouples in one row, which is perpendicular to the sample movement direction, were installed in the sample to be able to investigate also the cooling homogeneity across the sample. For simplicity we focus now on only one thermocouple, however, it is easy

to do the procedure for all thermocouples. Temperature record from such measurement is shown in Figure 7. Recorded position (zigzag line) of the thermocouple is shown as well and demonstrates the repeated passes through cooling section. Using the inverse method boundary conditions were computed: surface temperature and HTC. All the shown lines are function of time; however, for numerical simulation we need HTC as function of position and surface temperature. We start with surface temperature from the measurement. See Figure 13 with shown surface temperature drawn using green line as function of position. The green lines represents surface temperatures through which the plate pass during experiment. In the place where the green line is shown we also know HTC from the measurement. HTC values are shown using the color scale. HTC values between green lines are interpolated. This chart shows HTC distribution as a function of surface temperature and position and is the key point for accurate numerical simulation. HTC values above the most top green line are extrapolated and are not accurate as there are no data available from measurement. We should avoid usage of these values during numerical simulation.

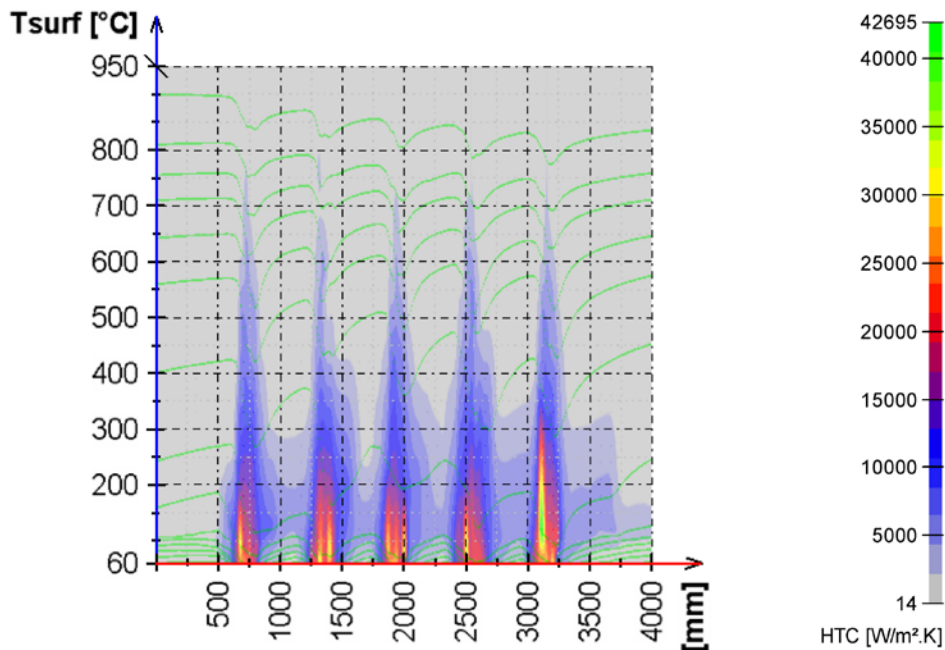


Figure 13. Prepared boundary conditions for numerical simulation from measurement shown in Fig. 7. Chart shows HTC as function dependent on position in cooling section in the direction of sample movement and on surface temperature of the cooled sample.

3.6. Numerical simulation

Having prepared boundary conditions we can do numerical simulation of cooling of products of various material properties and of various thicknesses. By repeating the boundary conditions we can simulate long cooling section with more rows of cooling nozzles. An example of such simulation is shown in Fig. 14 and is drawn in CCT. You can see computed temperature at the surface and at the center of the material. It is obvious that

the cooling rate for the surface temperature is higher than in the center. The results are drawn in CCT diagram, however, you should not that the cooling rate is far away from constant. This is very important because the CCT diagram is only informative and the final structure has to be verified by experimental measurement. There are three major reasons why cooling rate is not constant. One is caused by passing product under separate row of nozzles. The passes are obvious from T surface curve in Fig. 14. You can see drops of temperature when the product is passing under spray followed by reheating due to the internal capacity of the heat in the product. The second reason is mentioned Leidenfrost point. You can see low cooling rate in the center up to 20 s as the surface temperature is above Leidenfrost point and after that cooling rate is increasing and reaching maximum which is almost triple in comparison to value above Leidenfrost point. Decreasing of cooling rate is followed as the surface temperature is getting closer to the temperature of water. The third reason is low diffusivity for big products. The product cannot be cooled down at the same cooling rate on the surface as in the center. The lower is the diffusivity and the bigger is the product the bigger difference is between the cooling rate on the surface and in the center.

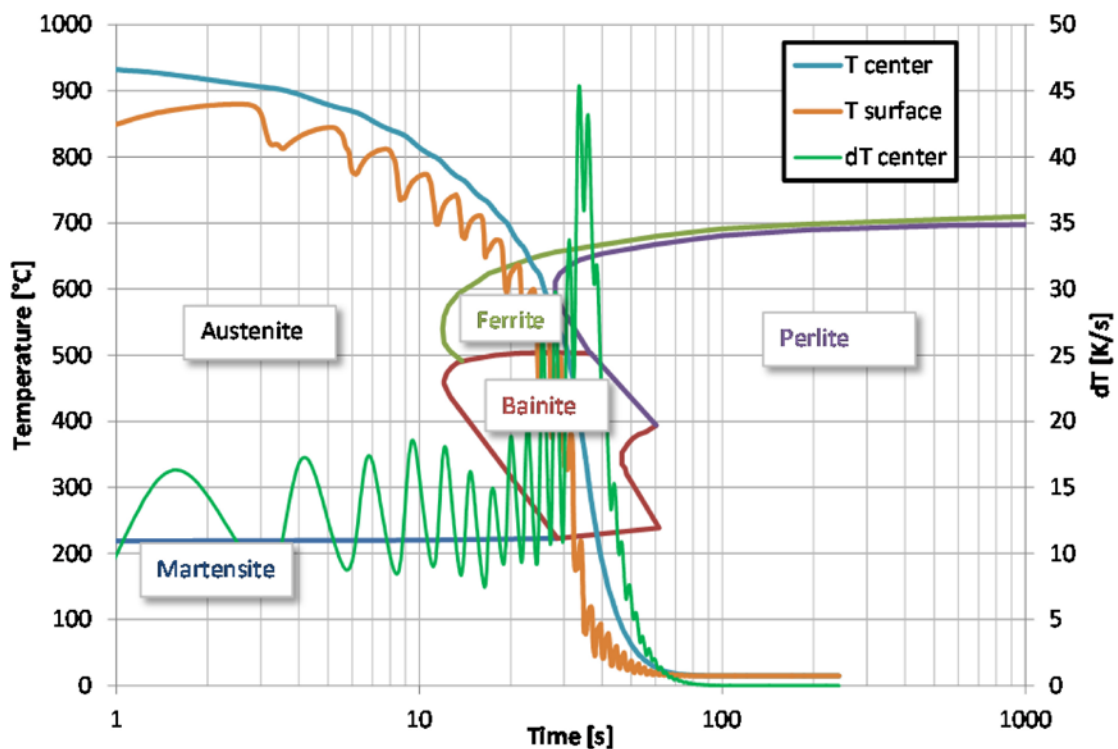


Figure 14. Simulation of cooling in the CCT diagram.

