

ZÁPADOČESKÁ UNIVERZITA V PLZNI
FAKULTA STROJNÍ

Studijní program: N0715A270014 Materiálové inženýrství a výrobní technologie

Studijní specializace: N0715A270014S00 Materiálové inženýrství a výrobní technologie

DIPLOMOVÁ PRÁCE

Metoda Hot stamping a možnosti jejího dalšího vývoje

Autor: **Bc. Michal WEINAR**

Vedoucí práce: **doc. Ing. Ludmila KUČEROVÁ, Ph.D.**

Akademický rok 2021/2022

ZÁPADOČESKÁ UNIVERZITA V PLZNI

Fakulta strojní

Akademický rok: 2021/2022

ZADÁNÍ DIPLOMOVÉ PRÁCE

(projektu, uměleckého díla, uměleckého výkonu)

Jméno a příjmení: **Bc. Michal WEINAR**
Osobní číslo: **S20N0054P**
Studijní program: **N0715A270014 Materiálové inženýrství a výrobní technologie**
Téma práce: **Metoda Hot stamping a možnosti jejího dalšího vývoje**
Zadávací katedra: **Katedra materiálu a strojírenské metalurgie**

Zásady pro vypracování

1. Úvod
2. Literární rešerše
 - 2.1. Výroba a vývoj nástrojů pro tváření
 - 2.2. Konfigurace tvářecích nástrojů pro aplikaci při hot stamping procesu
 - 2.3. Využití aditivních technologií pro výrobu nástrojů pro tváření (3D tisk)
 - 2.4. Materiály využívané pro zpracování technologií hot stamping
 - 2.5. Metody zpracování heterogenních struktur na plechovém polotovaru
3. Experimentální program
 - 3.1. Návrh nástroje pro hot stamping
 - 3.2. Optimalizace nástroje s ohledem na možnosti 3D tisku
 - 3.3. Ověření nástroje pro zpracování vysocepevných ocelí
 - 3.4. Metalografie a měření tvrdosti zpracovaných vzorků
4. Diskuse výsledků
5. Závěr

Rozsah diplomové práce: **50-60 stran**
Rozsah grafických prací: **fotodokumentace, obrázky**
Forma zpracování diplomové práce: **tištěná/elektronická**

Seznam doporučené literatury:

SEMIATIN, S.L. Metalworking: Sheet forming. Vol. 14B. ASM International, 2006. ISBN-13: 978-0-87170-710-9.

NAGANATHAN, A. Hot Stamping of Manganese Boron Steel. Columbus, 2010. Thesis of Graduate Program in Mechanical Engineering. The Ohio State University.

SLOTA, Ján. Numerická simulácia lisovania plechov. Košice: Strojnícka fakulta TU v Košiciach, 2016. Edícia vedeckej a odbornej literatúry (Technická univerzita v Košiciach). ISBN 978-80-5533-007-5.

ALTAN, Taylan and A. Erman TEKKAYA. Sheet metal forming: processes and applications. Materials Park, Ohio: ASM International, c2012. ISBN 978-1-61503-844-2.

Vedoucí diplomové práce: **Doc. Ing. Ludmila Kučerová, Ph.D.**
Katedra materiálu a strojírenské metalurgie

Konzultant diplomové práce: **Ing. Jiří Vrtáček**
Katedra materiálu a strojírenské metalurgie

Datum zadání diplomové práce: **15. října 2021**
Termín odevzdání diplomové práce: **27. května 2022**

L.S.

Doc. Ing. Milan Edl, Ph.D.
děkan

Ing. Josef Odehnal, Ph.D.
vedoucí katedry

Prohlášení o autorství

Předkládám tímto k posouzení a obhajobě diplomovou práci, zpracovanou na závěr studia na Fakultě strojní Západočeské univerzity v Plzni.

Prohlašuji, že jsem tuto diplomovou práci vypracoval samostatně, s použitím odborné literatury a pramenů uvedených v seznamu, který je součástí této diplomové práce.

V Plzni dne:

.....

podpis autora

Poděkování

Poděkování bych chtěl věnovat doc. Ing. Ludmile Kučerové, Ph.D. za vedení, odborné rady a celkovou pomoc při realizaci diplomové práce. Dále bych chtěl poděkovat Ing. Jiřímu Vrtáčkovi za cenné rady, poskytnuté konzultace a skvělý přístup při řešení zadané problematiky.

Výsledky této diplomové práce vznikly na základě projektu IDEG-2021-001 - Study of transition areas in press-hardened AHS steels in combined tool for hot and cold forming, který zajistil možnost výroby experimentálního nástroje. Tento nástroj byl nezbytnou součástí experimentálního programu diplomové práce, a poděkování tedy patří i všem účastníkům projektu, zejména pak Ing. Filipu Votavovi za jeho aktivní pomoc při tvorbě nástroje a realizaci experimentu.

ANOTAČNÍ LIST DIPLOMOVÉ PRÁCE

AUTOR	Příjmení Bc. Weinar	Jméno Michal	
STUDIJNÍ PROGRAM	N0715A270014 Materiálové inženýrství a výrobní technologie		
VEDOUCÍ PRÁCE	Příjmení (včetně titulů) doc. Ing. Kučerová, Ph.D.	Jméno Ludmila	
PRACOVISŤE	ZČU – FST – KMM		
DRUH PRÁCE	DIPLOMOVÁ	BAKALÁŘSKÁ	Nehodící se škrtněte
NÁZEV PRÁCE	Metoda Hot stamping a možnosti jejího dalšího vývoje		

FAKULTA	strojní	KATEDRA	KMM	ROK ODEVZD.	2022
----------------	---------	----------------	-----	--------------------	------

POČET STRAN (A4 a ekvivalentů A4)

CELKEM	89	TEXTOVÁ ČÁST	83	GRAFICKÁ ČÁST	6
---------------	----	---------------------	----	----------------------	---

<p>STRUČNÝ POPIS (MAX 10 ŘÁDEK)</p> <p>ZAMĚŘENÍ, TÉMA, CÍL POZNATKY A PŘÍNOSY</p>	<p>Diplomová práce se zabývá návrhem technologie tepelného zpracování plechových dílů se zaměřením na automobilový průmysl. Cílem práce je návrh technologie zpracování plechů z vysokopevnostních ocelí pro dosažení heterogenní struktury materiálu v závislosti na konkrétním místě. Smyslem zpracování je použití navržené tažné sestavy s jednou chlazenou a druhou ohřívanou polovinou.</p>
<p>KLÍČOVÁ SLOVA</p> <p>ZPRAVIDLA JEDNOSLOVNÉ POJMY, KTERÉ VYSTIHUJÍ PODSTATU PRÁCE</p>	<p>Tažení plechů, svařované plechové polotovary, heterogenní struktury ocelí, hot stamping, numerické simulace, vývoj tepelného zpracování</p>

SUMMARY OF DIPLOMA SHEET

AUTHOR	Surname Bc. Weinar	Name Michal	
STUDY PROGRAMME	N0715A270014 Materials Science and Manufacturing Technology		
SUPERVISOR	Surname (Inclusive of Degrees) doc. Ing. Kučerová, Ph.D.	Name Ludmila	
INSTITUTION	ZČU – FST – KMM		
TYPE OF WORK	DIPLOMA	BACHELOR	Delete when not applicable
TITLE OF THE WORK	Hot stamping method and possibilities of its further development		

FACULTY	Mechanical Engineering	DEPARTMENT	Material Science and Technology	SUBMITTED IN	2022
----------------	------------------------	-------------------	---------------------------------	---------------------	------

NUMBER OF PAGES (A4 and eq. A4)

TOTALLY	89	TEXT PART	83	GRAPHICAL PART	6
----------------	----	------------------	----	-----------------------	---

BRIEF DESCRIPTION TOPIC, GOAL, RESULTS AND CONTRIBUTIONS	The diploma thesis deals with the development of the heat treatment technology of sheet metal parts with a focus on the automotive industry. The aim of the thesis is the design of a technology for the processing of high-strength steel sheets to achieve a heterogeneous material structure depending on the specific location. The purpose of the processing is to use the designed deep drawing assembly with one cooled and one heated half.
KEY WORDS	Sheet metal deep drawing, tailor welded blanks, heterogeneous structural steel, hot stamping, numerical simulations, heat treatment method development

Obsah

Seznam použitých zkratek a symbolů	3
Seznam obrázků.....	5
Seznam tabulek.....	7
Seznam grafů	8
1 Úvod.....	9
2 Lisovací matrice pro hluboké tažení plechů	10
2.1 Pracovní části nástroje	11
2.1.1 Tažník a tažnice	12
2.1.2 Přidržovač plechu	14
2.2 Ostatní komponenty	18
2.2.1 Vyhazovač a stěrač	18
2.2.2 Dorazy	19
2.2.3 Otěruvzdorné pláty	19
3 Specifika nástroje pro technologii Hot stamping	20
3.1 Charakteristika procesu.....	20
3.2 Charakteristika nástroje	22
4 Využití 3D tisku při výrobě nástroje pro Hot stamping	24
4.1 Zásady návrhu nástroje	24
5 Materiály využívané při technologii Hot stamping	26
5.1 Materiál polotovaru.....	26
5.1.1 22MnB5 (DIN 1.5528)	26
5.1.2 Oceli s mezí pevnosti v tahu nad 1600 MPa	26
5.1.3 Oceli absorbující velké množství energie.....	28
5.2 Materiál nástroje	29
5.2.1 AISI H13 (DIN 1.2344).....	30
5.2.2 CR7V-L	31
6 Svařované polotovary	32
6.1 Metody svařování TWB.....	33
6.2 Materiály připravované metodou TWB	34
7 Úvod do praktické části	35
8 Konstrukční řešení experimentálního nástroje	35
8.1 Podsestava tažníku	36
8.1.1 Geometrie trnu	36

8.1.2	Chladicí systém tažníku.....	37
8.1.3	Optimalizace tažníku pro 3D tisk.....	38
8.2	Podsestava tažnice.....	39
8.2.1	Geometrie pracovní dutiny.....	39
8.2.2	Chladicí systém tažnice.....	40
8.2.3	Optimalizace tažnice pro 3D tisk.....	42
8.3	Rozměrová charakteristika plechového polotovaru.....	43
9	Numerické simulace procesu.....	44
9.1	Náhřev nástroje.....	44
9.2	Tažná operace.....	47
9.2.1	Výsledky deformační a napětové povahy.....	48
9.2.2	Model tepelného zpracování.....	54
10	Výsledky z experimentálního zpracování vzorků.....	58
10.1	Analýza zpracovaných vzorků.....	62
10.1.1	VZ-VSM.....	62
10.1.2	VZ-10S.....	63
10.1.3	VZ-70S.....	64
10.1.4	VZ-140S.....	66
10.1.5	VZ-210S.....	68
10.1.6	VZ-900S.....	70
10.2	Přehled zjištěných parametrů.....	72
11	Diskuze výsledků.....	74
12	Závěr.....	78
	Seznam použité literatury.....	79
	Seznam příloh.....	83

Seznam použitých zkratk a symbolů

AHSS	Advanced High Strength Steel
AISI	American Iron and Steel Institute
Al	Hliník
ARA	Anizotermický rozpad austenitu
B	Bor
BTR 165	Značení oceli 22MnB5 společnosti Benteler
C	Uhlík
CCT	Continuous cooling transformation
CO ₂	Oxid uhličitý
CP	Complex phase
Cr	Chrom
ČSN	Česká technická norma
DP	Dual phase
EN	European Norm
FB	Ferritic-bainitic
HB	Tvrlost dle metody Brinell
HF	Hot formed
[hm%]	Hmotnostní procento
HRC	Tvrlost dle metody Rockwell
HV	Tvrlost dle metody Vickers
ISO	International Organization for Standardization
[kg]	Kilogram
[kp]	Kilopound
[ksi]	Kilopound per square inch
Mazda CX-5	Model automobilu společnosti Mazda Motor Corporation
[mm]	Milimetr
Mn	Mangan
Mo	Molybden
MPa	Megapascal
M _s	Martensite start
MS	Martensitic steel
N	Dusík
[N]	Newton

Nb	Niob
P	Fosfor
PHS-ultraform 1500	Značení oceli 22MnB5 společnosti Voestalpine
PID	Proportional–integral–derivative controller
PTC	Parametric Technology Corporation
R	Rádus
s	Sekunda
S	Síra
SFCT	Scientific Forming Technologies Corporation
Si	Křemík
SQ1800	Značení oceli 30MnB5 společnosti Sumitomo Metals
Ti	Titan
TOO	Tepelně ovlivněná oblast
TRIP	Transformation induced plasticity
TWB	Tailor welded blanks
TWIP	Twinning induced plasticity
USIBOR 1500	Značení oceli 22MnB5 společnosti ArcelorMittal
USIBOR 2000	Značení oceli 34MnB5 společnosti ArcelorMittal
V	Vanad
YAG	Yttrium aluminium garnet
Zn	Zinek
°C	Stupeň celsia
°C/s	Stupeň celsia za sekundu
3D	Trojdimenzionální
°	Úhlový stupeň
%	Procento
µm	Mikrometr
Ø	Průměr

Seznam obrázků

Obr. 2-1: Jednoduchá tažná nástrojová sestava [2]	11
Obr. 2-2: Nástroj pro tažení plechů v obvyklém (A) a inverzním (B) provedení [4, 5].....	12
Obr. 2-3: Plechový výtažek po tažení s přidržovačem (vlevo) a bez přidržovače (vpravo) [2]	14
Obr. 2-4: Schéma tažného nástroje při tažení na dvojčinném lisu [10].....	16
Obr. 2-5: Schéma tažného nástroje při tažení na jednočinném lisu [11].....	17
Obr. 2-6: Schéma tažného nástroje pro tažení na jednočinném lisu s pružinovým přidržovačem [9]	18
Obr. 2-7: Schéma tažení za použití stěrače [12].....	19
Obr. 2-8: Bronzový plát s grafitovými vložkami [1, 13].....	20
Obr. 3-1: Schéma přímé (a) a nepřímé (b) varianty technologie Hot stamping [15]	21
Obr. 3-2: Vrtaný nástroj pro zpracování plechů technologií Hot stamping [15].....	22
Obr. 3-3: Skládaný nástroj pro zpracování plechů technologií Hot stamping [18].....	23
Obr. 3-4: a) Odlévaný chladicí systém experimentálního nástroje b) model skeletu pro nástroj na zpracování automobilového B-sloupku [15]	23
Obr. 4-1: Optimalizace Hot stamping nástroje pro 3D tisk [19]	25
Obr. 4-2: Účinná plocha chlazení po optimalizaci nástroje pro Hot stamping [19].....	25
Obr. 5-1: Přední a zadní nárazník automobilu Mazda CX-5 z oceli SQ1800 (30MnB5, DIN 1.5531) [15]	28
Obr. 6-1: Využití svařovaného polotovaru pro automobilový B-sloupek a) konstrukční řešení b) výsledek zátěžného testu [29]	33
Obr. 8-1: Model sestavy experimentálního tažného nástroje	35
Obr. 8-2: Model podsestavy tažníku.....	36
Obr. 8-3: Geometrie pracovního trnu tažníku	36
Obr. 8-4: Základní rozměry chladicího systému	37
Obr. 8-5: Pohled na chladicí soustavu v řezu	37
Obr. 8-6: Návrh geometrie odlehčení tažníku pro potřeby 3D tisku	38
Obr. 8-7: Model podsestavy tažnice	39
Obr. 8-8: Geometrie dutiny tažnice	40
Obr. 8-9: Základní rozměry chladicího systému tažnice	40
Obr. 8-10: Pohled na chladicí systém tažnice v řezu.....	41
Obr. 8-11: Detail na chladicí systém nástroje v etapě chlazení (resp. po vytažení dílu).....	41
Obr. 8-12: Optimalizace tažnice pro potřeby 3D tisku.....	42
Obr. 8-13: Rozměrová charakteristika plechového polotovaru.....	43
Obr. 9-1: Teplotní model ohřevu poloviny nástroje	45

Obr. 9-2: Stopování teplotních bodů tažnice	45
Obr. 9-3: Rozložení teplot chlazené části nástroje po etapě ohřevu.....	47
Obr. 9-4: Rozložení efektivního napětí v objemu plechu.....	49
Obr. 9-5: Rozložení efektivní deformace v objemu plechu	52
Obr. 9-6: Rozložení (a) efektivní deformace a (b) poškození v objemu plechu při pohledu na vnější plochy ohřívané části	52
Obr. 9-7: Řez kritickou oblastí	53
Obr. 9-8: Rozložení teploty v objemu plechového výtažku po tažení.....	54
Obr. 9-9: Kontakt zvolených bodů plechu s plochami nástroje	56
Obr. 10-1: Sestava experimentálního nástroje v průběhu nábřevu.....	59
Obr. 10-2: Záznam nábřevu nástroje z termokamery	59
Obr. 10-3: Zdroj s PID regulátory použitý pro ohřev topných patron v nástroji.....	60
Obr. 10-4: Umístění odběru vzorků (červený obdélník)	61
Obr. 10-5: Mikrostruktura dodaného stavu oceli 22MnB5 (DIN 1.5528) při zvětšení 500x – výbrus ve směru šířky (vlevo) a ve směru tloušťky (vpravo).....	62
Obr. 10-6: Snímky mikrostruktury vzorku VZ-10S – oblasti: ohřívaná (vlevo), přechodná (uprostřed) a chlazená (vpravo).....	64
Obr. 10-7: Snímky mikrostruktury vzorku VZ-70S – oblasti: ohřívaná (vlevo), přechodná (uprostřed) a chlazená (vpravo).....	66
Obr. 10-8: Snímky mikrostruktury vzorku VZ-140S – oblasti: ohřívaná (vlevo), přechodná (uprostřed) a chlazená (vpravo).....	68
Obr. 10-9: Snímky mikrostruktury vzorku VZ-210S – oblasti: ohřívaná (vlevo), přechodná (uprostřed) a chlazená (vpravo).....	69
Obr. 10-10: Snímky mikrostruktury vzorku VZ-900S – oblasti: ohřívaná (vlevo), přechodná (uprostřed) a chlazená (vpravo).....	71