4. Verification conducted at pilot test bench

It is important to understand that cooling rate in cooling section in industrial application is far away from constant value using which CCT diagrams are obtained. Verification

functionality of a newly designed cooling system prior to its plant implementation is essential. The design obtained by using the numerical model must be verified and fine-tuned by further full-scale cooling tests. Pieces of tube, rail, wire or plate of real dimensions with implemented thermocouples are tested in the designed cooling section. The length of a laboratory test bench shown in Fig. 8 and Fig. 9 is limited, hence the sample must be accelerated prior entering the cooling section, to a velocity normally used in a plant, and after pass through cooling section, the direction of movement is reversed. In this way, the sample moves several times under the cooling sections. This cooling process is controlled by computer to simulate running under the long cooling section used normally in the plant. Nozzles, pressures, and header configurations are tested. The design of the cooling and the pressures used are modified until the demanded temperature regime and final structure is obtained. The full-scale material samples are then cut for the tests of material properties and structure.

When heat treatment is performed on larger product such as rail, mainly its head, it is not possible to achieve same cooling rate at surface and in the center of rail head. The cooling rate near surface are much faster and even more reheating can appear and can cause very different material properties (see Fig. 15). As the rail head passed under the spray the surface temperature dropped fast and was followed by reheating due to the heat stored inside the head. The reheating caused lower hardness near the surface as shown in Fig. 14. The center of the head is harder because no reheating occurred in the bigger depth. To avoid this problem the cooling section should be modified. One solution is to use more row of nozzles with smaller row pitch and also nozzles with lower HTC. This can be achieved by smaller pressure or smaller nozzles. Also replacement of flat-jet nozzle by full-cone nozzles can be considered. The Leidenfrost temperature should be also considered. We should be above Leidenfrost temperature or below but definitely not near to avoid big different cooling rates for small changes in surface temperature.

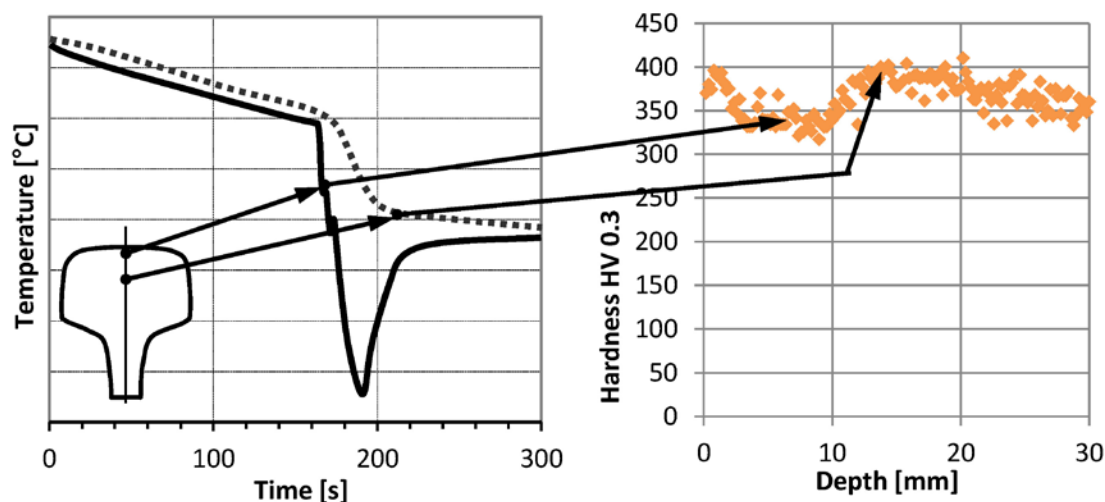


Figure 15. Measured temperature histories in a rail head in two depths and measured micro-hardness in rail head after heat treatment.

5. Concluding remarks

The design of cooling sections used for in-line heat treatment for hot rolling plants is very extensive work. It utilizes laboratory measurement, numerical modeling, inverse computations, and also pilot mill tests. The first step is the search of the best cooling regime for steels for which this is not yet known. The second step is to obtain a selection of technical means in order to guarantee obtaining the prescribed cooling rates. Nozzle configurations and cooling parameters are selected and controllability of the cooling section is checked. The final step of the design is a laboratory test using a full size sample simulating plant cooling.

Design based on laboratory measurement therefore minimizes the amount of expensive experimentation performed directly on the plant. Elimination of potential errors and enabling adjustment of control models in the plant is possible after the cooling process is tested in laboratory conditions.

Author details

Michal Pohanka and Petr Kotrbáček

Brno University of Technology, Heat transfer and Fluid Flow Laboratory, Brno, Czech Republic

6. References

- [1] Raudenský, M.; Horský, J.; Hajduk, D.; Čecho, L. Interstand Cooling - Design, Control and Experience. *Journal of Metallurgical and Mining Industry*, 2010, No. 2, Vol. 3, pp. 193-202.
- [2] Hnízdil, M.; Raudenský, M.; Horský, J.; Kotrbáček P.; Pohanka M. In-Line Heat Treatment and Hot Rolling. *In proc. AMPT 2010*, Paris, France, October 2010, pp. 563-568.
- [3] Horský, J.; Raudenský, M.; Kotrbáček, P. Experimental study of long product cooling in hot rolling. *Journal of Materials Processing Technology*, August 1998, Vol. 80-81, pp. 337-340.
- [4] Pohanka, M.; Bellerová, H.; Raudenský, M.; Experimental Technique for Heat Transfer Measurements on Fast Moving Sprayed Surfaces. *Journal of ASTM International*, Sept. 2010, Vol. 1523, pp. 3-15.
- [5] Tikhonov, A. N.; Arsenin, V. Y. *Solution of Ill-Posed Problems*. Washington, D.C.: Winston, 1977. ISBN 0470991240.
- [6] Mandrel, J. Use of the singular value decomposition in regression analysis. *Am. Stat.*, 1982, Vol. 36, pp. 15-24.
- [7] Stloz, G. Jr. Numerical solutions to an inverse problem of heat conduction for simple shapes. *Int. J. Heat Transfer*, 1960, Vol. 82, pp. 20-26.
- [8] Smith, G. D. *Numerical solution of partial differential equations*. UK: Oxford University Press, 1978. ISBN 0-198-59650-2.
- [9] Beck, J. V. Nonlinear estimation applied to the nonlinear heat conduction problem. *Int. J. Heat and Mass Transfer*, 1970, Vol. 13, pp. 703-716.
- [10] Beck, J. V.; Litkouhi, B.; St. Clair, C. R. Jr. Efficient sequential solution of the nonlinear inverse heat conduction problem. *J. Numerical Heat Transfer*, 1982, Vol. 5, pp. 275-286.
- [11] Bass, B. R. Applications of the finite element to the inverse heat conduction problem using Beck's second method. *J. Eng. Ind.*, 1980, Vol. 102, pp. 168-176.

- [12] Burggraf, O. R. An exact solution of the inverse problem in heat conduction theory and applications. *Int. J. Heat Transfer*, 1964, Vol. 86C, pp. 373-382.
- [13] Imber, M.; Khan, J. Prediction of transient temperature distributions with embedded thermocouples. *AI AA J.*, 1972, Vol. 10, pp. 784-789.
- [14] Lengford, D. New analytic solutions of the one-dimensional heat equation for temperature and heat flow rate both prescribed at the same fixed boundary (with applications to the phase change problem). *Q. Appl. Math.*, 1967, Vol. 24, pp. 315-322.
- [15] Grysa, K.; Cialkowski, M. J.; Kaminski, H. An inverse temperature field problem of the theory of thermal stresses. *Nucl. Eng. Des.*, 1981, Vol. 64, pp. 169-184.
- [16] Sláma, L.; Raudenský, M.; Horský, J.; Březina, T.; Krejsa, J. *Evaluation of quenching test of rotating roll with unknown time constant of sensor using genetic algorithm*. Int. Conf. Mendel, Brno, 1996.
- [17] Raudenský, M.; Pohanka, M.; Horský, J. Combined inverse heat conduction method for highly transient processes. In *Advanced computational methods in heat transfer VII*, Halkidiki: WIT Press, 2002, pp. 35–42. ISBN 1-85312-9062.
- [18] Dumeck, V.; Grove, T.; Raudenský, M.; Krejsa, J. Novel approaches to the IHCP: Neural networks. In *Int. symposium on inverse problems - Inverse problems in Engineering Mechanics*, Paris, 1994, pp. 411-416.
- [19] Krejsa, J.; Sláma, L.; Horský, J.; Raudenský, M.; Pátiková, B. The comparison of traditional and non-classical methods solving the inverse heat conduction problem. In *Int. Conf. Advanced Computational Methods in Heat Transfer*, Udine, July 1996, pp. 451-460.
- [20] Pohanka, M.; Raudenský, M.; Horský, J. Attainment of more precise parameters of a mathematical model for cooling flat and cylindrical hot surfaces by nozzles. In *Advanced computational methods in heat transfer VI*. Madrid: WIT Press, 2000, pp. 627-635. ISBN 1-85312-818-X.
- [21] Incropera, F. P.; DeWitt, D. P. *Fundamentals of Heat and Mass Transfer*. 4th ed. New York: Wiley, 1996. ISBN 0-471-30460-3.
- [22] Kakac, S.; Yener, Y. *Heat Conduction*. New York: Hemisphere Publishing, 1985.
- [23] Poulidakos, D. *Conduction Heat Transfer*. Englewood Cliffs, NJ: Prentice-Hall, 1994.
- [24] Voller, V. R.; Swaminathan, C. R. Fixed grid techniques for phase change problems: A review. *Int. J. for Numerical Methods in Engineering*, 1990, Vol. 30, pp. 875-898.
- [25] Song, R.; Dhatt, G.; Cheikh, A. B. Thermo-mechanical finite element model of casting systems. *Int. J. for Numerical Methods in Engineering*, 1990, Vol. 30, pp. 579-599.
- [26] Comini, G.; Giudice, S. D.; Saro, O. A conservative algorithm for multidimensional conduction phase change. *Int. J. for Numerical Methods in Engineering*, 1990, Vol. 30, pp. 697-709.
- [27] Beck, J. V.; Blackwell, B.; Charles, R. C. *Inverse Heat Conduction: Ill-posed Problems*. New York: Wiley, 1985. ISBN 0-471-08319-4.
- [28] Pohanka, M. Limitation of thermal inverse algorithm and boundary conditions reconstruction for very fast changes on boundary. In *Engineering mechanics 2007*. Svratka (Czech Republic), 2007, pp. 229–230. ISBN 978-80-87012-06-2.
- [29] Patankar, S. V. *Numerical Heat Transfer and Fluid Flow*. Hemisphere Publishing Corporation, 1980. ISBN 0-891-16522-3.
- [30] William, H. P.; Saul A. T.; William, T. V.; Brian, P. F. *Numerical Recipes in C*. 2nd ed. 1997. ISBN 0-521-43108-5.

Článek 7 POHANKA, M.; KOTRBÁČEK, P. Design of cooling units for heat treatment. In *Heat treatment conventional and applications*. Rijeka, Croatia, InTech. 2012. p. 1 - 20. ISBN 978-953-51-0768-2.

In-Line Heat Treatment and Hot Rolling

M. Raudensky, J. Horsky, M. Hnizdil P. Kotrbacek, M. Pohanka

*Heat Transfer and Fluid Flow Laboratory Brno University of Technology,
Faculty of Mechanical Engineering, Technická 2896/2, 616 69 Brno, Czech Republic
T: +420541143246, F: +420541142224, E-mail: heatlab@fme.vutbr.cz*

Abstract. In-line heat treatment of rolled materials is becoming increasingly used at hot rolling plants. The advantage of this method is the achievement of required material structure without the necessity of reheating.

This paper describes a design procedure for cooling sections for the purpose of obtaining the required structure and mechanical properties. The procedure is typically used for the cooling of tubes, rails, long products and plates.

Microstructure and nature of grains, grain size and composition determine the overall mechanical behaviour of steel. Heat treatment provides an efficient way to manipulate the properties of steel by controlling the cooling rate. The rate of cooling is defined by a heat transfer coefficient (HTC). Good controllability of HTC can be reached using either air-water or water nozzles. Thus, an on-line heat treatment with the assistance of spray nozzles enables a manufacturing process that can improve product performance by increasing steel strength, hardness and other desirable characteristics. These techniques also allow selective hardening, such that selective areas of a single object can be subjected to different treatments.

An experimental stand designed for the study of cooling steel samples has been built at the Brno University of Technology. The stand comprises a movable trolley containing a test sample which moves under the spray at a given velocity. Sensors indicate the temperature history of the tested material. This experimental stand enables simulation of a variety of cooling regimes and evaluates the final structure of tested samples. The same experimental stand is also a tool for use in the design of cooling sections in order to find the required heat treatment procedure and final structure. Examples of the cooling of rails and tubes are given in the paper.

Keywords: Heat treatment, hot rolling, spray cooling, heat transfer

PACS: 44.27, 81.05.Bx, 81.40

STRATEGY OF DESIGN

When preparing design of cooling system for in-line heat treatment we should first answer three relatively independent questions.

1. What is the optimum cooling regime for the material and the product?
2. What technical means can be used to achieve the demanded temperature mode?
3. How can we verify functionality of the newly designed cooling system prior to its plant implementation?