Seznam tabulek

Tab. 2-1: Doporučené hodnoty zaoblení hran dutiny tažnice [14]	13
Tab. 5-1: Chemické složení oceli 22MnB5 (DIN 1.5528) [20].....	26
Tab. 5-2: Mechanické vlastnosti vybraných mangan-borových ocelí [15, 22]	27
Tab. 5-3: Chemické složení oceli DUCTIBOR 500-AS [23].....	28
Tab. 5-4: Nástrojové oceli využívané na nástroje pro Hot stamping [15].....	30
Tab. 5-5: Chemické složení oceli AISI H13 (DIN 1.2344) [25]	30
Tab. 5-6: Chemické složení oceli CR7V-L [26].....	31
Tab. 9-1: Vstupní parametry pro numerickou simulaci tažné operace.....	48
Tab. 10-1: Přehled teplotních režimů pro jednotlivé vzorky.....	61
Tab. 10-2: Naměřené hodnoty tvrdosti HV10 pro vzorek VZ-10S.....	63
Tab. 10-3: Naměřené hodnoty tvrdosti HV10 pro vzorek VZ-70S.....	64
Tab. 10-4: Naměřené hodnoty tvrdosti HV10 pro vzorek VZ-140S.....	66
Tab. 10-5: Naměřené hodnoty tvrdosti HV10 pro vzorek VZ-210S.....	68
Tab. 10-6: Naměřené hodnoty tvrdosti HV10 pro vzorek VZ-900S.....	70

Seznam grafů

Graf 5-1 Porovnání výsledků tahové zkoušky ocelí 22MnB5 (DIN 1.5528) a DUCTIBOR 500 [24].....	29
Graf 6-1: Diagram ocelí pro závislost meze pevnosti v tahu na tažnosti (Global formability diagram) [32].....	34
Graf 9-1: Stopování teplotních bodů při náhřevu tažnice.....	46
Graf 9-2: Průběh efektivního napětí v čase	50
Graf 9-3: Stopování napět'ových bodů P1÷P3 z oblasti maximálních napětí	50
Graf 9-4: Stopování teplotních bodů P1÷P3 z oblasti maximálních napětí	51
Graf 9-5: Stopování teplotních bodů P1÷P7 v průběhu tažné operace.....	55
Graf 9-6: Průběh teplot bodů P1÷P7 během tažení a výdrže	57
Graf 9-7: ARA diagram pro ocel 22MnB5 (DIN 1.5528) s vloženými křivkami chladnutí bodů P2, P5 a P7 [37].....	58
Graf 10-1: Porovnání tvrdosti vzorků VZ-VSM a VZ-10S.....	63
Graf 10-2: Porovnání tvrdosti vzorků VZ-10S a VZ-70S	65
Graf 10-3: Porovnání tvrdosti vzorků VZ-70S a VZ-140S	67
Graf 10-4: Porovnání tvrdosti vzorků VZ-140S a VZ-210S	69
Graf 10-5: Porovnání tvrdosti vzorků VZ-210S a VZ-900S	71
Graf 10-6: Přehled naměřených tvrdostí na zpracovaných vzorcích.....	72
Graf 10-7: Přehled odhadovaných mezí pevnosti v tahu dle ČSN EN ISO 18265	73

1 Úvod

Produktivita procesů a nízká časová náročnost operací patří mezi zásadní prvky strojírenské výroby z oblasti automobilového průmyslu. Společně pak s vysokými nároky na bezpečný provoz automobilů a kvalitu zpracování jednotlivých dílů se tyto prvky zaslouhují o neustálý vývoj a zdokonalování produkčních technologií a metod pro výrobu automobilových dílů. Mezi tyto technologie se řadí i technologie svařovaných plechových polotovarů a technologie jejich následného zpracování tažením za tepla – Hot stamping. Jedná se o progresivní technologie pro výrobu nosných částí automobilových karosérií z vysokopevnostních ocelí, které po zpracování vykazují heterogenní strukturu materiálu a rozdílné mechanické vlastnosti v závislosti na daném místě dílů, zejména díky svaření polotovarů z variace rozdílných ocelí.

Cílem této diplomové práce je navržení technologie tepelného zpracování plechů z konkrétního typu vysokopevnostní oceli pomocí navržené tažné sestavy tak, aby došlo ke vzniku strukturně heterogenních dílů s mechanickými vlastnostmi blízkými hodnotám, jichž je dosahováno v praxi pomocí technologie svařovaných polotovarů.

Rešeršní část se bude zabývat rozбором konstrukčního řešení nástrojů pro tažení plechů. V návaznosti na to budou představena konstrukční specifika a úpravy, kterých je třeba pro realizaci technologie Hot stamping. Následovat bude krátký rozbor týkající se problematiky 3D tisku tvářecích nástrojů a jejich úpravy potřebné pro možnost výroby nástrojů zmíněnou technologií. Rešeršní část bude zakončena rozбором materiálů využívaných pro technologii Hot stamping a představením technologie svařovaných polotovarů.

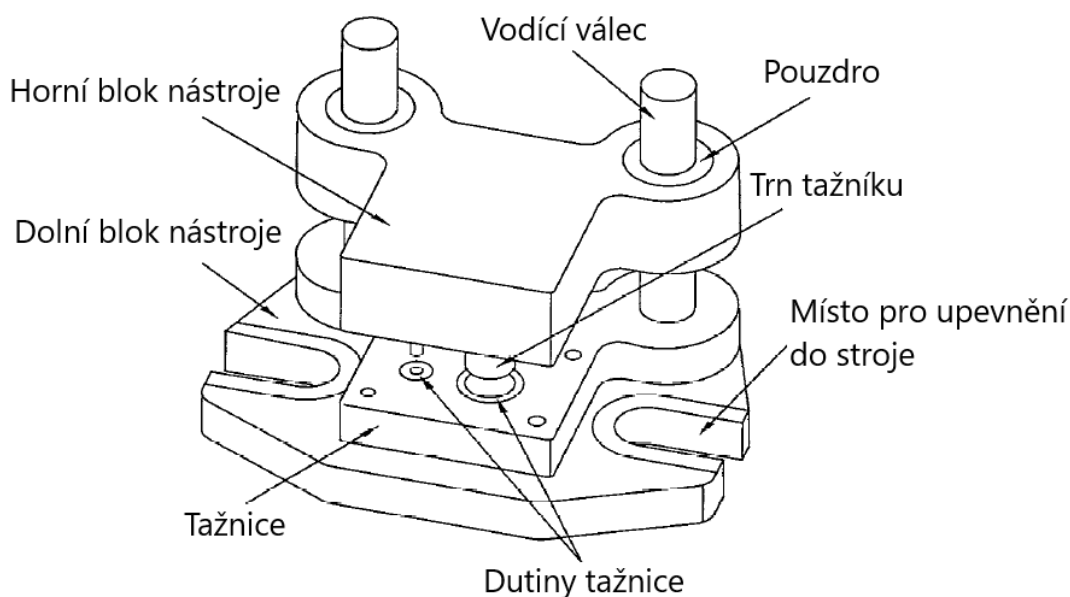
První část praktické části se bude zabývat samotným návrhem nástrojové sestavy pro tažení plechů technologií Hot stamping a její úpravou pro vznik heterogenní struktury materiálu polotovaru. Ve druhé části budou pak představeny výsledky z numerických simulací navržené technologie zpracování. Tyto simulace budou sloužit k posouzení deformačních a napět'ových charakteristik zpracovaného výtazku a k ověření schopnosti nástroje provést požadované tepelné zpracování. Praktická část bude zakončena provedením experimentálního zpracování série vzorků z oceli 22MnB5 (DIN 1.5528) za účelem fyzického ověření navržené technologie. Na sérii bude pozorován vliv různě dlouhých cyklů zpracování v matici nástroje. Tento vliv bude posouzen na základě metalografického rozboru vzniklých strukturních fází pro dané oblasti vzorků a tvrdostí naměřených v jednotlivých oblastech.

2 Lisovací matrice pro hluboké tažení plechů

Z hlediska rozměrů existuje mnoho variant tažných sestav v závislosti na tom, pro jaký druh výrobku bude daná sestava použita. Nejmenší nástroje jsou využívány například pro výrobu lisovaných dílů do hodin a osobních hodinek. Ty největší druhy nacházejí pak využití zejména v automobilovém průmyslu při výrobě karosérií. Z hlediska nároků na přesnost při výrobě plechových dílů lze také nástroje pro tažení rozlišit na komerční, přesné a super-přesné [1].

Sestava tažného nástroje se skládá z horního a dolního nástrojového bloku, které jsou vyrobeny tak, aby tvořily vzájemné protikusy s rozměrovou přesností na setiny milimetru. Obě základní části jsou spojeny vedením, obvykle válcového provedení, pro zajištění přesného dosednutí pohyblivé části matrice na statickou část. Jen nejlevnější typ nástroje – otevřená tažná sestava – neobsahuje vodící prvky. Jediné vedení pohybu nástroje je zde tedy realizováno pomocí vodících komponent samotného lisu, které mohou mít ovšem určité vlivy, a tím může docházet ke vzniku rozměrových nepřesností. Otevřená tažidla jsou tedy využívána v případě, že na výrobek nejsou velké nároky z hlediska geometrických přesností [2].

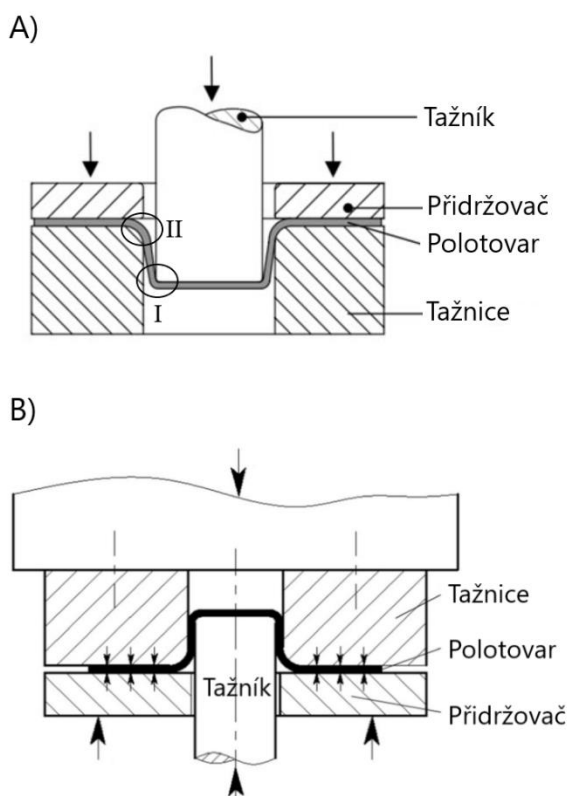
U jednodušších typů matric jsou častým řešením pohybu aktivní části nástroje vodící válce s pouzdry, která jsou umístěná v horní části nástroje, jak lze vidět na obrázku Obr. 2-1. Všechny nástroje pro tažení jsou navrhovány tak, aby tvarem odpovídaly přímo danému produktu. Jedná se tedy o vysoce specializované nástroje s malou mírou univerzálnosti. To se týká zejména pracovních ploch komponent, které vytváří výsledný tvar produktu – tažníku a tažnice. Tažník i tažnice jsou tedy většinou produktem zakázkové výroby, zatímco ostatní doprovodné prvky sestavy nástroje lze vyrábět ve velkých sériích. Jedná se například o různé druhy vyhazovačů, dorazů, vodících válců, nosné desky pro upevnění tažníku, či tažnice apod [1, 2].



Obr. 2-1: Jednoduchá tažná nástrojová sestava [2]

2.1 Pracovní části nástroje

Pracovní části lisovacího nástroje pro tažení tenkých plechů neboli tažidla se vždy skládají ze dvou hlavních částí, jimiž jsou tažník a tažnice. U většiny tažných nástrojů je tažník aktivní částí nástroje, která je připevněna k hornímu beranu lisu a pohybuje se konstantní rychlostí dolů směrem k tažnici, která tvoří statický protikus. Je obvyklé, že pracovní část tažníku je menších rozměrů, a tvaruje tak vnitřní plochy plechového dílu, zatímco tažnice udává tvar ploch vnějších. V takovémto případě se jedná o sestavu pro tažení plechů v běžném uspořádání (Obr. 2-2A). Pokud je sestava uspořádána v opačném gardu, jedná se o tažidlo v inverzním provedení (Obr. 2-2B). Oba typy lze vidět na obrázku Obr.2-2 (A, B) [2, 3, 7].



Obr. 2-2: Nástroj pro tažení plechů v obvyklém (A) a inverzním (B) provedení [4, 5]

2.1.1 Tažník a tažnice

Při návrhu trnu, který je hlavní funkční součástí tažníku, je velice důležité vytvořit vhodný rádius tak, aby nedocházelo k trhání materiálu ve spodních ohybech výtažku. Tuto problematiku lze vhodně demonstrovat na procesu tažení kelímku z obrázku Obr. 2-2, kde je tato nebezpečná oblast označena jako oblast I. V těchto místech je výtažek nejvíce náchylný na porušení, protože zde neprodělal natolik velké deformační zpevnění jako například materiál v oblasti stěn výtažku, který je zpevňován zejména při přechodu přes vnitřní rádius tažnice (oblast II). Správné stanovení poloměru zaoblení je tedy velice důležité pro dosažení způsobilosti nástroje v tvarování daného polotovaru. Při malém rádiusu může docházet ke vzniku trhlin v této oblasti, a naopak při příliš velkém dochází k posunu defektů výše do stěn výtažku, což je opět nežádoucí jev. Dle literatury jsou doporučené hodnoty tohoto rádiusu pro oceli pěti- až desetinásobek tloušťky polotovaru, zatímco u hliníkových slitin se volí spíše větší hodnoty, a udává se tedy přibližně desetinásobek tloušťky plechu [6, 14].

Poloměr zaoblení hran tažnice, přes které se v průběhu tažení pohybuje deformovaný materiál, se volí na základě tloušťky plechového polotovaru a jeho rozměru, kdy pro jednoduché tažení válcového kelímku je tímto rozměrem průměr polotovaru. Pokud je rádius (oblast II) příliš malý může docházet k poškození materiálu během ohýbání přes hrany tažnice. Většinou je požadovaný poměrně velký rádius pro zajištění snížení namáhání plechu a zvětšení rozsahu vytažitelných hloubek. Při návrhu zaoblení je důležité kontrolovat rozsah dotykových ploch polotovaru s plochou tažnice. Pokud by byly příliš malé, docházelo by ke snížení účinnosti přichycení plechu od přidržovače. Tabulka Tab. 2-1 představuje doporučené hodnoty rozsahu rádiusu v závislosti na tloušťce zpracovávaného plechu [6, 14].

Tab. 2-1: Doporučené hodnoty zaoblení hran dutiny tažnice [14]

Tloušťka plechu [mm]	Minimální rádius [mm]	Maximální rádius [mm]
0,38÷0,50	4	6,35
0,53÷0,76	4,8	7,1
0,79÷1,00	4,8	7,9
1,05÷1,27	4,8	8,7
1,30÷1,57	6,35	9,5
1,60÷2,36	7,9	11,1
2,38÷3,18	8,7	11,9

Pro obecné stanovení lze u tažení jednoduchého kelímku použít i vztah (2.1), kde je zahrnutý vliv tloušťky i průměru polotovaru [14].

$$R = 0,8\sqrt{(D - d)T} \quad (2.1)$$

R.....rádius trnu

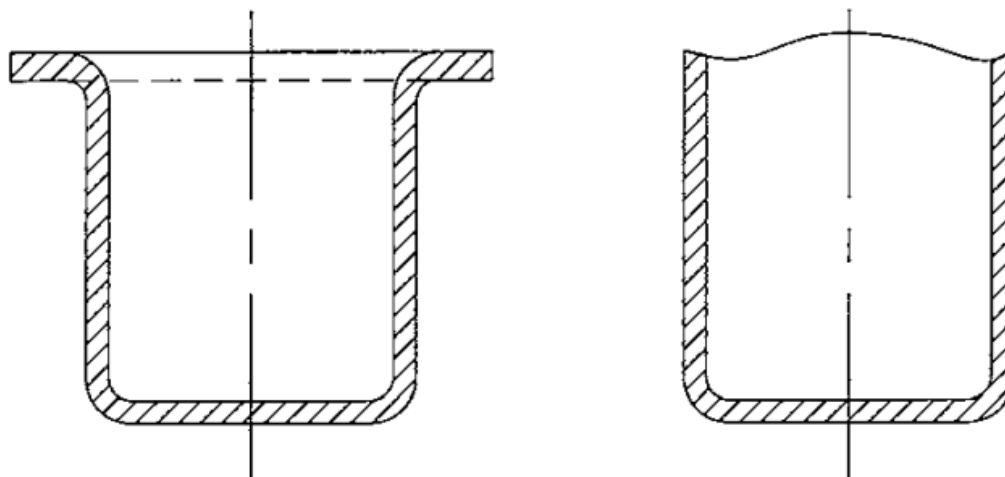
D.....průměr plechového polotovaru

d.....vnější průměr výtažku

T.....tloušťka plechu

2.1.2 Přidržovač plechu

V mnoha případech je potřeba provádět tažení hlubokých výrobků, kdy je nutné použití přidržovače polotovaru, který zajišťuje rovnoměrnost dopravy materiálu mezi plochy tažníku a tažnice, čímž zamezuje vrásnění stěn výtažku a tvorbě cípů na jeho volných okrajích. Vliv při použití přidržovače lze pozorovat ze schématu na obrázku Obr. 2-3 [2, 3, 7].