Specific heat treatment regimes have known results for some steels, in terms of final material structure. These tests are typically made on small samples and carried out using two cooling regimes. The first maintains constant temperature and the second maintains a constant temperature cooling rate. Neither of these regimes are useful in practice. Any in-line heat treatment process needs to vary the cooling intensity with time. Moreover, practice shows that results obtained using small samples are normally different from the results achieved using real products of large cross-section, even if both samples were subjected to identical

CP1315, *International Conference on Advances in Materials and Processing Technologies (AMPT2010)*

Edited by F. Chinesta, Y. Chastel, and M. El Mansori

© 2010 American Institute of Physics 978-0-7354-0871-5/10/\$30.00

RAUDENSKÝ, M.; HORSKÝ, J.; HNÍZDIL, M.; KOTRBÁČEK, P.; POHANKA, M. In- Line Heat Treatment and Hot Rolling. In *International conference on advances in materials and processing technologies (AMPT2010)*. 1. 2010. s. 563-568. ISBN: 978-0-7354-0871- 5.

temperature regimes. In most cases the optimal temperature heat treatment regime must be found experimentally and the first part of this paper covers this issue.

There are a variety of technical methods for cooling hot steel, one of which is to use spray cooling. Use of nozzles allows the ability to control cooling over a wide range.

Mist nozzles can be used for soft cooling and wide controllability range, water nozzles can provide intensive cooling with increasing pressure. Cooling intensity of groups of nozzles must be measured and then can be used in a numerical model of the temperature field in the cooled material, this topic is covered in the second part of this paper.

The preliminary design obtained by use of the numerical model must be verified and fine-tuned by further full-scale cooling tests. This process is described in the third part.

Finding of Optimal Cooling Regime

A test bench was built for the purpose of finding the optimal cooling strategy for a given steel. The scale factor is important and the sample should have the same size and shape of the final product. A steel sample embedded with thermocouples is heated to an initial start temperature in an electric furnace. The heated sample is then moved into a cooling position under the nozzle. A pneumatically driven deflector is placed between the hot sample and the spraying nozzle. Opening and closing of the deflector is controlled by computer. Interval timing of the opening of the deflector, the type of nozzle and feeding pressure are the parameters used to define the resulting cooling intensity. The test bench is able to cool the sample in a wide range of regimes. An example of the recorded temperatures is shown in Fig. 1. There are two cooling strategies shown in Fig. 1. The lines labeled (a) are for hard cooling. Line “30 mm (a)” shows temperature increase due to generation of transformation heat. The line labeled (b), shows softer cooling where there is a bigger distance between nozzles. The sample after cooling is cut, and then the hardness and structure is checked. The cooling regime can be modified until optimal structure of the material is achieved.

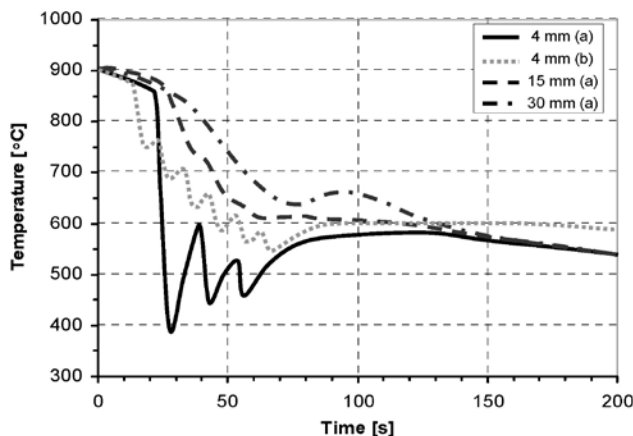


FIGURE 1. Temperature records given by testing the final material structure after heat treatment, rail head used as material sample

Cooling Intensity and Numerical Models

The verified optimal cooling strategy of the test bench must also be obtained in the rolled material. Cooling sections in the control models should achieve the demanded temperature histories in the cooled stock. In order to design a cooling section, knowledge of cooling intensity is required, both for a group of nozzles and for nozzle headers. Cooling intensity is a function of several parameters, most importantly, nozzle types, chosen pressures and flow rates, the surface temperature of a material, and velocity of material movement whilst under spray [3]. The heat transfer test bench is implemented when distribution of heat transfer coefficients or heat fluxes must be measured. Details of measurement procedures are described in [1, 2]. Figure 2 shows the result of a study of pressure levels with a group of three full cone nozzles at a spray angle of 60° along the sample movement axis, using a nozzle pitch of 100 mm and a spray height of 100 mm, total flow rate 100 l/min at 5 bar and a sample velocity of 1 m/s. The results demonstrate the controllability of cooling intensity using variable feeding pressure.

The results gained from the heat transfer test are used in a numerical model of the temperature field in the cooled material. Heat transfer laboratory tests are performed with limited length of the cooling area. These test use multiple run of the cooled specimen under a group of nozzles and this allows us to have information about cooling intensity as a function of surface temperature. Tailor made programs based on control volume methods are used for computation of temperature fields in material during cooling. A virtual cooling section is created by numerical model. Models are usually 2-dimensional describing cross-section of the cooled product running through full length of the designed cooling section in [4]. Full scale cooling section can be modeled because experiments provide complete description of distribution of cooling intensity as a function of the surface temperature. The numerical model predicts the controllability of the cooling device and assists in the preparation and adjustment of fast simple control models.

The impact distribution on shaped surfaces is studied numerically (example for a rail is shown in Fig. 3). The laboratory test bench is designed to be flexible to allow modification of both spray height and impact angle (Fig. 3 right).

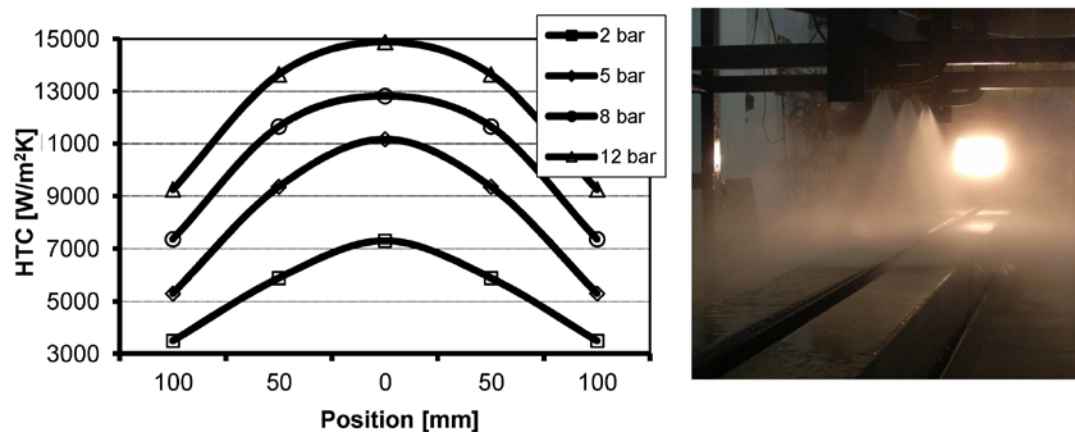


FIGURE 2. Heat transfer coefficient distribution perpendicular to sample movement for four pressure levels, position 0 is in nozzle axis, photo shows configuration of nozzles in experiment