Obr. 2-3: Plechový výtažek po tažení s přidržovačem (vlevo) a bez přidržovače (vpravo) [2]

Z tohoto hlediska pak lze dělit nástroje na [3, 7]:

- Tažidla bez přidržovače
- Tažidla s přidržovačem

Volba vhodného tažného nástroje závisí zejména na zpracovávaném materiálu a povaze dané operace. Pro tažné procesy malé hloubky je přínosné používat konstrukčně jednodušší tažidla bez přidržovače. V okamžiku, kdy je potřeba táhnout plechovou součást větší hloubky a složitějšího tvaru, je nutné, aby byl materiál tažníkem dopravován rovnoměrně do dutiny tažnice. Je tedy nutné použít přidržovač. Každý přidržovač je unikátní komponentou, která tvarově odpovídá dané operaci a danému polotovaru tak, aby bylo dosaženo vhodné přítláčné síly od přidržovače na horní plochy plechu. Obecný vzorec pro stanovení síly přidržovače při tažení jednoduchého válcového kelímku lze vidět v rovnici (2.3) [3, 6].

$$p_{BH} = 10^{-3} c [(DR - 1)^3 + \frac{0.005 d_0}{s_0}] \sigma_{pt} \quad (2.2)$$

$$F_{BH} = p_{BH} * A_{BH} \quad (2.3)$$

p_{BH} tlak přidržovače

F_{BH} síla přidržovače

s_0 tloušťka plechu

d_0 průměr plechového přístříhu

A_{BH} plocha pod přidržovačem

c empirický faktor (2÷3)

σ_{pt} mez pevnosti v tahu materiálu plechu

DR tažný poměr (Drawing ratio)

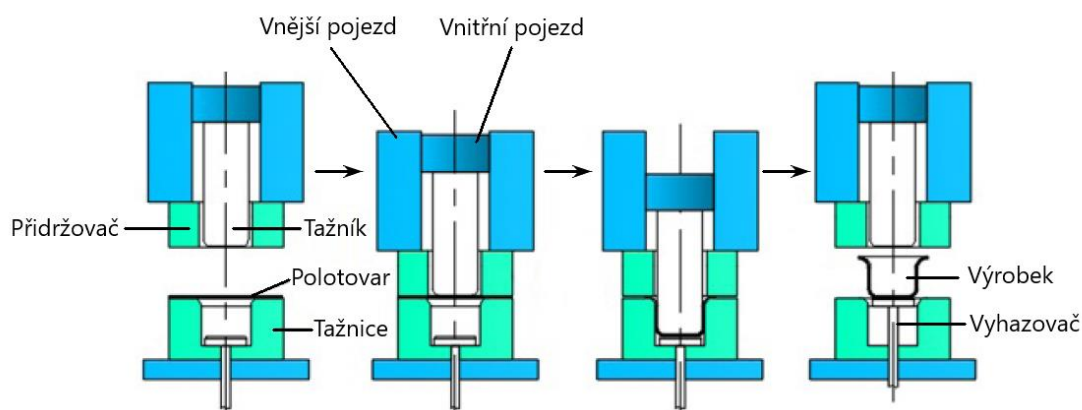
(poměr průměrů polotovaru a kelímku)

Principem přidržovače je vyvození přítláčné síly na plochu plechového polotovaru v průběhu tažení. Plech, který byl původně brzděn pouze třením o plochu statické části nástroje, je tak navíc ještě zpomalován další třecí složkou, která vzniká mezi ním a přidržovačem. Zvětšením třecího odporu při pohybu plechu se docílí nárůstu tahových napětí v radiálním směru, čímž se potlačuje vliv původních tlakových napětí v tomto směru, která způsobují rychlejší pohyb materiálu v určitých směrech plechu a tím vzniká cípů a vrásčitosti (válcovaný plechový polotovar vykazuje vysoký stupeň anizotropie, čímž se stává snadněji tvářitelný v určitém směru) [8, 9].

Pro tažení plechů jsou obvykle využívány jednočinné, či dvojčinné lisy, proto se v běžné praxi objevuje i více druhů přidržovacích systémů, které jsou konstruovány pro konkrétní stroj [6].

Dvojčinné lisy mají dvojitý pohyblivý pojezd, jak lze vidět na obrázku Obr. 2-4, kde je zobrazeno provedení nástroje s přidržovačem pro tento typ stroje. Statická část tažidla je zde upevněna ke spodnímu loži lisu, zatímco tažník je upevněn na pohyblivý vnitřní pojezd. Vnější pojezd potom slouží k pohybu přidržovače. Jelikož se jedná o precizní proces, je potřeba, aby oba tyto pojedy byly pohybově vhodně synchronizovány pro daný účel. Po umístění

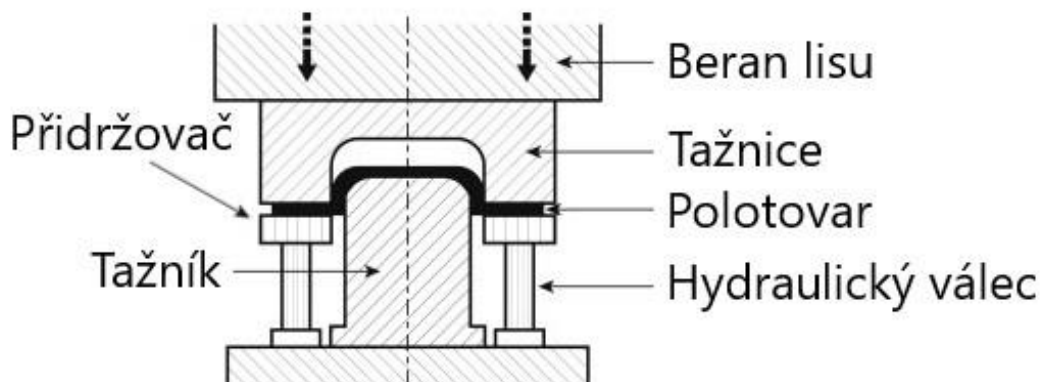
polotovaru na vrch dutiny tažnice započne proces pohybem přídržovače a tažníku zároveň. Přídržovač je ovšem umístěn níže a má menší dráhu pracovního pohybu, čímž se zajistí jeho přednostní dosednutí na polotovaz. Vyvozením přitlačné síly následně dojde k přitisknutí plechu k ploše tažnice. Tažník poté začne formovat plech vtahováním do nástrojové dutiny. Proces je dokončen v momentě, kdy pohyblivá část tažidla vykoná pohyb v rámci celého zdvihu. Poté dojde ke zpětnému pohybu tažníku směrem od plechu tak, aby nedošlo k přílišnému natlačení materiálu na tažnici. Po mírném odjetí tažníku dochází nakonec i k uvolnění výrobku od sevření přídržovačem, který se společně s tažníkem vrátí do původní polohy [6, 9].



Obr. 2-4: Schéma tažného nástroje při tažení na dvojčinném lisu [10]

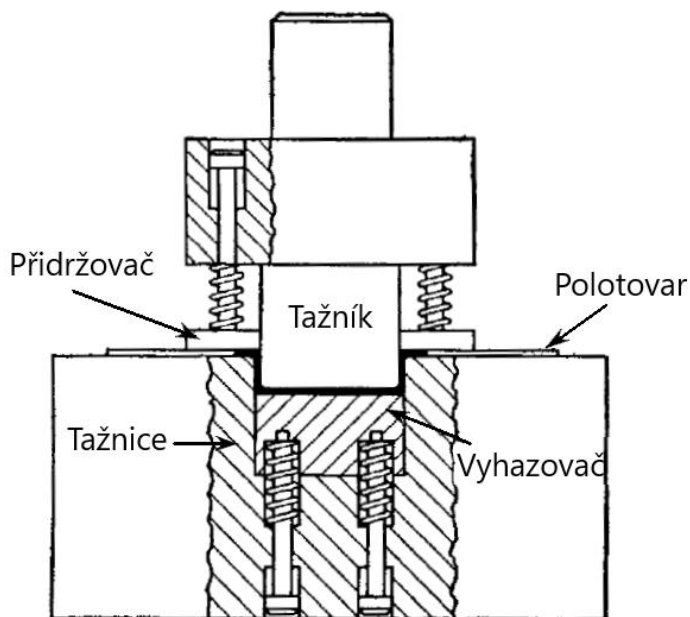
U nástrojů navrhovaných pro jednočinné lisy je využíváno inverzního provedení, jak lze vidět na obrázku Obr. 2-5. Jedná se o nejjednodušší typ nástroje, kde horní pohyblivá část je tvořena tažnicí, a obsahuje tedy pracovní dutinu. Oproti tomu tažník je uchycen bez možnosti pohybu ke spodnímu loži lisu. Přídržovací systém je umístěn také v loži stroje společně s tažníkem. Těleso přídržovače koná jen pohyb, který je vyvozen pomocí pneumatických, či hydraulických válců uložených pod tímto tělesem. Tento pohyb zajišťuje potřebné přitisknutí plechu k ploše tažnice. U zmíněného typu nástrojové sestavy proces započíná po uložení polotovaru na horní plochu přídržovače. Následuje sjetí horní části tažidla a dosednutí na svrchní plochy polotovaru. Po čemž je proveden synchronizovaný pohyb tažnice společně s přídržovačem směrem dolů. Po kontaktu s tažníkem započne deformace plechu uvnitř dutiny tažnice. Po vykonání maximálního rozsahu pohybu se tažnice navrátí do původní polohy a přídržovač vyzdvihne vytažený výrobek nad úroveň trnu tažníku, čímž zajistí zároveň funkci

stěrače. Nástroje pro jednočinné lisu jsou obvykle využívány pro výtažky s malým tažným poměrem, tedy pro malé hloubky tažení [6, 9].



Obr. 2-5: Schéma tažného nástroje při tažení na jednočinném lisu [11]

V určitých méně náročných operacích lze také využít konstrukčně jednodušší typ nástroje, určený též pro jednočinný lis. Toto tažidlo je konstruováno tak, aby pro přidržovač plechu nebyla nutná přítomnost vnějšího pojezdu, jak je tomu u dvojčinných nástrojů. Pohyb přidržovače je zde zajištěn pomocí horního beranu lisu. K němu je přidržovač upevněn s možností pohybu ve svislém směru pomocí válcového vedení a dutin uvnitř horního nástrojového bloku. Tento typ lze vidět na obrázku Obr. 2-6. Z obrázku lze vidět, že při sjíždění tažníku ve svislém směru dochází k přitlačování plechu k tažnici pomocí tělesa přidržovače, které je tlačeno na povrch plechu pomocí soustavy pružin. Přidržovač během pohybu tažníku zároveň zajíždí do dutin uvnitř horního bloku synchronizovaně s ním. Nevýhodou oproti přidržovači s hydraulickými válci je závislost přitlačné síly na dráze horní části tažidla z důvodu postupného zvětšování odporu pružin proti dalšímu stlačování. Výhodou ovšem je poměrně snazší konstrukce a s tím spojená i cena takového nástroje. Nástroj zobrazený na schématu níže využívá soustavu pružin také pro řešení komponenty vyhazovače, který se nachází ve spodní části dutiny tažnice. Tento vyhazovač je v průběhu procesu stlačován a po odeznění působící síly od tažníku nástroje zajistí vytlačení výrobku z dutiny nástroje [9].



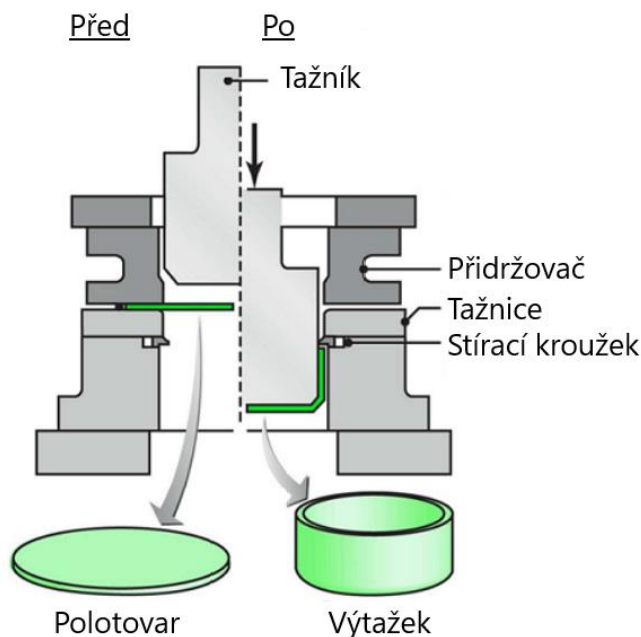
Obr. 2-6: Schéma tažného nástroje pro tažení na jednočinném lisu s pružinovým přidržovačem [9]

2.2 Ostatní komponenty

2.2.1 Vyhazovač a stěrač

Účelem vyhazovače je vyjmutí zalisovaného plechu z dutiny nástroje. Tato komponenta vytlačí nebo vytáhne hotový výrobek tak, aby nedocházelo k poškození plechové dílu ani nástroje (zejména otěrem) a zároveň byla dodržena potřebná bezpečnost práce obsluhy stroje [1, 2].

Stěrač na rozdíl od vyhazovače zajišťuje odstranění hotového výrobku z pracovního prostoru nástroje stažením z razníku statické části nástroje zejména u reverzního způsobu tažení. Mimo to stěrače mohou také odstraňovat odpadní materiál u procesů, kde dochází například i k vystřihování otvorů do vytažené součásti. Existují dva druhy stěračů – fixované a poháněné (pružinami, či pneumaticky – vzduch, plyn). Fixované stěrače jsou napevno připevněné ke statické části nástroje. Poháněné stěrače mohou v určitých případech zaujímat funkci jak stěrače, tak zjednodušené verze přidržovače plechu a napomáhat tak plynulosti procesu u tažení bez přidržovače. Fixovaný typ stěrače lze vidět na obrázku Obr. 2-7 [1, 2].



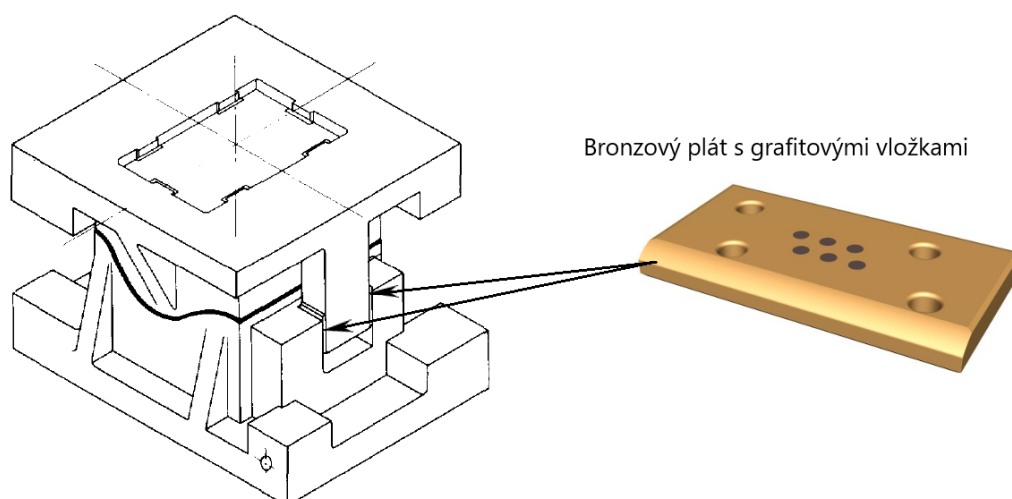
Obr. 2-7: Schéma tažení za použití stěrače [12]

2.2.2 Dorazy

Doraz tažného nástroje je komponenta, která zaručuje zastavení materiálu v požadované hloubce tažení. Dorazy je vhodné navrhovat tak, aby nedocházelo k přílišnému stlačování tvářeného materiálu uvnitř matrice nástroje. To by mohlo způsobit nejenom poškození součásti ale také přílišné namáhání funkčních ploch nástroje otěrem, čímž by klesala jeho životnost v průběhu opakování tohoto technologického procesu. Dorazy jsou konstruovány jako statické anebo pohyblivé ve formě kolíků, západek či pákových mechanismů. Mimo tyto druhy často nástroj obsahuje i tzv. počáteční dorazy, které slouží pro přesné ustavení plechového polotovaru do matrice nástroje před samotným tažením [1, 2, 9].

2.2.3 Otěruvzdorné pláty

Pokud je během procesu očekáváno velké tření mezi jednotlivými částmi nástroje nebo mezi nástrojem a polotovarem, jsou často využívány pláty vyrobené z vysoce otěruvzdorného materiálu nebo materiálu s vhodnými kluznými vlastnostmi pro danou aplikaci. Těmito pláty se vyztuží potřebné plochy nástroje pro zvýšení jeho životnosti a zajištění větší plynulosti procesu. Často jsou vyráběné z kalené nástrojové oceli, hliníkových bronzů nebo se jedná o pláty z oceli s karbidovou vrstvou, která zajišťuje požadovaný efekt. Na obrázku Obr. 2-8 lze vidět příklad použití bronzového plátu s grafitovými vložkami, který zde zajišťuje zlepšení třecích podmínek mezi protilehlými částmi nástroje při jejich vzájemném pohybu [1, 2].



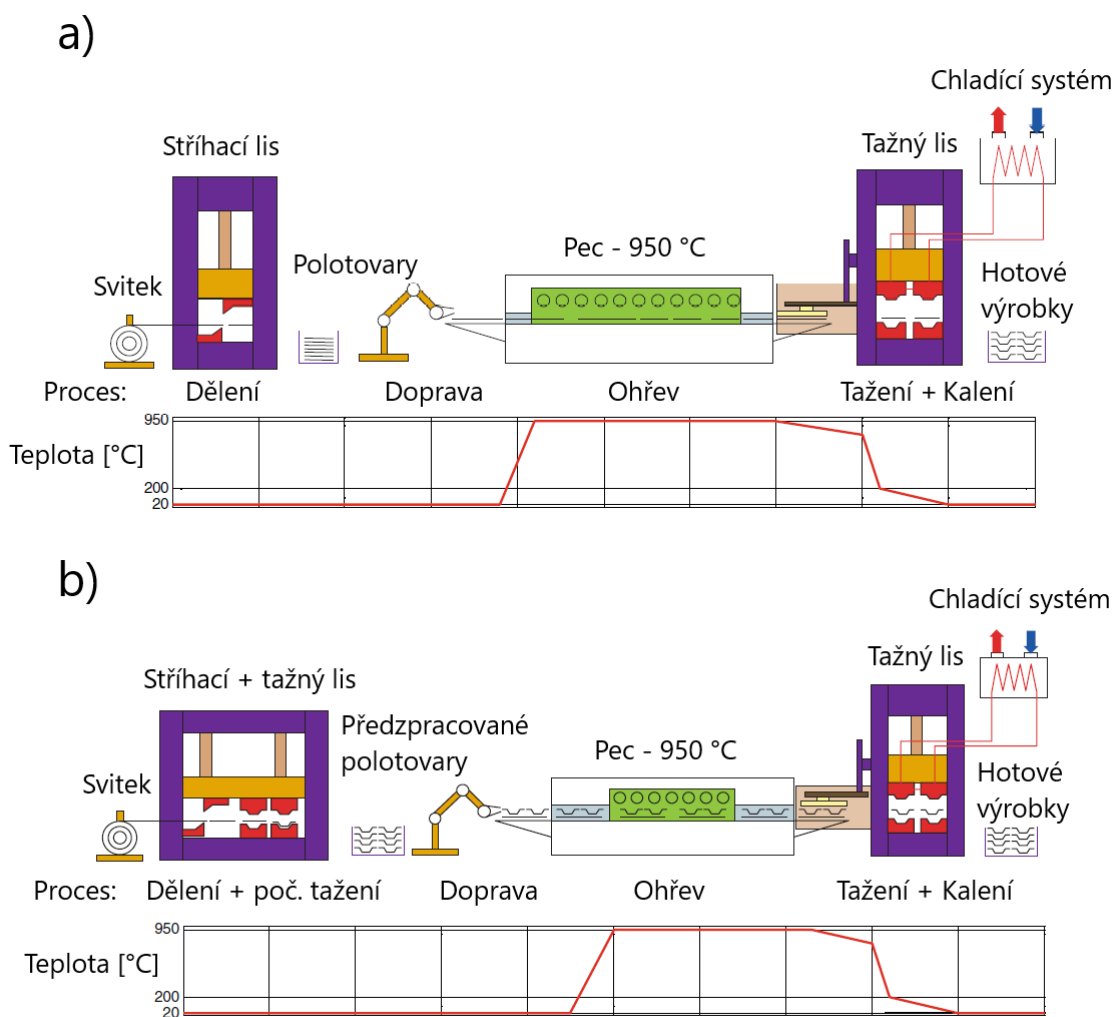
Obr. 2-8: Bronzový plát s grafitovými vložkami [1, 13]

3 Specifika nástroje pro technologii Hot stamping

3.1 Charakteristika procesu

Růst požadavků na únosnost a s tím spojenou pevnost plechových částí nosné konstrukce automobilových prostředků vedl k rozvoji technologií, které se zabývají výrobou těchto dílů. Z důvodu za studena obtížné tvárnosti vysokopevnostních ocelí, ze kterých jsou tyto součásti, se začal vývoj ubírat směrem tváření za tepla. Tím došlo ke vzniku technologie Hot stamping (jinak též Press hardening, či Press forming). Technologie byla vynalezena ve Švédsku v roce 1977 společností Plannja a podstatou jejího výrobního procesu je tažení plechových výrobků z polotovaru zahřátého na vysoké teploty do oblasti austenitické struktury. Zahřátý plech je dopraven z pece (či jiného zařízení zajišťující ohřev – indukce, odpor apod.) do nástrojové matrice, která je upravena pro tento proces pomocí chladících kanálků. Během tažení dochází tedy i k prudkému chlazení deformovaného plechu, a následnému zakalení dílů již během tváření. Zakalení je dosaženo díky vysoké prokalitelnosti používaných ocelí, kdy jednou z nejběžnějších je ocel 22MnB5 (DIN 1.5528), kde je zvýšení prokalitelnosti dosažené malou přísadou boru. Druhým důležitým aspektem je malá tloušťka plechového polotovaru, která se pohybuje obvykle v rozmezí přibližně 1÷2,2 mm, a umožňuje tedy velice rychlý odvod tepla i z jádra materiálu [15, 16].

Hot stamping je možno provádět dvěma základními způsoby – přímo anebo nepřímo. Přímá metoda je zobrazena na obrázku Obr. 3-1 (a) a spočívá v postupu popisovaném výše. Nepřímá metoda se liší v tom, že na počátku dojde nejprve k tváření za studena (částečné vytažení, stříhání, děrování apod.) a poté je tento polotovar ohřát a zpracován obdobně jako při přímé metodě (Obr. 3-1 (b)) [15, 16].



Obr. 3-1: Schéma přímé (a) a nepřímé (b) varianty technologie Hot stamping [15]

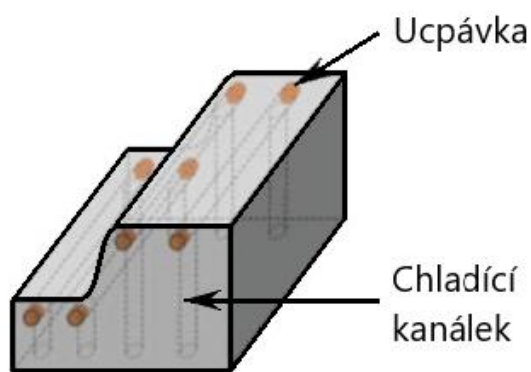
Takto zpracovaný plech z oceli 22MnB5 (DIN 1.5528) dosahuje meze kluzu přes 1000 MPa a meze pevnosti až 1500 MPa, zatímco například materiál 37MnB4 (DIN 1.5524) je možno zpracovat na hodnotu meze kluzu 1350 MPa a meze pevnosti až 2040 MPa [15].

3.2 Charakteristika nástroje

Jak již bylo zmíněno výše, zásadním prvkem nástroje pro tažení plechů technologií Hot stamping je systém chladících kanálků. Tento systém ve většině případů zajišťuje chlazení tažníku, tažnice i přidržovače plechu. Pro ocel 22MnB5 (DIN 1.5528) by měl nástroj být schopen dosáhnout rychlosti chlazení polotovaru alespoň 27 °C/s, aby došlo k martenzitickému zakalení plechu [15, 16].

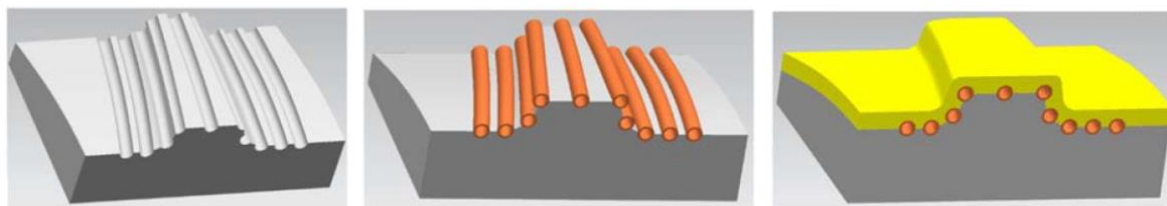
Výroba chladícího systému uvnitř takového nástroje je možná třemi způsoby – obráběním, sléváním a 3D tiskem [15, 17].

Obráběnými nástroji jsou myšleny ty, kde jsou chladící kanálky do nástroje buď vyvrtány anebo takové, které jsou skládané z více částí. Proces výroby nástroje prvního typu, který lze vidět na obrázku Obr. 3-2, začíná vrtáním potřebným kanálků. V případě, že nemohou být kanálky průchozí z důvodu geometrie nástroje, je třeba použít ucpávky pro usměrnění pohybu chladícího média v požadovaném směru (Obr. 3-2). Teprve po vyvrtání kanálků následuje obrobení vnějších ploch nástroje na hrubo, po němž se u většiny matric provádí kalení a popuštění. Teprve po tepelném zpracování se proces dokončuje obrobením na čisto [15, 16].



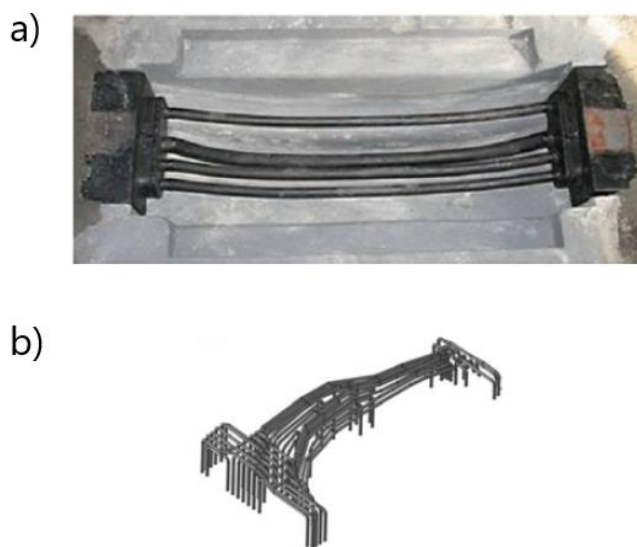
Obr. 3-2: Vrtaný nástroj pro zpracování plechů technologií Hot stamping [15]

U skládaných typů je chladící systém vyfrézován na povrchu jednotlivých částí a podobu kanálků získá až po složení nástroje v jeden celek. Na obrázku Obr. 3-3 lze vidět skládaný nástroj s vloženými trubkami ze slitiny mědi, které vytváří průchozí chladící systém [15, 18].



Obr. 3-3: Skládaný nástroj pro zpracování plechů technologií Hot stamping [18]

Z důvodů obtížné výroby tvarově komplexní geometrie kanálků pomocí metody postupného vrtání byl hledán způsob, kterým by bylo možné dosáhnout složitějšího tvaru a zároveň přiblížit kanálky více k povrchu nástroje, čímž by nástroj zaručoval účinnější chlazení polotovaru. Tímto se vývoj posunul k výrobě nástroje metodou lití do forem s předem připraveným trubkovým skeletem chladicího systému. Tento skelet je obvykle navržen z oceli s vysokou teplotní stálostí a odolností vůči vysokým teplotám. Trubky jsou nejprve děleny na potřebné délky, poté vytvarovány, a nakonec upevněny do formy. Po odlití a utužení dochází k difúznímu spojení trubkového skeletu s okolní hmotou nástroje. Výhodami této metody je dosažitelnost složité geometrie kanálků a zároveň menší množství odpadního materiálu při jejich výrobě, cena výroby, odstranění hrozby netěsností a úniku chladicího média. Nevýhodami jsou limitace vhodných materiálů z důvodu vysokých teplot lití a možné snížení odvodu tepla v oblasti přechodu mezi materiálem trubky a hmoty nástroje. Příklad trubkového skeletu lze vidět na obrázku Obr. 3-4 [15, 16].



Obr. 3-4: a) Odlévaný chladicí systém experimentálního nástroje b) model skeletu pro nástroj na zpracování automobilového B-sloupku [15]

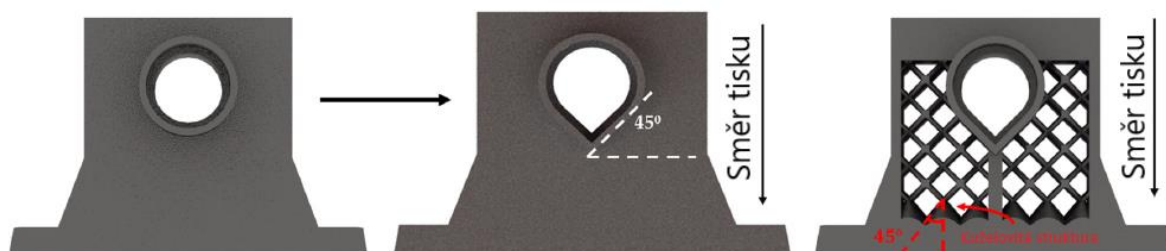
4 Využití 3D tisku při výrobě nástroje pro Hot stamping

S rostoucími požadavky na rychlost produkce, přesnost a celkově produktivitu výroby nosných částí automobilové konstrukce dochází k vývoji technologií, které mohou zajišťovat efektivní výrobu nástrojů pro zpracování těchto dílů. V souvislosti s tím se objevuje stále větší snaha o uplatnění i metod aditivní technologie výroby tvářecích nástrojů, zejména kovového 3D tisku tažidel pro technologii Hot stamping [17, 19].

Technologie 3D tisku kovových materiálů umožňuje výrobu optimalizovaných nástrojů, které nejenom že neztrácejí výkonnost oproti běžně vyráběným typům, ale naopak dosahují lepších výsledků při chlazení polotovaru. Toho je dosaženo díky složitějšímu chladicímu systému, který kopíruje tvar nástroje, a tím zajišťuje výrazně lepší chladicí efekt než obráběná verze. Takovýto nástroj v porovnání s vrtaným poté dosahuje více homogenního a rychlejšího chlazení plechového polotovaru při zpracování. Tento fakt je důležitý ve vztahu k automobilovému průmyslu a technologii Hot stamping zejména z toho důvodu, že díky rychlejšímu a lépe rozloženému chlazení je možno dosahovat vyšší produktivity linek pro zpracování plechových dílů automobilového skeletu a také vyšší kvality těchto dílů. Mimo výhody zkvalitnění funkcí daného nástroje existuje nyní snaha o zaměření 3D tisku kovů na segment výroby tvářecích nástrojů také proto, že výroba například tažné matrice jednou ze zmíněných metod v kapitole 3 je obvykle otázkou několika měsíců. Nicméně tištění daného nástroje v sobě spojuje hned několik kroků výroby konvenčním způsobem [17, 19].

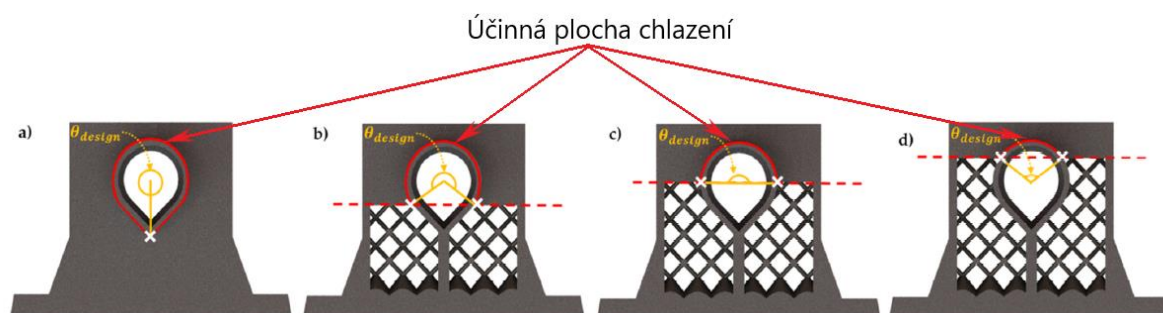
4.1 Zásady návrhu nástroje

I přesto, že technologie 3D tisku tvářecích matic je prozatím otázkou spíše výzkumu a vývoje, a současně vyráběné nástroje jsou tedy podstatně menší než ty průmyslové, je i zde třeba uvažovat výhody odlehčení. Optimalizace geometrie nástroje pro 3D tisk odlehčením, je vhodná zejména proto, že dojde k menší spotřebě materiálu, snížení času výroby a snížení akumulace tepla uvnitř materiálu během depozice při zachování chladicí funkce a tuhosti nástroje. Druhým důležitým prvkem optimalizace pro proces tisku je tvar chladících kanálků. Na obrázku Obr. 4-1 lze vidět příklad vhodné optimalizace na modelu experimentálního nástroje pro Hot stamping [19].



Obr. 4-1: Optimalizace Hot stamping nástroje pro 3D tisk [19]

Z obrázku výše je vidět typická optimalizace pro 3D tisk. Odlehčení je v tomto případě realizováno pomocí struktury vzniklé z čtvercových výřezů, které jsou skloněné o 45° proti směru tisku, resp. směru pohybu nástroje. Jak lze vidět tato struktura ponechává větší množství materiálu v místech, kde bude materiál v kontaktu se zahřátým polotovarem, proto, aby byl zajištěn dostatečný odvod tepla z polotovaru do chladicího média uvnitř kanálků. Jelikož je tímto nástroj ochuzen o značnou část hmoty je u návrhu takové struktury vždy důležité kontrolovat tuhost nástroje při zatížením během tažného procesu. Dalším důležitým faktorem jsou rohové oblasti čtvercových výřezů, zde je nutné přidat alespoň minimální rádius pro minimalizaci vzniku koncentrátorů napětí a ulehčení výroby. Lze pozorovat, že i tvar průřezu chladicích kanálků prošel optimalizací, která zde zahrnuje vytvoření kapkovitého tvaru pomocí zkosení pod úhlem 45° na straně kanálků odlehle od funkčních ploch nástroje, resp. ve směru tisku. Tímto je zachován chladicí účinek nástroje, jelikož teplo přechází do chladicího média skrze strany kanálků přilehlé k funkčním plochám nástroje a zároveň je tím usnadněn tisk těchto dutin. Oba kroky optimalizace je potřeba provádět v souladu s požadavkem na chladicí účinek, který se snižuje tím víc, čím menší je účinná plocha chlazení kanálků, jak nastiňuje obrázek Obr. 4-2 [19].



Obr. 4-2: Účinná plocha chlazení po optimalizaci nástroje pro Hot stamping [19]

5 Materiály využívané při technologii Hot stamping

5.1 Materiál polotovaru

5.1.1 22MnB5 (DIN 1.5528)

Ocel 22MnB5 (DIN 1.5528) je v současnosti nejrozšířenější a zároveň nejprobádanější ocelí z hlediska chování při zpracování pomocí technologie Hot stamping. Jedná se nízkouhlíkovou ocel, kde nejvýznamnějšími legující prvky jsou mangan a bor, i přesto že bor je zde zastoupen pouze v řádech tisícín procenta. Tento prvek je ovšem také třeba počítat mezi významnou leguru, jelikož právě bor zajišťuje výrazné zvýšení prokalitelnosti této oceli. Celé chemické složení oceli lze vidět v tabulce Tab. 5-1. Z tabulky lze vidět rozsah koncentrace boru $0,0008 \div 0,0050 \text{ hm\%}$, přičemž běžně používanou koncentrací je $0,0040 \text{ hm\%}$ [15, 20, 21].

Tab. 5-1: Chemické složení oceli 22MnB5 (DIN 1.5528) [20]

22MnB5	C [%]	Si [%]	Mn [%]	P [%]	S [%]	Cr [%]	Al [%]	Ti [%]	B [%]
Min.	0.20	0.20	1.10	-	-	0.15	0.020	0.020	0.0008
Max.	0.25	0.40	1.40	0.025	0.010	0.35	0.060	0.050	0.0050

Válcované plechy z oceli 22MnB5 (DIN 1.5528) v dodaném stavu vykazují feriticko-perlitickou strukturu s mezí kluzu 400 MPa, mezí pevnosti 600 MPa a tažností okolo hodnoty 22 %. V závislosti na výrobci jsou plechové polotovary dodávány pod různými komerčními názvy a s různými povlaky, mezi něž patří ty na bázi Al-Si (ArcelorMittal - USIBOR 1500), Zn (Voestalpine - PHS-ultraform 1500) anebo jsou nepovlakované (Benteler - BTR 165). Po zpracování při Hot stamping procesu dochází ke vzniku primárně martenzitické struktury. Mez kluzu narůstá na hodnotu $1000 \div 1200 \text{ MPa}$ a mez pevnosti na 1500 MPa, přičemž tažnost klesá na $5 \div 6 \text{ \%}$ [15, 16].