FIGURE 3. Numerical modeling of positioning nozzles for cooling of rails and spraying cooling section

Verification at a Pilot Test Bench

A pilot laboratory test bench is designed for full-scale material samples. A piece of tube, rail, wire or plate of real dimensions is instrumented with thermocouples and the cooling is tested (Fig. 4). The length of a laboratory test bench is limited, hence the sample must be accelerated at the test start, to a velocity normally used in a plant, and after reaching the end of its run under the cooling section, direction of movement is reversed. In this way, the sample moves several times under the cooling sections. This process of cooling is controlled to simulate running under the long cooling section used normally in the plant. Nozzles, pressures, and header configurations are tested. The design of cooling and the pressures used are modified until the demanded temperature regime is obtained. The full-scale material samples are then cut for tests of material properties and structure.



FIGURE 4. Samples of rail and tube are positioned on movable trolley at linear test bench and runs through cooling sections

Figure 5 shows the measured temperature histories obtained from the study of hard cooling of a rail. There are three measured points in the rail head. Two measurements are taken at a distance of 4 mm from the surface (top and side) and one measurement is taken at a distance

of 15 mm under the surface in the rail axis. The resulting rail hardness for hard cooling in the rail axis is shown in right part of the Fig. 3. It is obvious that obtained distribution of hardness is not ideal. Moreover, some bainite structural parts were found in the structure.

The velocity of movement is in most cases given by the technology. The first adjustable parameter is coolant pressure. Geometry of cooling headers configuration is adjusted when optimal proportion of cooling should be found for complicated cross-sections. When need for more significant changes of cooling intensity is found during the tests then nozzle type, size and spacing can be changed.

An example of result after optimization of heat treatment is shown in Fig. 6. Hardness distribution is much better than for initial cooling regime (fig. 5). The material structure is full pearlite - as required for this product.

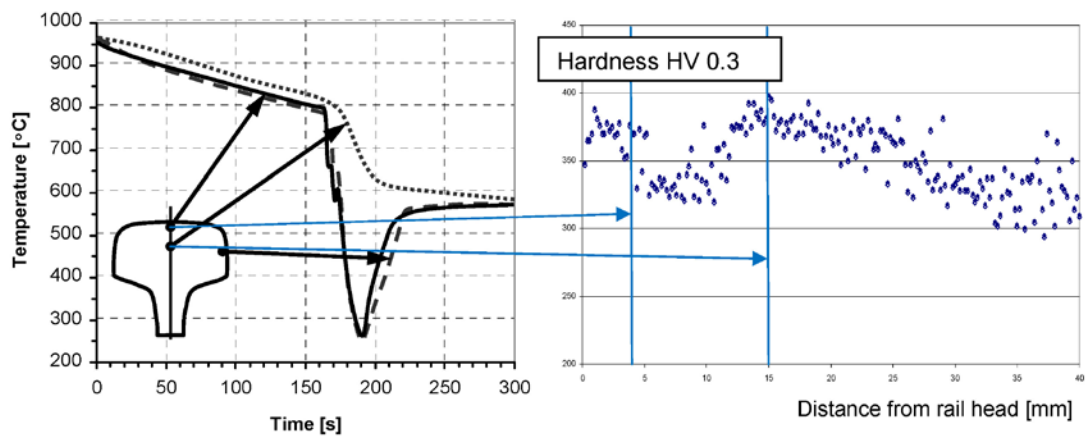


FIGURE 5. Measured temperature histories in a rail head from testing of hard cooling (left), measured micro-hardness in rail head after heat treatment

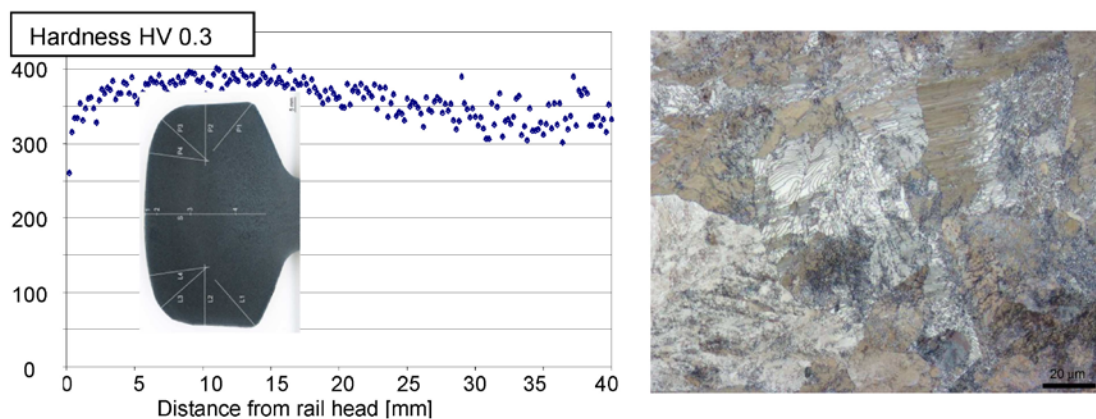


FIGURE 6. Measured hardness in axis of rail for optimized cooling regime and final pearlit structure

CONCLUSION

The design of cooling sections used for in-line heat treatment for hot rolling plants utilises laboratory measurement, numerical modeling and pilot mill tests. The first phase is in search of the best cooling regime for steels for which this is not yet known. The second step is to

obtain a selection of technical means in order to guarantee obtaining the prescribed cooling rates. Nozzle configurations and cooling parameters are then selected and controllability of the system is checked. The final stage of the design is a laboratory test of a full size sample simulating plant cooling.

Laboratory design and measurement therefore minimises the amount of experimentation performed directly on plant thereby eliminating potential errors and enabling adjustment of control models on the plant after being tested at the laboratory.