5.1.2 Oceli s mezí pevnosti v tahu nad 1600 MPa

Oceli s vyššími hodnotami meze pevnosti v tahu než 22MnB5 (DIN 1.5528) jsou odpovědí na zvyšující se požadavky snižování váhy automobilu, za účelem nejenom ušetřit na spotřebě materiálu při výrobě karosérie, ale také například snížit spotřebu pohonných hmot a zlepšit jízdní vlastnosti odlehčením automobilu. Tuto skupinu pokrývají především Mn-B a Mn-B-Cr oceli, které mají obvykle zvýšený obsah uhlíku oproti výše zmíněné 22MnB5 (DIN 1.5528). Přehled používaných slitin lze vidět v tabulce Tab. 5-2. Všechny tyto oceli jsou obvykle dodávány opět ve formě válcovaných plechů s feriticko-perlitickou strukturou a s mezí

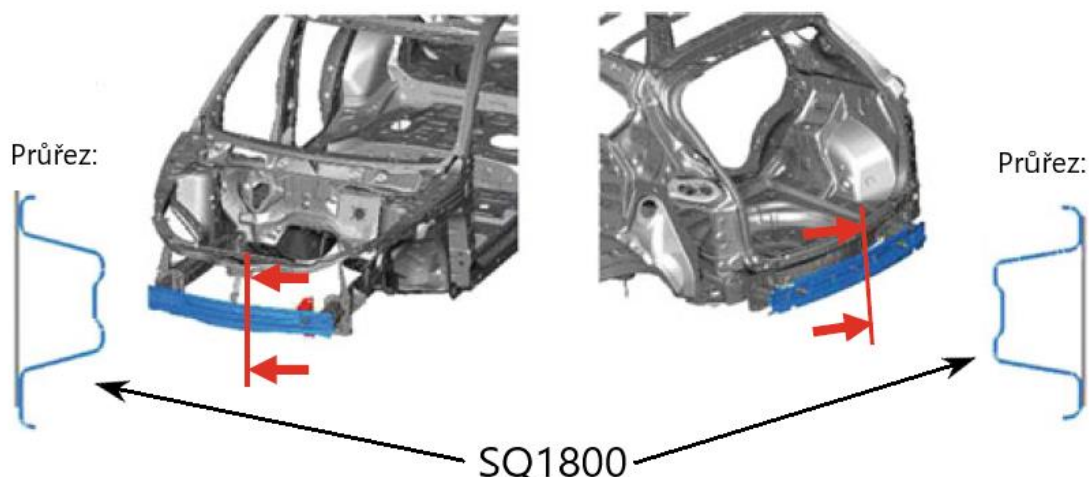
pevnostmi v rozmezí 400÷600 MPa, která po zakalení narůstá na dvojnásobné až třinásobné hodnoty, jak lze vidět také v tabulce Tab. 5-2 [15, 22].

Tab. 5-2: Mechanické vlastnosti vybraných mangan-borových ocelí [15, 22]

Druh oceli	Dodaný stav		Kalený stav	
	Mez kluzu MPa (ksi)	Mez pevnosti MPa (ksi)	Mez kluzu MPa (ksi)	Mez pevnosti MPa (ksi)
27MnCrB5 (DIN 1.7182)	478 (69)	638 (93)	1097 (159)	1611 (234)
28MnB5 (DIN 1.0871)	420 (61)	620 (90)	1135 (165)	1740 (252)
30MnB5 (DIN 1.5531)	510 (61)	700 (90)	1230 (165)	1740 (252)
33MnCrB5 (DIN 1.7185)	420 (61)	620 (90)	1290 (187)	1850 (268)
34MnB5 (DIN 1.5534)	600 (87)	820 (119)	1225 (178)	1919 (278)
37MnB4 (DIN 1.5524)	580 (84)	810 (117)	1378 (200)	2040 (296)

V automobilovém průmyslu byla první použitou ocelí z této skupiny ocel 30MnB5 (DIN 1.5531) v roce 2011 pro výztuhy předního a zadního nárazníku automobilu Mazda CX-5 (Obr. 5-1) společností Mazda Motor Corporation. Tato ocel byla dodána japonskou společností Sumitomo Metals pod obchodním názvem SQ1800 a dosahovala meze pevnosti v tahu až 1800 MPa v kaleném stavu. Na základě pozdějšího průzkumu společnosti Mazda byla zjištěna úspora hmotnosti toho vozu o 4,8 kg v porovnání s nárazníky z původního materiálu [15].

Stejně jako u oceli 22MnB5 (DIN 1.5528) i tyto materiálu jsou často dodávány s povlaky na ochranu proti atmosférickému účinku při zvýšených teplotách. Příkladem může být ocel 34MnB5 (DIN 1.5534), která je společností ArcelorMittal dodávána s povlakem na bázi Al-Si a nese název USIBOR 2000. Tato ocel dosahuje v kaleném stavu meze kluzu 1200 MPa a meze pevnosti až 2000 MPa [15].



Obr. 5-1: Přední a zadní nárazník automobilu Mazda CX-5 z oceli SQ1800 (30MnB5, DIN 1.5531) [15]

5.1.3 Oceli absorbující velké množství energie

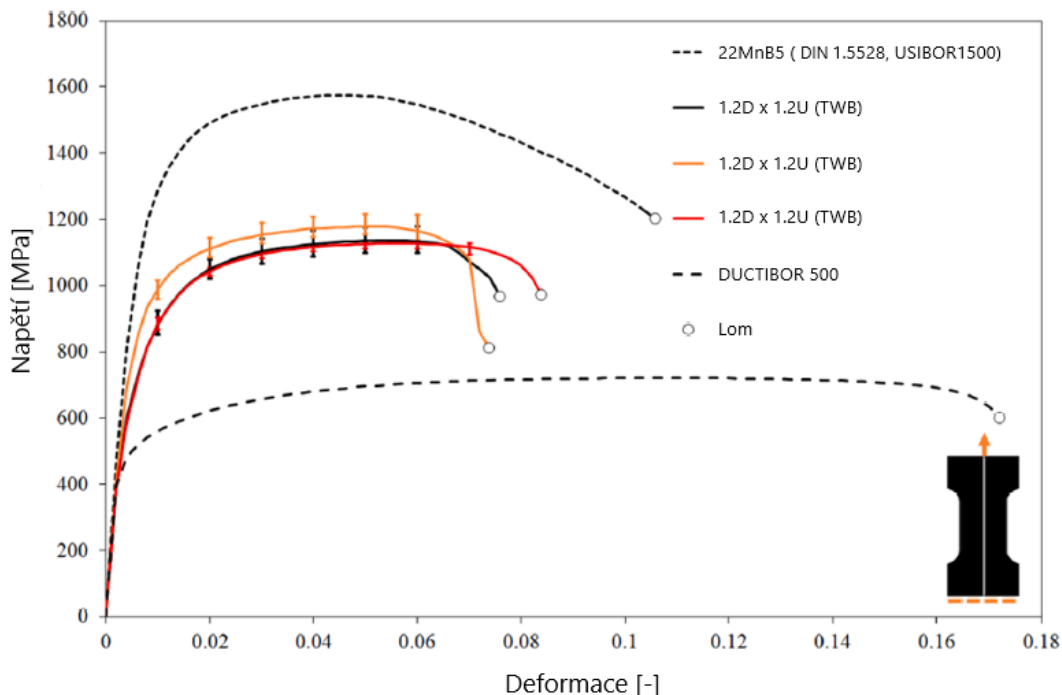
Většina ocelí využívaných při technologii Hot stamping dosahuje po zpracování vysokých hodnot meze pevnosti a tvrdosti, ovšem na úkor tažnosti a obecně plastických vlastností materiálu. Z tohoto důvodu se dostal do popředí i vývoj ocelí, které by po zpracování dosahovaly vysokých hodnot tažnosti. Tímto se zmíněné oceli staly vhodné také pro využití na plechové díly pro automobilový průmysl, tentokrát ovšem na prvky, jejichž účelem je deformace během nárazu a tím pohlcení velké části energie. Nejznámějšími zástupci jsou oceli DUCTIBOR 450 a DUCTIBOR 500. Jedná se o oceli vyvinuté společností ArcelorMittal, které dosahují tažnosti až 17 % po zpracování do finální podoby. Tyto oceli se dodávají ve formě válcovaných plechů, kdy ve stavu dodání vykazují feritickou strukturu. Po zpracování je pak struktura feriticko-martenzitická, díky čemuž lze tyto oceli řadit také mezi duplexní. Chemické složení oceli DUCTIBOR 500 lze vidět v tabulce Tab. 5-3 [15, 23].

Tab. 5-3: Chemické složení oceli DUCTIBOR 500-AS [23]

DUCTIBOR 500-AS	C[%]	Mn[%]	Si[%]	Ti[%]	Nb[%]	Al[%]	P[%]	N[%]	S[%]	B[%]
	0.060	1.545	0.032	0.069	0.047	0.035	0.016	0.007	0.002	<0.001

Diagram Graf. 5-1 poté představuje porovnání meze pevnosti v závislosti na deformaci u ocelí DUCTIBOR 500 a 22MnB5 (DIN 1.5528) po zpracování technologií Hot stamping. Z grafu lze vidět, že ocel DUCTIBOR 500 dosahuje až trojnásobné schopnosti deformace oproti 22MnB5 (DIN 1.5528) při přibližně poloviční hodnotě meze pevnosti. Zároveň jsou zde

představeny i výsledky tahové zkoušky svařovaného polotovaru (TWB) z kombinace těchto ocelí. Tyto polotovary po zpracování svými mechanickými vlastnostmi tvoří přechod mezi zmíněnými oceli. Svařované polotovary pro Hot stamping budou více popisovány v kapitole 6 [24].



Graf 5-1 Porovnání výsledků tahové zkoušky ocelí 22MnB5 (DIN 1.5528) a DUCTIBOR 500 [24]

5.2 Materiál nástroje

Při procesu Hot stamping jsou nástroje namáhány nejenom velkými tlakovými zatíženími, ale také napětími tepelnými, což je způsobeno kontaktem s polotovarem zahřátým na teploty mezi 700÷800 °C (z původních 900÷950 °C po vyndání z pece). Materiál nástroje by tedy měl splňovat několik základních požadavků na vlastnosti, kterými jsou [15, 16]:

- Velká mez pevnosti v tahu i tlaku
- Vysoká tvrdost i při zvýšených teplotách (pro zamezení otěru)
- Tuhost
- Dobrá svařitelnost (pro potřeby oprav)
- Vysoká tepelná vodivost (pro rychlý odvod tepla z polotovaru)

Většina používaných materiálů patří do skupiny nástrojových ocelí pro práci za tepla. Ty nejčastěji používané lze vidět v tabulce Tab. 5-4 [15].

Tab. 5-4: Nástrojové oceli využívané na nástroje pro Hot stamping [15]

Materiál	Tvrdost		Součinitel tepelné vodivosti [W/mK]
	Dodaný stav	Maximální hodnota	
CR7V-L (KIND & CO. Edelstahlwerk)	240 HB (250 HV)	57 HRC (633 HV)	27
H13 (DIN 1.2344)	185 HB (195 HV)	56 HRC (615 HV)	28
W360 (Böhler)	185 HB (195 HV)	57 HRC (633 HV)	31
Dievar (Uddeholm)	160 HB (168 HV)	57 HRC (633 HV)	32
CP2M (Dörrenberg Edelstahl)	225 HB (235HV)	65 HRC (846 HV)	40
HTCS 150 (Rovalma)	260 HB (275 HV)	55 HRC (600 HV)	53
HTCS 170 (Rovalma)	246 HB (260 HV)	65 HRC (846 HV)	66

5.2.1 AISI H13 (DIN 1.2344)

Ocel AISI H13 (DIN 1.2344) je typickým zástupcem nástrojových ocelí nejenom pro Hot stamping ale i pro velkou část jiných tvářecích operací za tepla, jako je například kování. Jedná se o ocel legovanou hlavně chromem a molybdenem s obsahem uhlíku mezi 0,32÷0,45 hm%. Celé chemické složení lze vidět v tabulce Tab. 5-5. AISI H13 (DIN 1.2344) dosahuje v kaleném stavu meze pevnosti v tahu až 1590 MPa při mezi kluzu až 1380 MPa. Před jejím kalením se provádí pozvolný přehřev na teploty 780÷820 °C s následným prudkých ohřevem na kalící teplotu 1000÷1030 °C. Kalení se provádí do oleje, nebo se nechává chladnout na vzduchu. Obvykle následuje popouštění na teploty 400÷650 °C, čímž je možné vytvrdit a zpevnit materiál až na mez pevnosti v tahu 2000 MPa a tvrdost 56 HRC (díky precipitaci karbidů V, Mo a Cr - sekundární tvrdost). Finální operace úpravy vlastností nástroje ze zmíněné oceli bývá nitridace, kterou se vytváří na povrchu otěruvzdorná vrstva nitridů legur o tloušťce 100÷500 μm a tvrdosti 1000÷1300 HV [15, 25].

Tab. 5-5: Chemické složení oceli AISI H13 (DIN 1.2344) [25]

AISI H13	C[%]	Mn[%]	P[%]	S[%]	Si[%]	Cr[%]	V[%]	Mo[%]
Min.	0.32	0.20	-	-	0.80	4.75	0.80	1.10
Max.	0.45	0.60	0.03	0.03	1.25	5.50	1.20	1.75

5.2.2 CR7V-L

Ocel CR7V-L je nástrojová ocel s obsahem uhlíku 0,42 hm%, která je legovaná vysokým obsahem chromu a dále molybdenem a vanadem, jak lze vidět v tabulce Tab. 5-6. Pro tuto ocel je typická vysoká odolnost proti otěru za zvýšených teplot, čehož se využívá zejména pro aplikace na tvářecí nástroje pro práci za tepla. Výhodou je také odolnost vůči únavě při vysokých teplotách, která je zajištěna precipitací karbidů legujících prvků ve struktuře materiálu. Mimo technologii Hot stamping nachází uplatnění také při kovacíh a stříhacích operacích pro ocelové výrobky, ale i při tváření měděných slitin za tepla a tváření za studena (válcovací stolice, střížné matrice). Je dodávána obvykle ve stavu žíhaném na měkko, kdy dosahuje maximální tvrdosti 240 HB, což zaručuje dobrou obrobiteľnosť oceli. Kalení oceli probíhá z teplot 1030÷1040 °C s ochlazením na vzduchu nebo do polymerní lázně o teplotě 250÷300 °C. Následuje popouštění na teploty 500÷700 °C, kdy dochází k precipitačnímu vytvrzení oceli na tvrdost 57 HRC. Podobně jako u oceli AISI H13 (DIN 1.2344) bývá povrch nitridován pro vyšší odolnost proti otěru [15, 26].

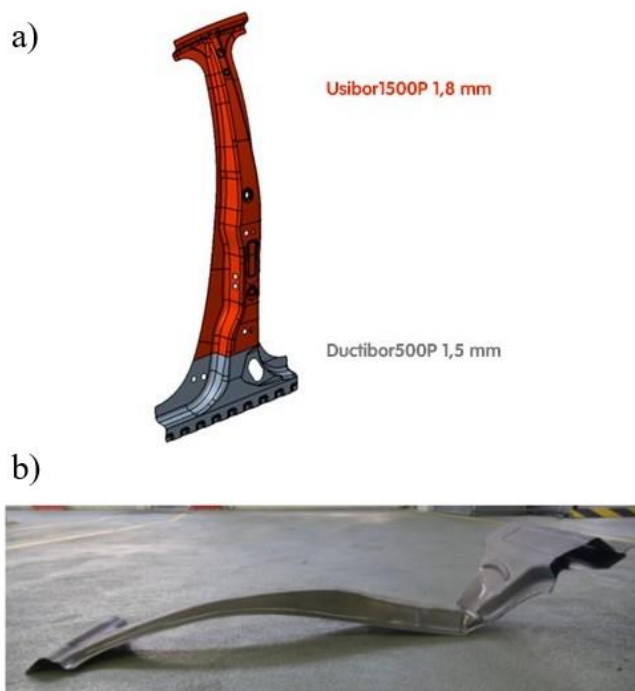
Tab. 5-6: Chemické složení oceli CR7V-L [26]

CR7V-L	C[%]	Si[%]	Mn[%]	Cr[%]	Mo[%]	V[%]
	0.42	0.50	0.40	6.50	1.30	0.80

6 Svařované polotovary

Metoda svařovaných plechových polotovarů využívána pro zpracování technologií Hot stamping představuje možnost dosažení různých struktur nebo tloušťek, a tedy i různých vlastností v různých částech taženého dílu. Svařovaný plechový polotovar na míru neboli Tailor welded blank (TWB) z angličtiny, vzniká svařením dvou anebo více plechů, které jsou z různých materiálů, mají různé tloušťky anebo kombinují obě tyto možnosti. Takovýto plech je následně tvářen technologií Hot stamping anebo často i metodou Hydroforming, kde je deformačním iniciátorem tlak od kapaliny. Tento způsob přípravy polotovarů je hojně využíván právě v automobilovém průmyslu, kde se využívá zejména spojování plechů z vysokopevnostních ocelí o různých tloušťkách. Silnější plech pak zajišťuje zvýšenou únosnost v kritickém místě největšího zatížení a zároveň je dosaženo odlehčení součásti pomocí slabšího plechu v části méně namáhané. Tohoto se obdobně využívá i u součástí například pro letecký průmysl, kde se zmíněná technologie používá zejména na plechové díly z hliníkových slitin [27, 28, 30].

Typickým využitím v automobilovém průmyslu je výroba bočních B-sloupků pro karosérii vozu (Obr. 6-1). Zde se využívá spojení silnějšího plechu (1,8 mm) z pevnější oceli 22MnB5 (DIN 1.5528) – USIBOR 1500 pro horní 2/3 výtažku, zatímco spodní 1/3 je tvořena slabším (1,5 mm) plechem z oceli DUCTIBOR 500, která má výrazně vyšší schopnost plastické deformace a menší pevnost. V případě nárazu lze předpokládat koncentraci deformace do spodní 1/3 sloupku, což zajišťuje větší bezpečí posádky vozu. Na obrázku Obr. 6-1 lze vidět řešení konstrukce B-sloupku společnosti ArcelorMittal a výsledek zátěžného testu, kde lze pozorovat koncentraci deformace do místa přechodu mezi dvěma plechy různých tloušťek z různých materiálů [29].



Obr. 6-1: Využití svařovaného polotovaru pro automobilový B-sloupek a) konstrukční řešení b) výsledek zátěžného testu [29]

6.1 Metody svařování TWB

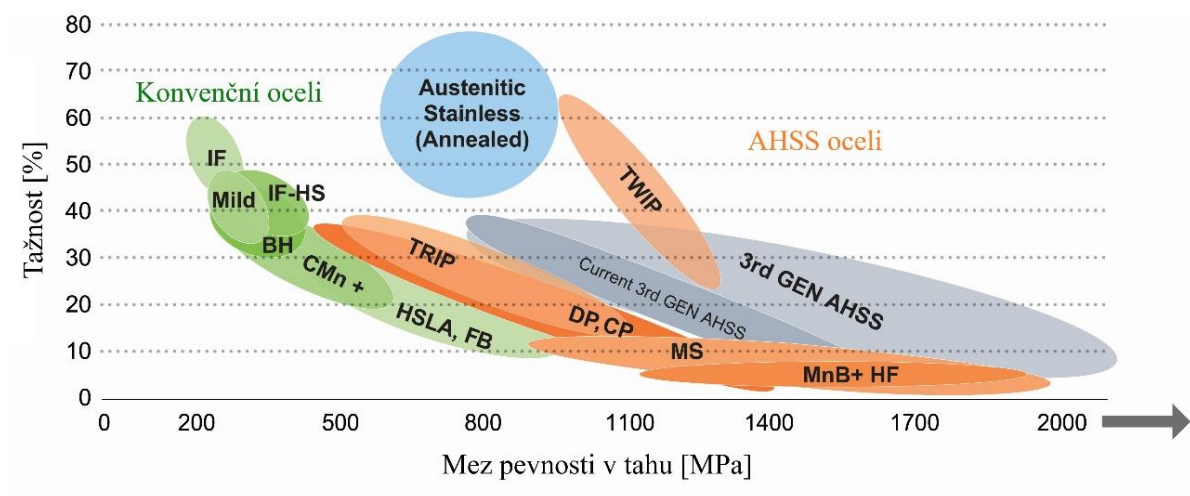
V automobilovém průmyslu hraje velkou roli rychlost a s tím spojená produktivita procesů, čemuž odpovídají uplatňované metody svařování pro TWB. Mezi nejběžněji používané patří třecí svařování, svařování laserem a švové svařování elektrickým odporem. V současnosti oblíbeným trendem je svařování především laserem, jehož velkou výhodou je poměrně malá teplem ovlivněná oblast (TOO) oproti například odporovému svařování. Nevýhodou laserového svařování jsou vysoké nároky na přesnost a ostrot svařovaných hran za účelem dokonale přesného svaření, což může mít vliv na cenu předchozí dělicí operace takovýchto plechů. Plechové polotovary pro laserové svařování tedy nelze připravovat například běžným procesem stříhání. Druhou podstatnou nevýhodou je cena operace svařování, která obvykle převyšuje cenu svařování odporem. Na druhou stranu laserové svařování patří mezi velice produktivní metody a záleží tedy hlavně na objemu zpracovaného materiálu. Při výrobě velkého počtu součástí v co nejkratším čase se stává laserové svařování vhodné, a i proto je v tomto průmyslovém odvětví typické. Pro ocelové plechy je využíván laser s plynovým aktivním prostředím CO₂, zatímco při svařování hliníkových slitin (zejména letecký průmysl) se využívá více YAG laser, kde je aktivní prostředí tvořeno krystalem yttrito-hlinitého granátu [30].

6.2 Materiály připravované metodou TWB

Svařované plechové polotovary (TWB) pro oblast automobilového průmyslu jsou připravovány převážně z pokročilých vysokopevnostních ocelí (AHSS – Advanced high strength steels), mezi něž patří [30, 31]:

- Dvofázové oceli (DP – Dual phase, DP600)
- TRIP oceli (Transformation induced plasticity, TRIP800)
- Oceli s komplexními fázemi (CP – Complex phase, CP600)
- Martenzitické oceli (MS – Martensitic steels, MS1200)
- Feriticko-bainitické oceli (FB – Ferritic-bainitic, FB450)
- TWIP oceli (Twinning induced plasticity)

Společně s nimi pak také oceli pro tváření za tepla (HF – Hot formed steels), mezi něž patří mangan-borové oceli popisované v kapitole 5 (22MnB5 – DIN 1.5528). Porovnání vlastností zmíněných typů ocelí lze vidět na digramu Graf 6-1 [30, 31].



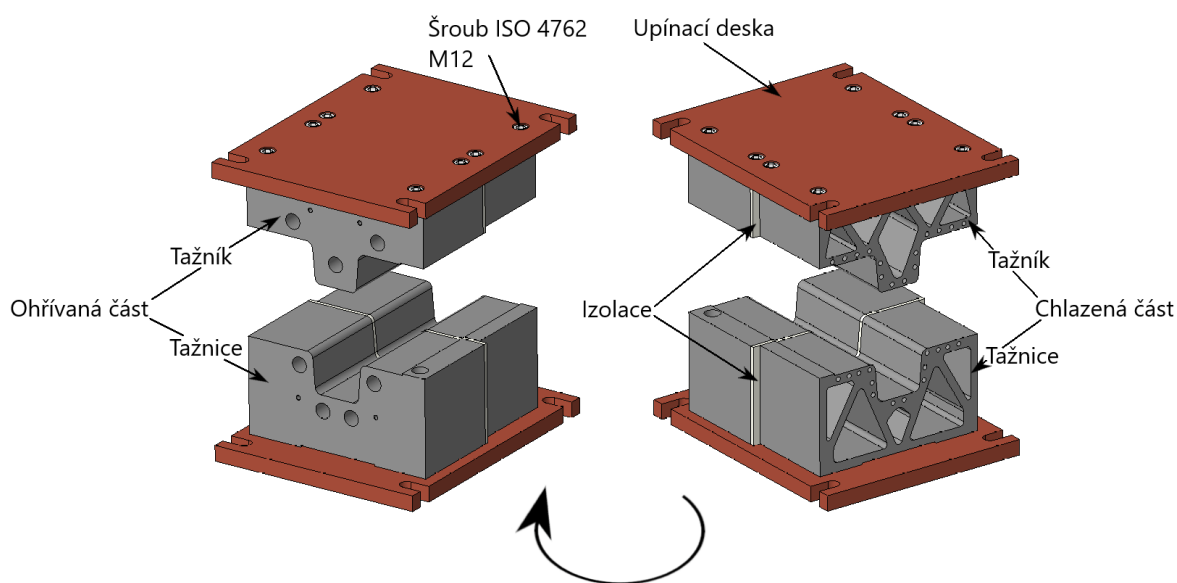
Graf 6-1: Diagram ocelí pro závislost meze pevnosti v tahu na tažnosti (Global formability diagram) [32]

7 Úvod do praktické části

Praktická část diplomové práce se zabývá návrhem experimentálního nástroje pro tažení plechů, který bude hlavním funkčním prvkem při následném návrhu tepelného zpracování. Návrh zahrnuje přípravu modelů sestavy v prostředí programu PTC CREO 7.0, optimalizaci pro potřeby 3D tisku a ověření nástroje pomocí 3D numerických simulací v prostředí SFCT DEFORM 3D v11.2. Numerické simulace budou zaměřeny na posouzení deformačních a napěťových charakteristik zpracovaného plechového výtažku a na posouzení schopnosti nástroje zakalit chlazenou polovinu plechu a zamezit martenzitickému kalení u poloviny ohřívané. Experimentální program bude orientován na sledování vlivu různé dlouhé prodlevy při sevření nástroje v dolní úvratí na vznik výsledných strukturních fází a velikost dosažených hodnot tvrdosti pro jednotlivé oblasti zpracovaných vzorků z oceli 22MnB5 (DIN 1.5528).

8 Konstrukční řešení experimentálního nástroje.

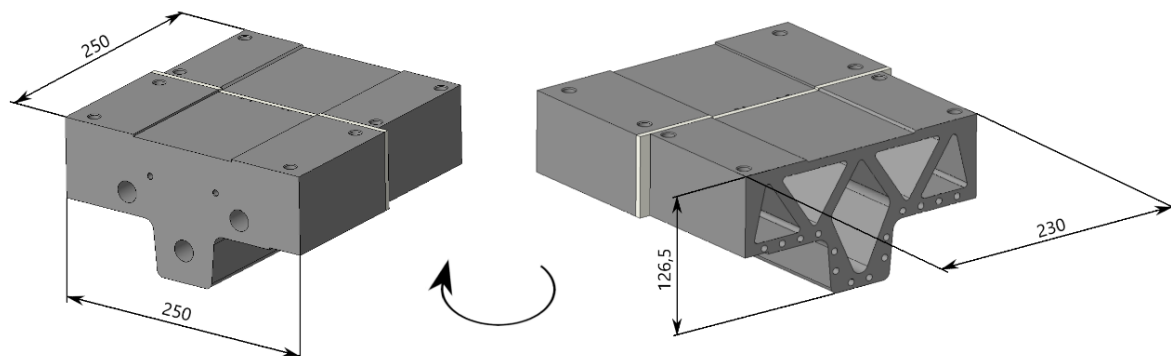
Vnější rozměry nástroje v uzavřeném stavu jsou 350x280x241,5 mm (DxŠxV) a z konstrukčního hlediska je řešen tak, jak zobrazuje obrázek Obr. 8-1. Z něj je patrné, že sestava je tvořena osmi individuálními díly, které dohromady tvoří jednotlivé podsestavy. Jako první podsestavu lze chápat tažník. Ten je tvořen ohřívanou (vlevo) a chlazenou částí (vpravo), mezi nimiž je uložena izolační vložka. Ve stejném smyslu je pak zhotovena i podsestava tažnice. Barevně odlišené díly na obrázku představují upínací desky, které slouží ke složení celé sestavy a také k připevnění do lože lisu (statická část – tažnice) a k beranu lisu (pohyblivá část – tažník).



Obr. 8-1: Model sestavy experimentálního tažného nástroje

8.1 Podsestava tažníku

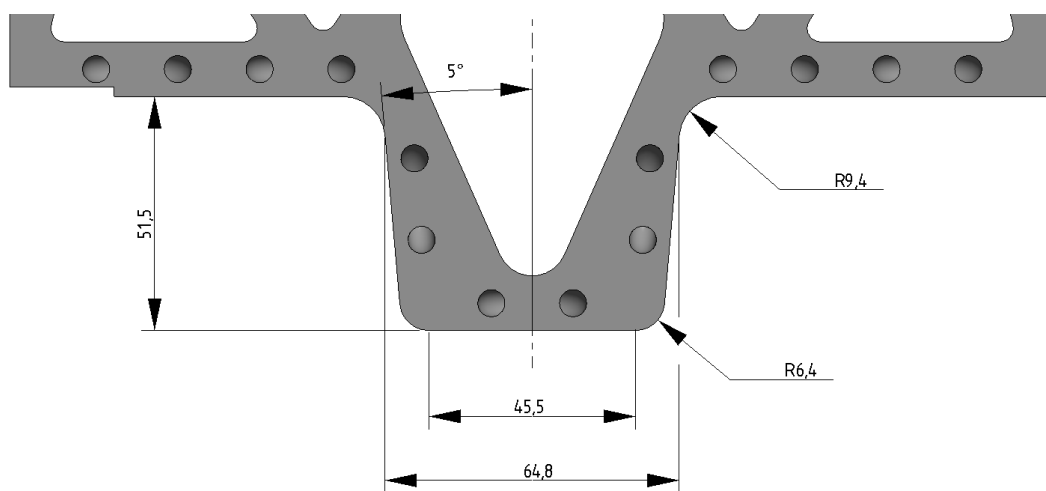
Jak bylo zmíněno výše tato podsestava je tvořena třemi prvky, jimiž jsou ohřívána a chlazená část pracovního nástroje a mezi nimi vložená izolační deska, která má minimalizovat možná vzájemná tepelná ovlivnění. Maximální vnější rozměry činí 250x250x126,5 mm (DxŠxV), přičemž chlazená polovina byla zkrácena na šířku 230 mm z důvodu omezené pracovní plochy při tisku této komponenty.



Obr. 8-2: Model podsestavy tažníku

8.1.1 Geometrie trnu

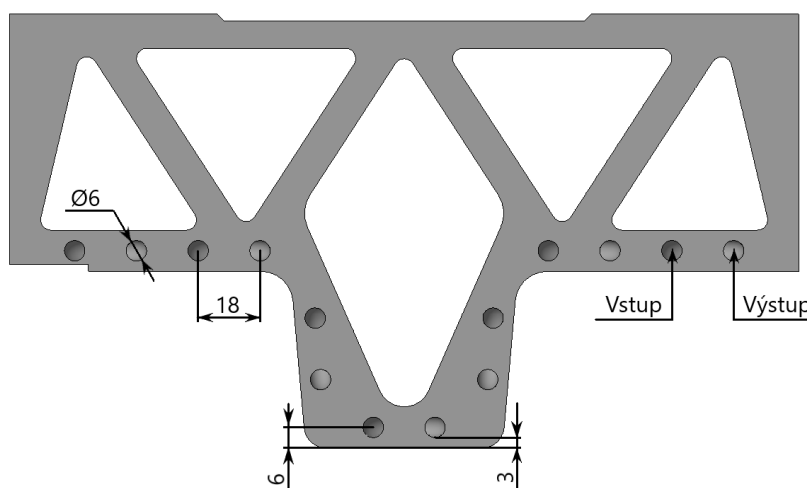
Geometrie pracovního trnu je patrná z obrázku Obr. 8-3. Trn byl namodelován do tvaru omega profilu vrchní šíře 64,8 mm s úkosey o velikosti 5° a jeho celková hloubka je 51,5 mm. Vrchní přechody mezi trnem a dosedacími plochami jsou zaobleny o R9,4 mm. Přechody mezi boky a spodní dosedací plochou pak o R6,4 mm. Tato zaoblení slouží k tvarování plechu a také k zajištění plynulého ohybu přes hrany nástroje.



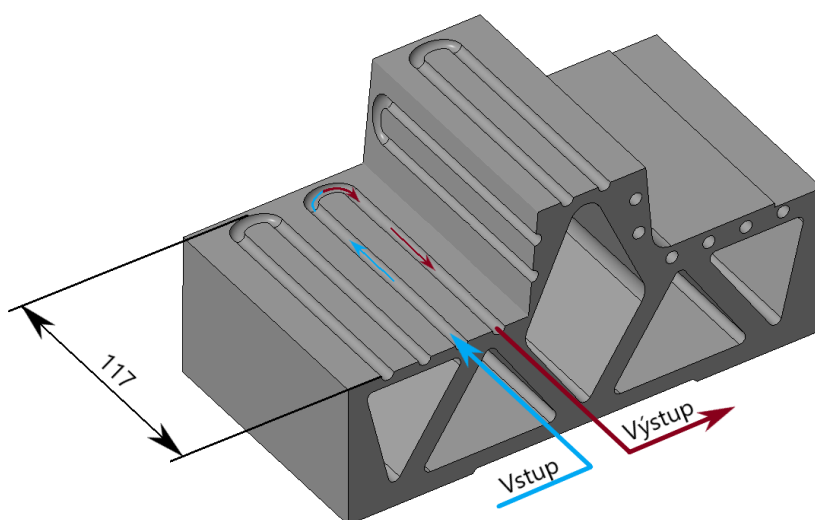
Obr. 8-3: Geometrie pracovního trnu tažníku

8.1.2 Chladicí systém tažníku

System chlazení tažníku, který je zobrazen na obrázku Obr. 8-4 a Obr. 8-5 je tvořen soustavou sedmi kanálků o rozměru průřezu $\text{Ø}6$ mm. Otvory sahají do celkové hloubky 117 mm a jsou vytvářeny do protáhlého písmene U (Obr. 8-5). Každý kanálek má vstupní a výstupní otvor, ke kterým budou připevněny jednotlivé hadičky sloužící pro přívod a odvod chladicí kapaliny, čímž bude v tomto případě voda. Jednotlivé kanálky jsou od sebe vzdáleny 18 mm ve vodorovném směru. Vzdálenost osy kanálků od pracovní plochy nástroje pak činí 6 mm, přičemž tečná vzdálenost povrchu otvorů od této plochy je 3 mm. Tato vzdálenost má společně s tvarem a rozměrem průřezu kanálků největší vliv na výsledný chladicí efekt nástroje.



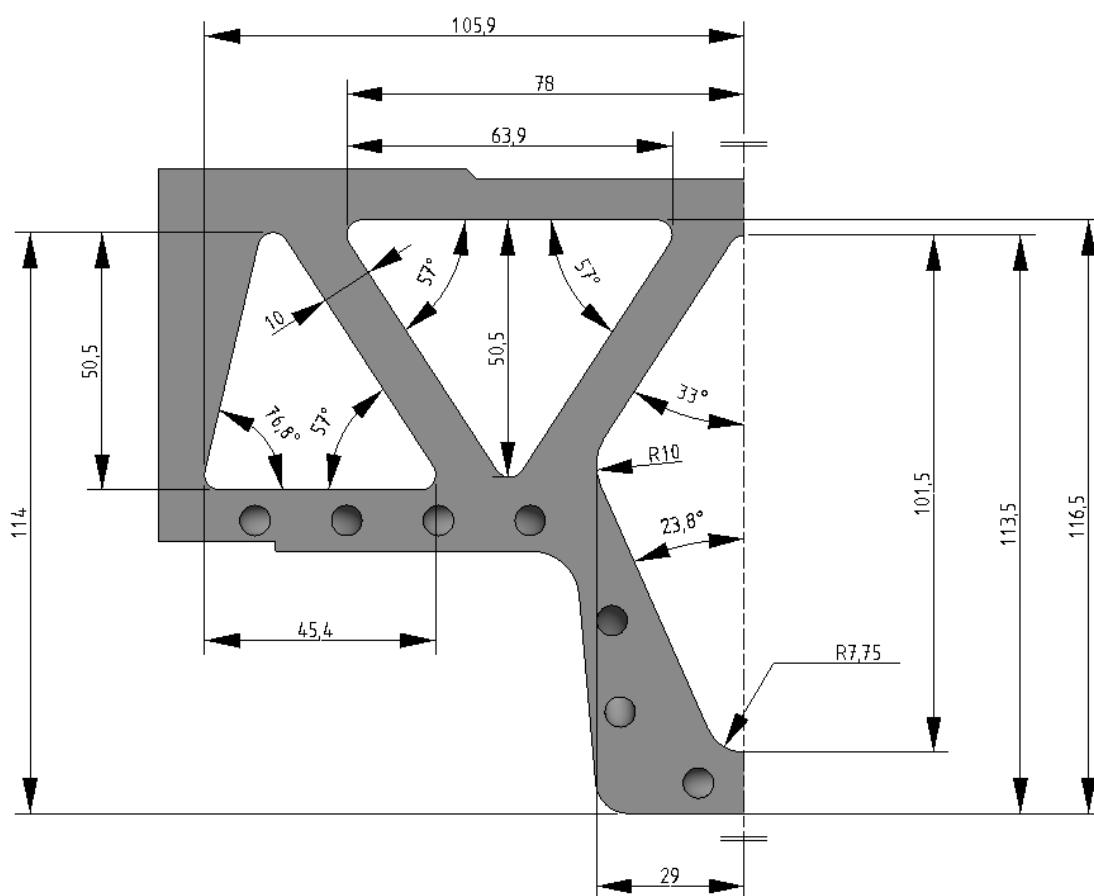
Obr. 8-4: Základní rozměry chladicího systému



Obr. 8-5: Pohled na chladicí soustavu v řezu

8.1.3 Optimalizace tažníku pro 3D tisk

Optimalizace tvaru tažníku byla navržena tak, jak zobrazuje obrázek Obr. 8-6. Jejím účelem bylo odlehčení dílu o co největší možné množství materiálu tak, aby si nástroj zachoval svou funkčnost, resp. tak, aby byl schopen i po této úpravě přenášet veškerá zatížení v průběhu pracovního procesu a zároveň poskytoval dostatečný chladicí účinek. Z hlediska technologie 3D tisku byla tato úprava výhodná zejména z důvodu značné úspory materiálu a času tisku, ale i díky výrazně menšímu tepelnému namáhání v průběhu výroby. V případě tisku plného dílu by mohlo hrozit místní popraskání z důvodu vzniku teplotních gradientů, a tím způsobených rozdílů v objemových změnách míst na povrchu a v jádře nástroje.