ACKNOWLEDGMENTS

Experimental work was supported by Specific university research project at Faculty of Mechanical Engineering, Brno University of Technology, No. FSI-S-10-31

REFERENCES

1. Kotrbacek, P., Horsky, J., Raudensky, M., Pohanka, M.: Experimental Study of Heat Transfer in Hot Rolling, *Revue de Metallurgie*, 2005, p. 42-43, ISBN 2-911212- 05-3
2. Horsky, J. – Raudensky, M.- Pohanka, M.: Experimental Study of Heat Transfer in Hot Rolling and Continuous Casting, *Materials Science Forum Vols. 473-474 (2005)*, Materials Science, Testing and Informatics II, ISSN 0255-5476, ISBN0-87849-957-1, Trans Tech Publications, Switzerland
3. Pohanka M., Bellerova H., Raudensky M., Experimental Technique for Heat Transfer Measurements on Fast moving Sprayed Surfaces, *Journal of ASTM International*, Vol.6, No.4, 2009
4. Raudensky M., Horsky, J., Hajduk D., Cecho L., Interstand Cooling – Design, Control and Experience, *Journal of Metallurgical and Mining Industry*, 2010, Vol.2, No.3, ISSN 2075-0507

4 ZÁVĚR

Předložená habilitační práce je shrnutím výzkumných aktivit autora v oblasti přenosu tepla s aplikacemi v hutnictví, ocelářství a při tváření kovů. V předkládané práci je popsáno vytvoření metodiky a následné praktické použití této metodiky při objasnění významných přenosových jevů a stanovení okrajových podmínek v procesech chlazení válců válcovacích stolic, chlazení provalků při válcování za tepla (in-line tepelném zpracování) a tváření oceli v polotekutém stavu. Výstupem tohoto procesu jsou jednak funkce popisující okrajové podmínky těchto dějů ve tvaru vhodném pro použití v numerických modelech, ale také optimalizované vysoce účinné chladicí systémy a kalící zařízení na in-line tepelné zpracování.

Veškerá data jsou získávána na základě laboratorních experimentů, v některých případech i v průmyslových podmínkách. Pro tyto účely byla vyvinuta celá řada experimentálních zařízení. Byly navrženy tak, aby umožňovaly co nejvěrnější simulaci sledovaných dějů a zkoumání vlivů různých faktorů na tyto děje. U chlazení horkých povrchů tryskami se ukázal významný vliv rychlosti na chladicí charakteristiky. Proto experimentální zařízení umožňují pohyb vzorků rychlostmi běžně používanými v reálných procesech.

Zásadní význam na kvalitu výsledků má způsob měření teplot ve sledovaném tělese. Zde musí mít požadované vlastnosti celý měřicí řetězec. Pro úspěšné zvládnutí celé aplikace jsou velmi často využívány pracně získané poznatky. To se týká především vyřešení problematiky přenosu a měření mnohakanálových nízkoúrovňových signálů a konstrukce a zabudování teplotních čidel. Naměřená data jsou dále zpracována s využitím několika specializovaných programů. V případě hledání okrajových podmínek přenosu tepla je nezbytné provedení přesného výpočtu inverzní úlohy. Další navazující programy zpracují data do podoby vhodné do numerických modelů. Postup vyhodnocení závisí typu řešené úlohy a na kvalitě vstupních dat. Okrajové podmínky jsou specifikovány buď ve formě datových souborů, nebo hodnotami koeficientů vhodných interpolačních funkcí a jsou ukládány do databáze okrajových podmínek.

Tváření oceli v polotekutém stavu svým charakterem odpovídá oblasti základního výzkumu a ukazuje výzkum chování ocelových materiálů v polotekutém stavu. V období výzkumu nebyly v odborné literatuře dostupné žádné publikace popisující chování oceli ve stavu částečného natavení. Nebyla zvládnutá ani metodika zkoušení vzorků oceli za takto vysokých teplot. Z tohoto důvodu musely být veškeré použité materiály a postupy nejprve testovány, než byla vybrána metoda poskytující požadované výstupy. Na experimentální část navazovalo matematické modelování a hledání vhodného materiálového modelu. Tato část není uvedena v předkládané práci s tím, že podrobný postup při zpracování výsledků, výběru vhodných materiálových modelů a identifikaci neznámých materiálových konstant lze nalézt v disertační práci autora [10].

Relativně samostatné části předkládané práce tvoří příklady řešených projektů. Jsou zde uvedeny postupy zvolené při řešení konkrétních projektů jako je optimalizace chlazení pracovních válců válcovacích stolic a in-line tepelné zpracování kolejnic. Na konci těchto kapitol jsou uvedeny publikované články a příspěvky konferencí, které doplňují informace o řešených projektech.

Uvedená práce by nemohla vzniknout bez spolupráce a podpory kolegů a spolupracovníků. Na závěr bych rád vyjádřil poděkování alespoň nejbližším z nich. Jsou to:

Prof. Miroslav Raudenský, CSc., Prof. Jaroslav Horský, CSc., paní Zuzana Vetešníková, Ing. Michal Pohanka, PhD.

5 SEZNAM POUŽITÉ LITERATURY – POLOTEKUTÝ STAV OCELI

- [1] Laxmanan, V., Flemings, M. C.: Deformation of Semi-solid Sn-15%Pb Alloy, *Metalurgical Transaction*, Vol 11A, 1980.
- [2] Kiuchi, M., Sugizama, S.: A new Process to Manufacture Semi-Solid Metals, *Proceedings of the Second Int. Conf.*, Eds Brown and Flemings, 1992, 43-65.
- [3] Kattamis, T., Piccone, Z.: T. J. Rheology of Semisolid Al-4,5%Cu-1,5%Mg Alloy, *Material Science and Engineering*, pp., 265-273, 1991.
- [4] Worster, M. G.: Convection in Mushy Layers, *Annual Review of Fluid Mechanics*, Vol. 29, pp. 91-122, 1997.
- [5] Joly, P. A., Mehribian, R.: The Rheology of a partially Solid Alloy, *Journal of Material Science*, Vol 11, 1976 1393-1418. gassant, J. F., Avenas, P., Sergent, J. Ph.: *La Mise en Forme des Matières Plastique*, Eds. Lavosier, 1986.
- [6] Secordel P., Valette E., Leroy F.: Experimental Extrusion Test to Study the Rheological Behaviour of Semi-Solid Steels, *Proceedings of the Second Int. Conf.*, Eds Brown and Flemings, 1992, 306-315.
- [7] Kiuchi, M.: Mushy-State Processing of Metals, Alloys and Composites, *Proceeding of the Fourth Int. Conf. on Technology of Plasticity*, 1993, 122-133.
- [8] Forejt, M.: *Teorie tváření, Vysoké učení technické v Brně, Nakladatelství Vysokého učení technického v Brně*, 1992.
- [9] Elfmark, J. a kol., *Tváření kovů, SNTL – Nakladatelství technické literatury, Praha, 1992, první vydání.*
- [10] Kotrbáček, Petr. *Experimentální výzkum a matematické modelování tváření ocelí v polotekutém stavu. Praha, 2005. Disertační práce (Ph.D.), Vysoké učení technické, Fakulta strojního inženýrství, Letecký ústav, 2004.*