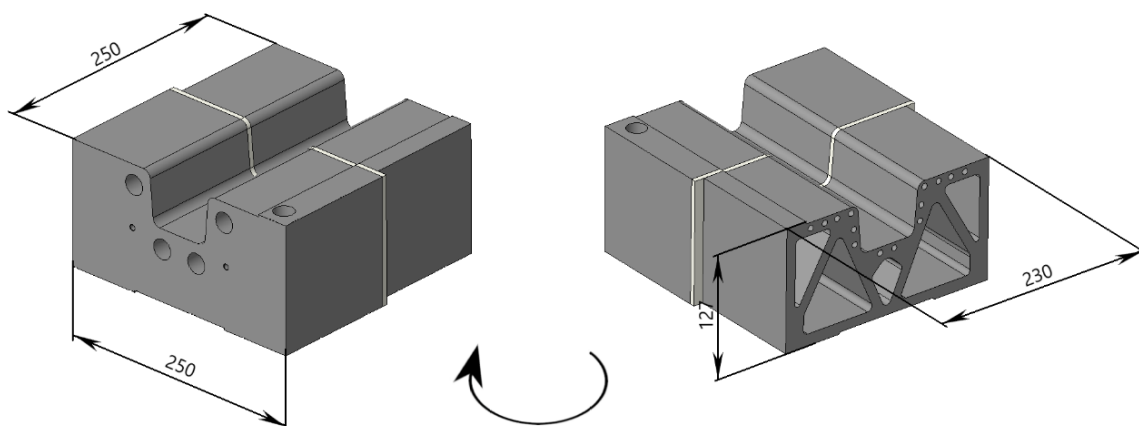
Obr. 8-6: Návrh geometrie odlehčení tažníku pro potřeby 3D tisku

Optimalizace byla tedy soustředěna na jádrové oblasti nástroje. Je tvořena středovým kosočtvercovým výřezem s největšími rozměry 101,5x58 mm a úhly sklonu jednotlivých stran 23,8° a 33°. Dále dvěma rovnoramennými trojúhelníkovými výřezy o základně 63,9 mm a výšce 50,5 mm s úhlem sklonu ramen 57° a dvěma obecnými trojúhelníkovými výřezy o délce vodorovné strany 45,4 mm a výšce 50,5 mm s úhly sklonu postranních ramen 76,8° a 57°.

Z důvodu výroby a zamezení vzniku koncentrátorů napětí (ostré hrany) byly všechny hrany zaobleny na rozměr R3 mm s výjimkou hran ve středovém výřezu, kde byly použity R10 mm a R7,75 mm. Celá optimalizační geometrie je navržena symetricky podle středové osy nástroje a mimo zmíněné rozměry lze na obrázku pozorovat i tloušťku stěny mezi jednotlivými výřezy. Jedná se o nejužší místo nástroje, které bylo ve všech případech navrženo tak, aby tato stěna dosahovala tloušťky 10 mm z důvodu únosnosti konstrukce.

8.2 Podsestava tažnice

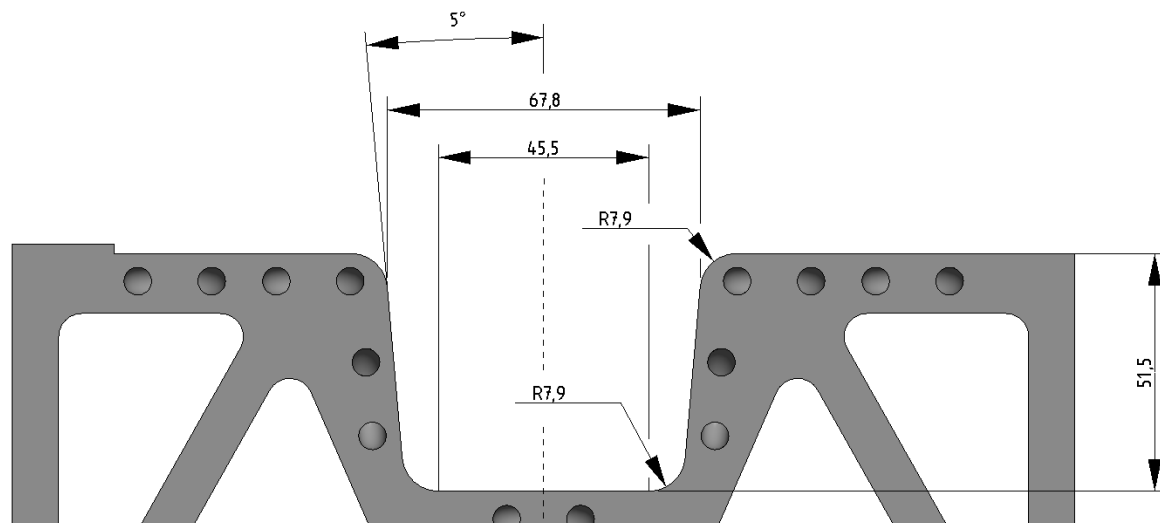
Podobně jako tažník je i tato podsestava tvořena třemi částmi, kterými jsou opět ohřívaná a chlazená část s izolační vložkou umístěnou mezi nimi. Maximální vnější rozměry tažnice jsou 250x250x127 mm (DxŠxV). I zde bylo nutné zkrátit tištěnou část na šířku 230 mm pro potřeby výrobního zařízení.



Obr. 8-7: Model podsestavy tažnice

8.2.1 Geometrie pracovní dutiny

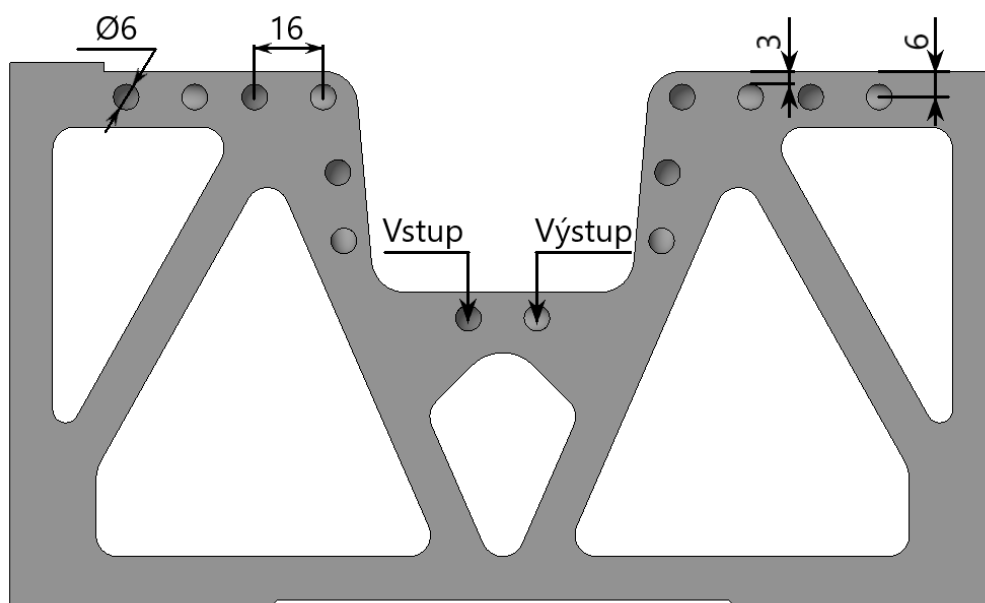
Základní geometrické charakteristiky dutiny tažnice jsou zobrazené na Obr. 8-8. Z tohoto obrázku je patrné, že dutina byla navržena tak, aby utvářela protikus k trnu tažníku nástroje. Dutina byla namodelována do tvaru omega profilu hloubky 51,5 mm s vrchní šířkou 67,8 mm a sklonem stěn 5°. Zde lze pozorovat rozdíl 3 mm oproti vrchní šířce trnu tažníku, který odpovídá předpokladu použití plechových polotovarů o tloušťce 1,5 mm. Tento rozdíl lze pozorovat i v případě zaoblení hran dutiny. Tato zaoblení byla navržena na rozměr R7,9 mm v případě vnějších i vnitřních hran dutiny.



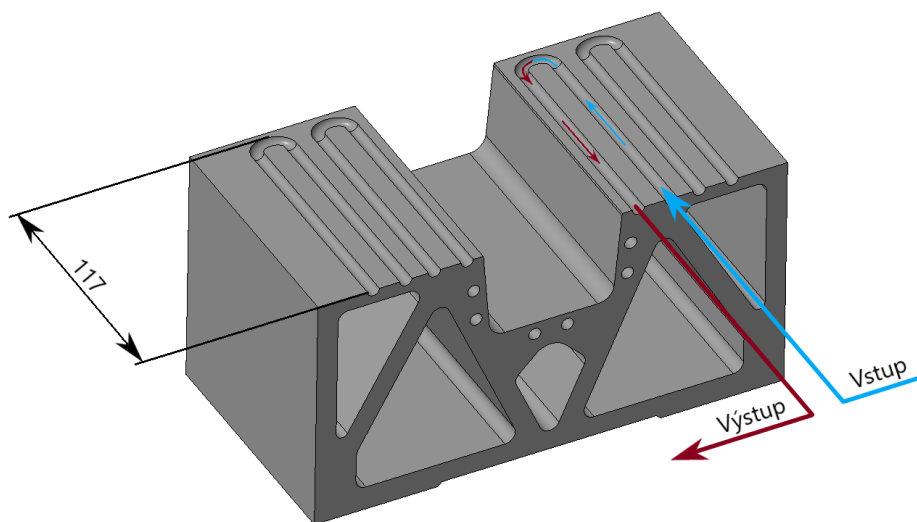
Obr. 8-8: Geometrie dutiny tažnice

8.2.2 Chladicí systém tažnice

Systém pro chlazení tažnice, který lze pozorovat na obrázcích Obr. 8-9 a Obr. 8-10, tvoří soustava sedmi kanálků ve tvaru písmene U o rozměru průřezu $\text{Ø}6$ mm. Největší hloubka kanálku je 117 mm a každý kanálek má opět vstupní a výstupní otvor pro připojení systému polymerních hadiček, které budou zajišťovat dopravu studené a odvod ohřáté vody pomocí vnějšího čerpacího zařízení. Osy jednotlivých otvorů jsou vzájemně vzdáleny o 16 mm ve vodorovném směru. Vzdálenost os otvorů od dosedací plochy pro plechový polotovar je 6 mm a tečná vzdálenost vnitřního povrchu kanálku od této plochy pak 3 mm.

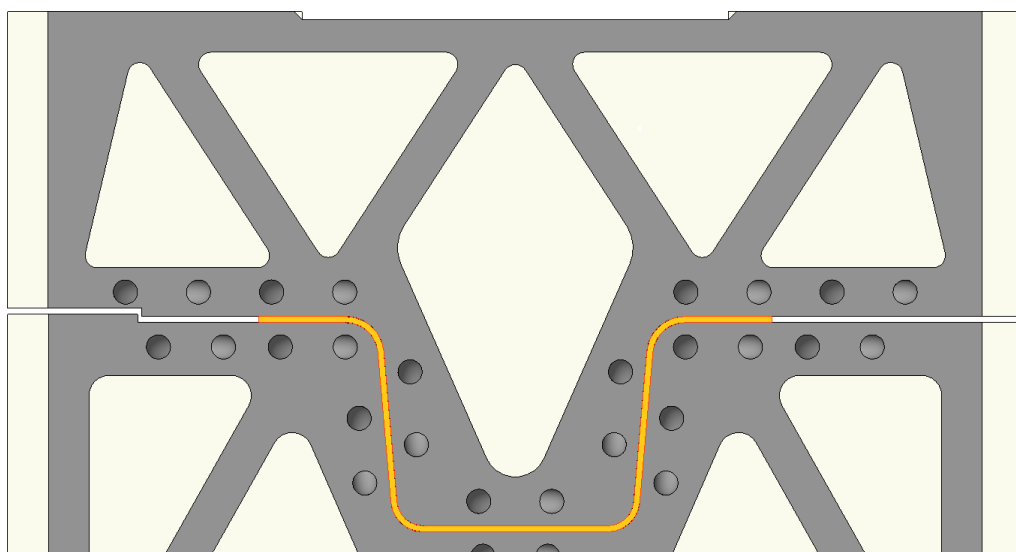


Obr. 8-9: Základní rozměry chladicího systému tažnice



Obr. 8-10: Pohled na chladicí systém tažnice v řezu

Pro tažník i tažnici platí, že chladicí kanálky nezasahují až k okrajům bočních ploch nástroje ve vodorovném směru. Systém je navržen takto, protože výsledný plechový výtažek nebude v chladicí etapě tohoto procesu zasahovat do takto vzdálených míst od osy symetrie nástroje, a není tedy potřeba okrajová místa tolik chladit. Rozložení plechového výtažku pro chladicí etapu lze vidět na obrázku Obr. 8-11. Z obrázku je patrné, že v této fázi je plech chlazen převážně deseti kanálky z celkových čtrnácti. I přesto byl okrajový pár zachován na základě výsledků z numerických simulací, kde docházelo k přílišnému ohřívání nástroje v případě odstranění okrajových párů.

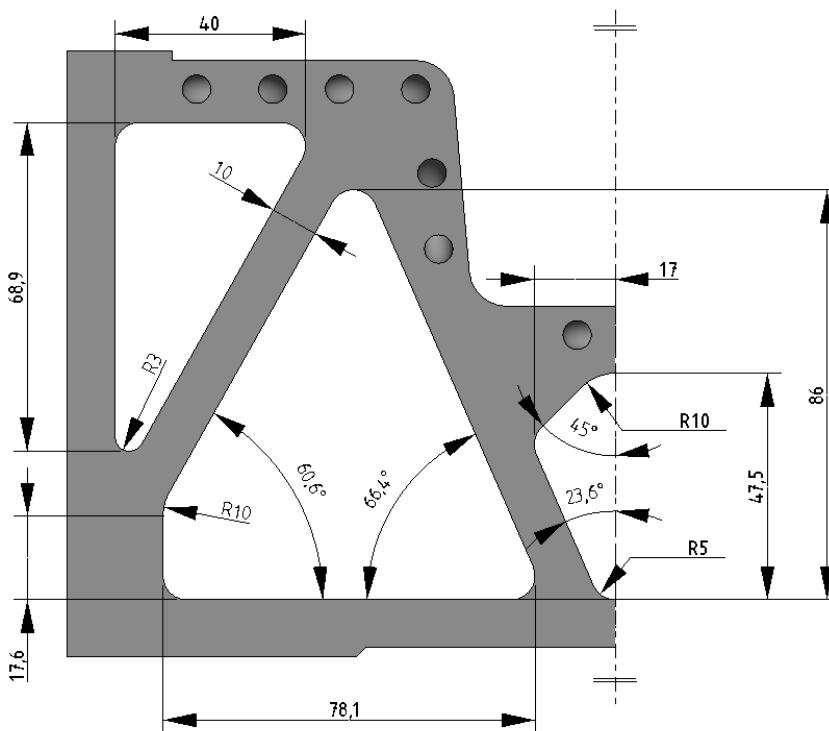


Obr. 8-11: Detail na chladicí systém nástroje v etapě chlazení (resp. po vytažení dílu)

8.2.3 Optimalizace tažnice pro 3D tisk

Odlehčení chlazené části tažnice bylo navrženo pomocí soustavy výřezů, jak znázorňuje obrázek Obr. 8-12. I zde byl úběr hmoty realizován především v jádrových oblastech nástroje tak, aby si nástroj zachoval dostatečnou pevnost a byl schopen poskytnout chladicí účinek zpracovávanému polotovaru.

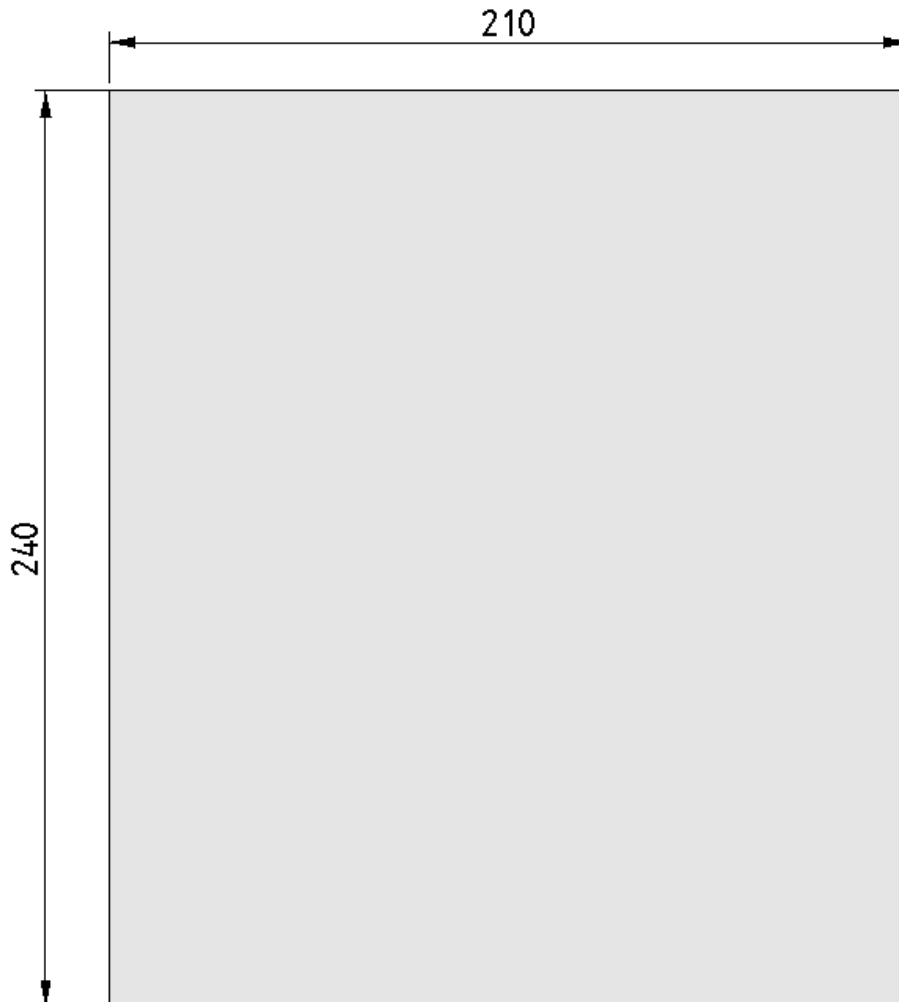
Odlehčení tažnice spočívalo v provedení pěti výřezů, kde prvním je středový výřez s rozměry 47,5x17 mm a sklonem stěn 45° a 23,6°. Největší úběr pak lze pozorovat v oblasti přibližně dvou třetin šířky nástroje, kde byl nástroj odlehčen pomocí výřezu obecného tvaru s maximálními rozměry 86x78,1 mm a sklonem stěn 66,4° a 60,6°. Posledním prvkem optimalizace jsou zde výřezy ve tvaru pravoúhlého trojúhelníku s odvěsnami 40 mm a 68,9 mm, které jsou umístěné v horních rohových oblastech nástroje. Důležitým rozměrem je i zde tloušťka stěn mezi jednotlivými výřezy, která do značné míry udává pevnostní podmínky při svislém tlakovém zatížení, jak je tomu při lisovacím procesu. Optimalizace byla navržena tak, aby tyto stěny dosahovaly tloušťky 10 mm. Pro snížení koncentrace napětí od namáhání nástroje byly veškeré ostré hrany zaobleny tak, jak zobrazuje obrázek Obr. 8-12. Byly použity rádiusy R3 mm, R10 mm a na veškeré nekótované rádiusy pak R5 mm.