6 AUTOROVY PUBLIKACE SOUVISEJÍCÍ S HABILITAČNÍ PRACÍ

6.1 MATERIÁLOVÉ VLASTNOSTI OCELI V POLOTEKUTÉM STAVU

- 1) KOTRBÁČEK P., HORSKÝ J., RAUDENSKÝ M.: : *Odpory oceli 19 191 v polotekutém stavu proti vtlačování nástroje - (in Czech), 3rd International Conference Akademická Dubnica 97, Slovenská technologická univerzita, Dubnica, Slovakia, proc. pp. 117-121, 1997.*
- 2) KOTRBÁČEK P., HORSKÝ J., RAUDENSKÝ M.: *Experimental Study of Steel Behaviour in Process of Mushy State Deformation, International Conference Continuous Casting of Billets, Třinec, ČR, p. 92 –106, 21 - 22 Oct. 1997*
- 3) HORSKÝ, J., RAUDENSKÝ, M., KOTRBÁČEK,P., ŠARLER, B: *Experimental Study Steel Behaviour in Process of Mushy State Deformation - Kovine, zlitine, tehnologije 32 No. 6, ISSN 1318-0010, 1998.*
- 4) HORSKÝ J., KOTRBÁČEK P.: *Computer Aided Process Simulation of Iron Muschy State Forging, Technical Report, Technical University of Brno, Institute of Aerospace Engineering, CIPA-CT94-0117, April 1998.*
- 5) HORSKÝ, J. - RAUDENSKÝ, M. - KOTRBÁČEK, P.: *Experimental Study of Steel Behaviour in Process of Mushy State Deformation, The 6 -th International Conference on Materials and Technology, Convention Centre GH Emona, Portorož, Slovenia, November 3-5, 1998.*
- 6) KOTRBÁČEK P., HORSKÝ J., RAUDENSKÝ M., ŘÍDKÝ, R.: *Experimental Study of Steel Behaviour in Process of Mushy State Deformation, The 8-th International Conference Metal Forming 2000, Kraków, Poland. ISBN: 90 5809 1570, September 3-7 2000.*
- 7) Řídký R., KOTRBÁČEK P.: *Identification of Carbon Steel Constitutive Equations in the Semi-solid State, International Conference Engineering Mechanics 2000, Svatka, Czech Republic, 15-18 May 2000.*
- 8) HORSKÝ, J, RAUDENSKÝ, M., KOTRBÁČEK, P., TSENG, A., A.: *Deformation Behavior of Steel in Mushy State, Dept. Mechanical Engineering, 2144 Engineering Bldg. Detroit, MI 48202, May 28, 2000.*
- 9) TSENG,A. A., HORSKÝ, J.,RAUDENSKÝ, M., KOTRBÁČEK, P.: *Deformation Behavior of Steels in Mushy State, Euromech Colloqium 408, Interactive Dynamics of Convection and Solidification, Chamonix, France, 18-22 March 2000.*
- 10) ŘÍDKÝ, R., KOTRBÁČEK, P.: *Identification of Carbon Steel Constitutive Equations in the Semi-solid State, International Conference Engineering Mechanics 2000, Svatka, Czech Republic, 15-18 May 2000.*
- 11) ŘÍDKÝ, R., KOTRBÁČEK, P.: *Studium materiálových vlastností uhlíkových ocelí při tváření v polotekutém stavu, VUT-FS, 2000.*

- 12) KOTRBÁČEK, P., HORSKÝ, J., RAUDENSKÝ, M.: *Deformation Characteristics of Semi-Solid Steel, The 4-th international conference on Continuous Casting of Billets - Třinec, Czech Republic, October 31 – November 1, 2001.*
- 13) HORSKÝ, J., RAUDENSKÝ, M., P. Kotrbáček, A.A. Tseng: *Deformation Behavior Of Steels In Mushy State - Symposium on Thermo Mechanical Processing of Materials, ASME-MED, 2000 – International Mechanical Engineering Congress and Exposition (IMECE).*
- 14) TSENG, A. A., HORSKÝ, J., RAUDENSKÝ, M., KOTRBÁČEK, P.: *Deformation Behavior of Steel in Mushy State - Materials and Designs 22,, 2000 Elsevier Science Ltd., p. 83-92, S0261-306900058-3, 2001.*
- 15) TSENG, A. A., HORSKÝ, J., RAUDENSKÝ, M., KOTRBÁČEK, P.: *Mechanical Characteristics of Semi-Solid Steels - Interactive Dynamics of Convection and Solidification, Kluwer Academic Publishers, p. 99-112, 2001.*
- 16) Řídký, R., Petruška, J., Horský, J., Kotrbáček, P.: *Experimental Study of Semi-solid Steel Deformation, Engineering Mechanics 2003, May 12-15, Svratka, Czech Republic, ISBN:80-86246-18-3.*
- 17) Petruška, J., Řídký, R., Horský, J., Kotrbáček, P.: *Identification of Semisolid Steel Behaviour, 20-th Danubia Adria Symposium on Experimental Methods in Solid Mechanics, September 24-27, Győr, Hungary, ISBN: 963-9058-20-3.*
- 18) HORSKÝ, J., RAUDENSKÝ, M., P. Kotrbáček, A.A. Tseng: *Indentation and Piercing of Steel in Mushy State – Journal of the Chinese Society of Mechanical Engineers, Vol.24, No.3 pp. 187-195.*
- 19) Horský, J., Kotrbáček, P., Petruška, J., Řídký, R.: *Experimental Study of Semi-solid steel deformation, International Journal of Forming Processes.*

6.2 CHLAZENÍ PRACOVNÍCH VÁLCŮ VÁLCOVACÍCH STOLIC

- 20) KOTRBÁČEK, P.; HORSKÝ, J.; LUKS, T.; POHANKA, M. *NUMERICAL SIMULATION AND VERIFICATION OF ROLL, TEMPERATURE HISTORY DURING ROLLING CAMPAIGN. Roll5 2015. London, United Kingdom: IOM Communications Ltd, 2015. s. 1-11.*
- 21) KOTRBÁČEK, P.; HORSKÝ, J.; Parilák, L.; Ma'tas, P.; Zalaba, D. *Vysoce účinné a energeticky úsporné chladič systémy pro chlazení, profilových válců. Zváranie - Svařování, 2015, roč. 5-6, č. 64, s. 135-139. ISSN: 0044- 5525.*
- 22) KOTRBÁČEK, P.; HORSKÝ, J.; Parilák, L.; Ma'tas, P.; Zalaba, D. *Vysoce účinné a energeticky úsporné chladič systémy pro chlazení, profilových válců. In Odborná konferencia ŽP VVC 2015. 1. Brezno: HLP grafik s.r.o., 2015. s. 91-97. ISBN: 9788097209155.*
- 23) KOTRBÁČEK, P.; HORSKÝ, J.; KVAPIL, J.; SCHOERKHUBER, K. *OPTIMIZATION OF WORKING ROLL COOLING IN HOT ROLLING. In Rolling 2013. Milano, Italy: Associazione Italiana di metallurgia, 2013. s. 1-11. ISBN: 9788885298958.*

- 24) HORSKÝ, J.; KOTRBÁČEK, P.; HRABOVSKÝ, J. *Strategy of energy saving and high efficiency roll cooling systems design. The Netherlands: IOM Communications Ltd, 2014.*
- 25) HORSKÝ, J.; KOTRBÁČEK, P.; KVAPIL, J.; SCHOERKHUBER, K. *Optimization of working roll cooling in hot rolling. 9th International Conference on Heat Transfer, Fluid Mechanics and Thermodynamics. 1. Malta: HEFAT, 2012. s. 685-690. ISBN: 978-1-86854-986- 3.*
- 26) RAUDENSKÝ, M.; POHANKA, M.; HNÍZDIL, M.; KOTRBÁČEK, P.; HORSKÝ, J. *In- Line Heat Treatment and Hot Rolling. In International conference on advances in materials and processing technologies (AMPT2010). 1. 2010. s. 563-568. ISBN: 978-0-7354-0871- 5.*
- 27) KOTRBÁČEK, P.; POHANKA, M.; HORSKÝ, J.; RAUDENSKÝ, M. *Modelling of Cooling and Thermal Load of Rolls in Hot Rolling. In Proceeding 3rd SteelSim 2009. Leoben, Austria: ASMET, 2009. s. 1-8.*
- 28) RAUDENSKÝ, M.; HORSKÝ, J.; POHANKA, M.; KOTRBÁČEK, P.; BOHÁČEK, J. *Měření charakteristik přestupu tepla při chlazení válců vodními tryskami. 2009. s. 1-32.*
- 29) VAN STEDEN, H.; BOHÁČEK, J.; RAUDENSKÝ, M.; KOTRBÁČEK, P. *Intensification of roll cooling in hot rolling with a roll wiper. Research Disclosure Journal, 2009, roč. 2009, č. 546003, s. 1-8. ISSN: 0374- 4353.*
- 30) RAUDENSKÝ, M.; HORSKÝ, J.; POHANKA, M.; KOTRBÁČEK, P. *Optimisation of Roll Cooling at Stand No. 18 in Cogne. 2008. s. 1-22.*
- 31) RAUDENSKÝ, M.; HORSKÝ, J.; POHANKA, M.; KOTRBÁČEK, P. *Optimisation of Roll Cooling at Stand No. 18 in Cogne. 2008.*
- 32) RAUDENSKÝ, M.; KOTRBÁČEK, P.; HORSKÝ, J.; POHANKA, M. *Preparation of boundary conditions and experiments conducted within the EU project " Advanced method to improve work roll life time and surface quality of hot rolled strip by new coupled oil free lubrication and chilling". 2008.*
- 33) HORSKÝ, J.; RAUDENSKÝ, M.; KOTRBÁČEK, P.; POHANKA, M.; BOHÁČEK, J.; BELLEROVÁ, H. *Improvement of cooling and related lubrication effects in cold rolling of carbon and stainless steel grades - roll. 2007. s. 1-10.*
- 34) RAUDENSKÝ, M.; HORSKÝ, J.; KOTRBÁČEK, P.; POHANKA, M. *Cooling of Rolls Used in Hot Rolling of Long Products. Birmingham: IOM Communications, 2007. s. 1-11.*
- 35) RAUDENSKÝ, M.; HORSKÝ, J.; KOTRBÁČEK, P.; POHANKA, M.; BOHÁČEK, J.; BELLEROVÁ, H. *Effective Roll Cooling - final report. 2007. s. 1-14.*
- 36) RAUDENSKÝ, M.; HORSKÝ, J.; KOTRBÁČEK, P. *Spray Cooling of Rotating Roll. In CD. Sydney, Australia: Begell House Inc., 2006. s. 1-9. ISBN: 1-56700-226- 9.*
- 37) RAUDENSKÝ, M.; HORSKÝ, J.; KOTRBÁČEK, P. *Intensification and Control of Roll Cooling. Paříž: 2006. s. 1-8.*

38) RAUDENSKÝ, M.; HORÁK, A.; KOTRBÁČEK, P. *Optimisation of Controlled Cooling in Continuous Casting*. In *Steelsim 2005*. Brno: T-print s.r.o., 2005. s. 317-331. ISBN: 80-239-5005-3.

39) KOTRBÁČEK, P.; HORSKÝ, J.; RAUDENSKÝ, M.; POHANKA, M. *Experimental Study of Heat Transfer in Hot Rolling*. In *26 Journées Siderurgiques Internationales*. Paris: ATS, 2005. s. 1-2. ISBN: 2-911212-05-3

6.3 IN-LINE TEPELNÉ ZPRACOVÁNÍ

40) KOTRBÁČEK, P.; HORSKÝ, J. *Energeticky úsporné systémy pro chlazení horkých povrchů a tepelné zpracování kovů, Sborník anotací semináře efektivní energetika XVIII. VŠB-Technická univerzita Ostrava: Ediční středisko VŠB-TU Ostrava, 2017. s. 5-7.*

41) HNÍZDIL, M.; KOTRBÁČEK, P. *Heat treatment of rails. Materiali in tehnologije, 2017, roč. 51, č. 2, s. 329-332. ISSN: 1580-2949.*

42) HORSKÝ, J.; HNÍZDIL, M.; CHABIČOVSKÝ, M.; KOTRBÁČEK, P. *In- line heat treatment of flat products. In Proceedings European Conference on Heat Treatment 2016 and 3rd International Conference on Heat Treatment and Surface Engineering in Automotive Applications, 11 – 13 May 2016, Prague, Czech Republic. Čerčany: Asociace pro tepelné zpracování kovů, 2016. s. 1-8. ISBN: 978-80-904462-9- 8.*

43) CHABIČOVSKÝ, M.; HORSKÝ, J.; RAUDENSKÝ, M.; HNÍZDIL, M.; KOTRBÁČEK, P. *DESIGN OF QUENCHING UNITS FOR HEAT TREATMENT OF TUBES. La Metallurgia Italiana, 2016, vol. 2016, no. 1, p. 23-28. ISSN: 0026- 0843.*

44) CHABIČOVSKÝ, M.; HORSKÝ, J.; RAUDENSKÝ, M.; HNÍZDIL, M.; KOTRBÁČEK, P. *DESIGN OF QUENCHING UNITS FOR HEAT TREATMENT OF TUBES. In European conference on Heat treatment 2015 a 22nd IFHTSE congress. Miláno: Associazione Italiana di metallurgia, 2015. p. 1-9. ISBN: 978-88-98990-03- 0.*

45) HORSKÝ, J.; KOTRBÁČEK, P. *IN- LINE HEAT TREATMENT OF LONG PRODUCTS. In METAL 2014, 23rd International Conference on Metallurgy and Materials, Conference Proceedings. Ostrava: Tanger Ltd., 2014. p. 1-6. ISBN: 978-80-87294-54- 3.*

46) POHANKA, M.; KOTRBÁČEK, P. *Design of cooling units for heat treatment. In Heat treatment conventional and applications. In Tech. Rijeka, Croatia: InTech, 2012. s. 1-20. ISBN: 978-953-51-0768- 2.*

47) RAUDENSKÝ, M.; POHANKA, M.; HNÍZDIL, M.; KOTRBÁČEK, P.; HORSKÝ, J. *In- Line Heat Treatment and Hot Rolling. In International conference on advances in materials and processing technologies (AMPT2010). 1. 2010. s. 563-568. ISBN: 978-0-7354-0871- 5.*