Obr. 8-12: Optimalizace tažnice pro potřeby 3D tisku

8.3 Rozměrová charakteristika plechového polotovaru

Vzhledem k rozměrům experimentálního nástroje byl navržen plechový polotovar obdélníkového tvaru 240x210 mm (DxŠ) o tloušťce 1,5 mm, jak lze vidět na obrázku Obr. 8-13.



Obr. 8-13: Rozměrová charakteristika plechového polotovaru

9 Numerické simulace procesu

Cílem numerických simulací bylo znázornění možného průběhu reálného experimentu, který bude blíže popsán v kapitole 10, a tím provedení prvního stupně ověření schopnosti nástroje provést požadované tepelné zpracování materiálu. Proto se i nastavení parametrů simulací řídilo požadovanými parametry pro experiment. Veškeré simulace byly prováděny v prostředí programu DEFORM 3D v11.2. od společnosti Scientific Forming Technologies Corporation (SFCT).

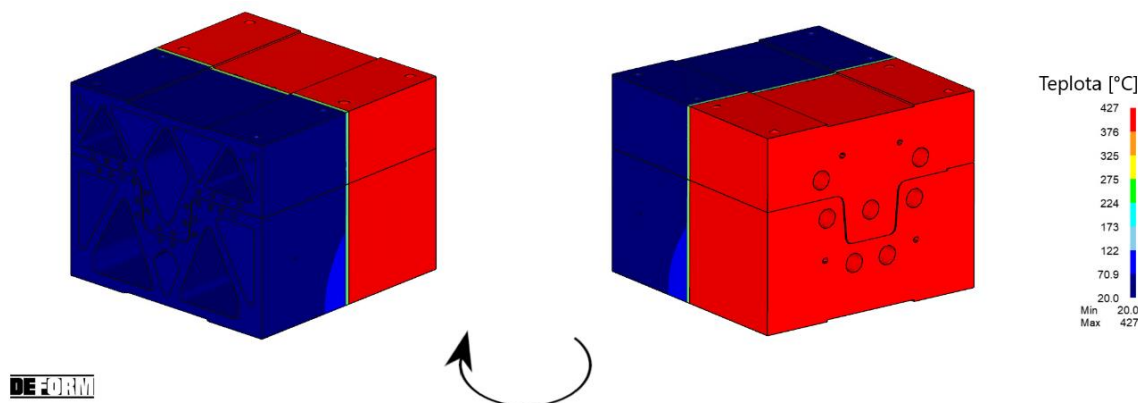
V této kapitole bude popsán návrh a výsledky simulací pro následující operace:

- Náhřev nástroje
- Lisovací operace zajišťující tváření a počátek TZ plechu
- Etapa výdrže sevřeného nástroje pro chlazení a ohřev

9.1 Náhřev nástroje

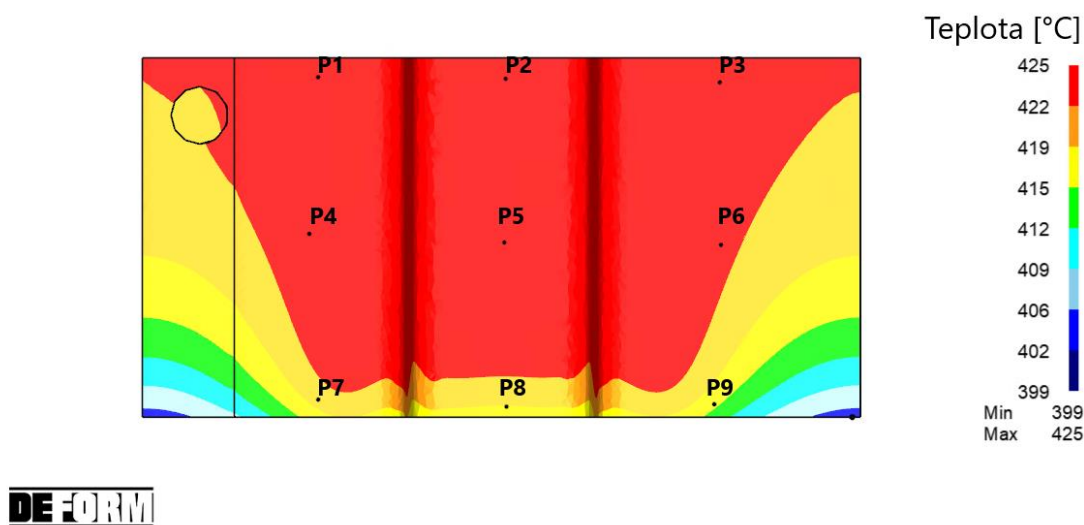
Jelikož předpokládaným materiálem polotovaru byla ocel 22MnB5 (DIN 1.5528) byla teplota náhřevu ohřívané části nástroje nastavena na hodnotu 425 °C tak, aby nástroj zajistil, že nedojde k martenzitickému kalení této poloviny plechu – udávaná teplota M_s pro tuto ocel je 411 °C [33]. Simulovaný čas ohřevu nástroje byl zvolen na 60 minut.

Jak lze vidět na obrázku níže (Obr. 9-1), předpokladem ohřevu poloviny nástroje je ohřev v uzavřené pozici tak, aby nedocházelo k přílišnému úniku tepla do okolí. Tento ohřev bude zajištěn pomocí soustavy sedmi topných patron (3 pro tažník a 4 pro tažnici). Již v průběhu ohřevu bude zároveň uveden do provozu vodní systém pro chlazení druhé poloviny nástroje, aby nedocházelo k jeho ohřevu, a tím k potlačení jeho chladicího účinku na plech v dalších etapách procesu.



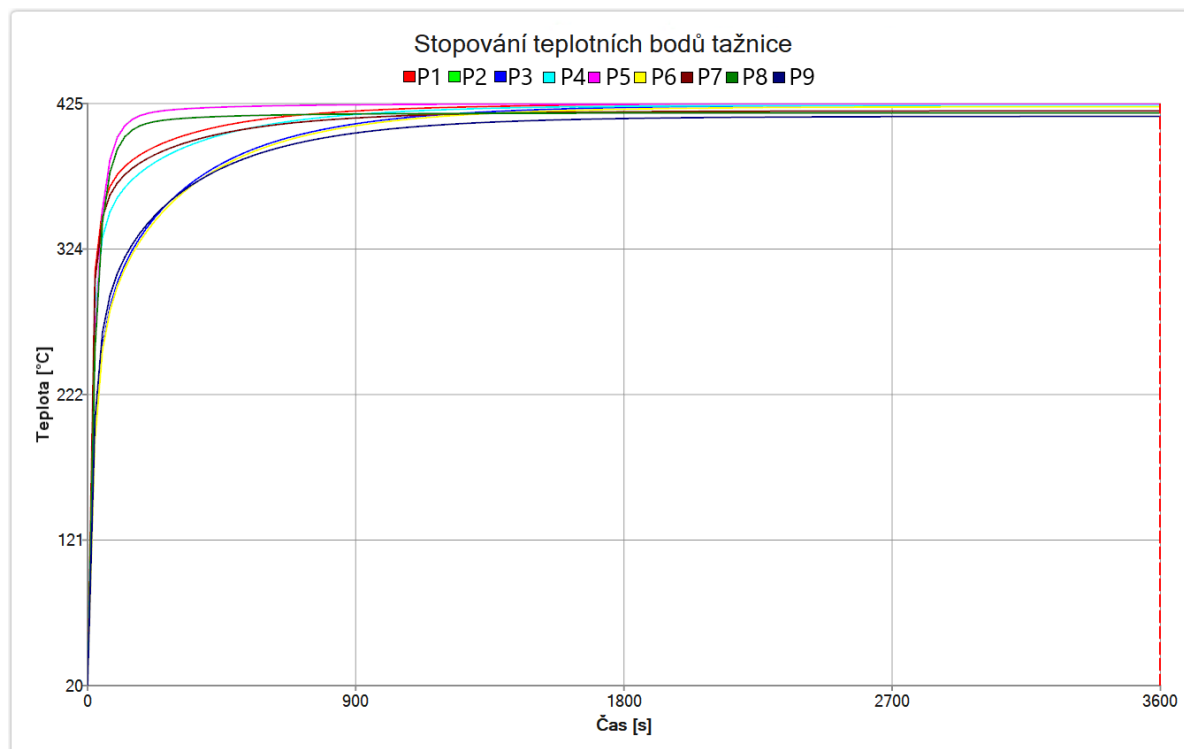
Obr. 9-1: Teplotní model ohřevu poloviny nástroje

Pro ověření dostatečného nahřátí dotykových ploch tažnice bylo provedeno stopování teplotních bodů v čase ohřevu pro body P1÷P9, jak zobrazuje obrázek Obr. 9-2 a diagram Graf 9-1.



Obr. 9-2: Stopování teplotních bodů tažnice

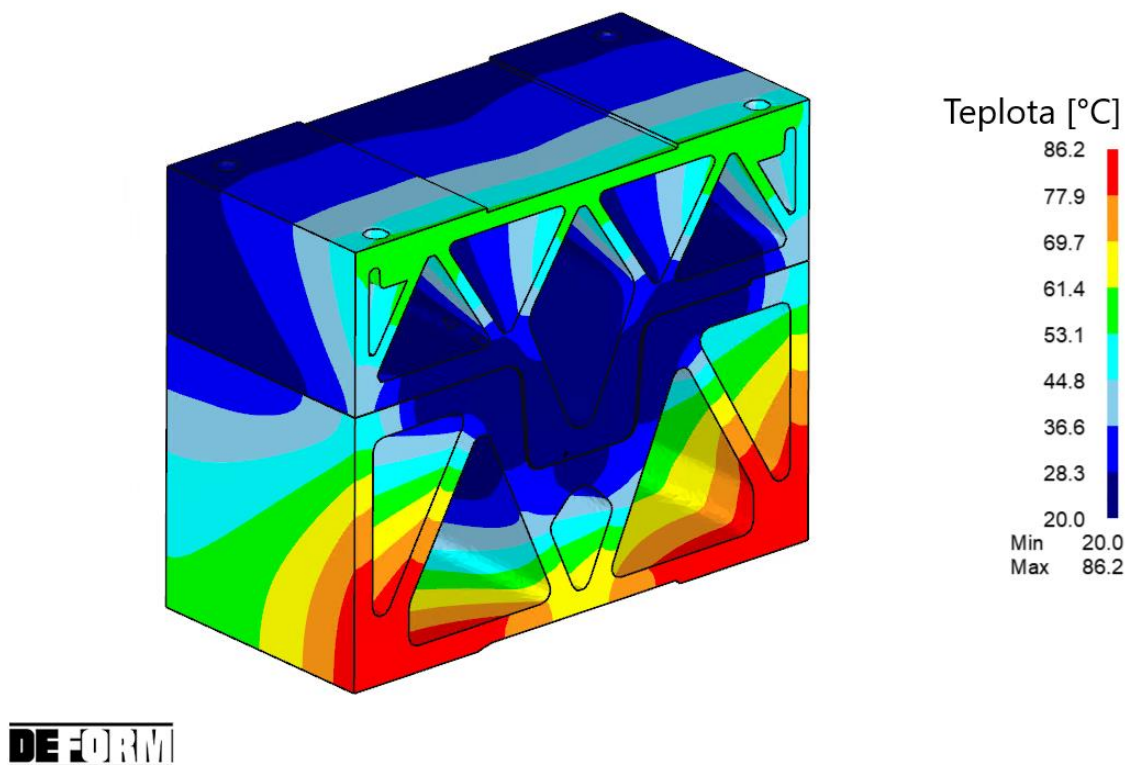
Z diagramu (Graf 9-1) lze pozorovat, že všechny plochy tažnice, které budou v kontaktu s plechem, dosahují dostatečných teplot. Také lze vidět, že nejrychleji dosáhne požadované teploty vnitřní plocha dutiny tažnice (body P2, P5 a P8), kde dochází k ohřevu pomocí dvou topných patron. Vrchní plochy tažnice (body P1, P3, P4, P6, P7 a P9), které byly ohřívány jednou topnou patronou, dosáhly požadované teploty za 2÷4násobně dlouhý čas. Z Grafu lze také usoudit, že potřebný čas ohřevu při experimentu by bylo možné zkrátit na 30 minut, kdy podle simulace došlo k ustálení teplot ve všech oblastech na konečné hodnoty.



Graf 9-1: Stopování teplotních bodů při náhřevu tažnice

Stopování teplotních bodů pro tažník prokázalo velmi podobné výsledky. Došlo k dostatečnému ohřevu všech ploch tažníku, které budou v kontaktu s plechem, a budou tedy zajišťovat, aby nedocházelo k martenzitickému kalení této části plechu.

Pro posouzení vlivu ohřevu ohříváné části nástroje na chlazenou část byl také sledován teplotní stav chlazených částí po provedeném ohřevu. Výsledky lze pozorovat na obrázku Obr. 9-3. Z obrázku je patrné, že chladicí kanálky zamezily významnějšímu ohřevu všech pracovních ploch chlazené části tažníku i tažnice. Pozorovatelný ohřev u obou dílu lze vidět v rohových oblastech nástroje na plochách, které dosedají na izolační vložku, kde došlo k ohřevu na teploty $50 \div 86,2$ °C. Oproti tomu teplota na dosedacích plochách nepřesáhla hodnotu 30,3 °C, přičemž tato teplota byla zaznamenána na velmi malé oblasti u dosedací plochy chlazené tažnice. Lze tedy předpokládat, že nedošlo k závažnému ovlivnění chladicího účinku studené části nástroje.



Obr. 9-3: Rozložení teplot chlazené části nástroje po etapě ohřevu

9.2 Tažná operace

Samotná operace tažení plechu byla simulována s použitím parametrů, které jsou shrnuty v tabulce Tab. 9-1. Lze vidět, že některé parametry vycházejí z předchozích simulací tak, aby byla dodržena co možná největší podobnost s budoucím fyzickým experimentem. Předpokladem simulací bylo, že pro plech dojde k použití oceli 22MnB5 (DIN 1.5528), pro nástroj pak oceli pro tváření za tepla AISI H13 (DIN 1.2344) a pro izolační vložky termoizolačního laminátového materiálu PAMITHERM 41130. Teplota ohřevu polotovárů v peci byla zvolena na 950 °C na základě literatury [16], podobně jako koeficient tření stanovený stejným způsobem. V návaznosti na teplotu ohřevu plechu byla stanovena jeho teplota v okamžiku vyjmutí z pece a umístění do matrice nástroje na 720 °C na základě poznatků z praxe [34].

Tab. 9-1: Vstupní parametry pro numerickou simulaci tažné operace

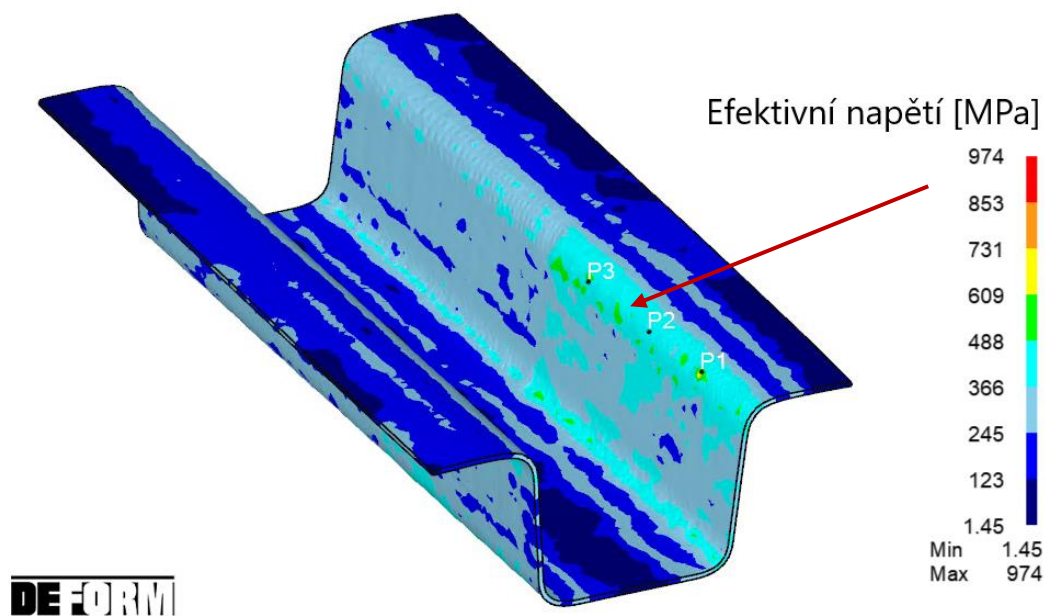
Vstupní parametry pro numerickou simulaci operace tažení	
Zdvih	51,5 [mm]
Rychlost pohybu tažníku	10 [mm/s]
Teplota polotovaru	720 [°C]
Teplota ohřívané části nástroje	399÷425 [°C]
Teplota chlazené části nástroje	20÷86,2 [°C]
Teplota topných patron	425 [°C]
Teplota chladících kanálků	20 [°C]
Teplota prostředí	20 [°C]
Doba etapy tažení	5,15 [s]
Doba etapy chlazení	60 [s]
Koeficient tření (model - Coulomb)	0,15 [-]
Materiál polotovaru	22MnB5 (DIN 1.5528)
Materiál nástroje	AISI H13 (DIN 1.2344)
Materiál izolačních vložek	PAMITHERM 41130

9.2.1 Výsledky deformační a napět'ové povahy

Cílem posudku deformačních a napět'ových charakteristik z numerické simulace je zjištění kritických míst, kde v průběhu tažení docházelo k největšímu zatěžování plechového polotovaru a případná úprava postupu či parametrů tak, aby při experimentu nedošlo k přílišnému ztenčení stěny, či destrukci plechu.

Rozložení napětí

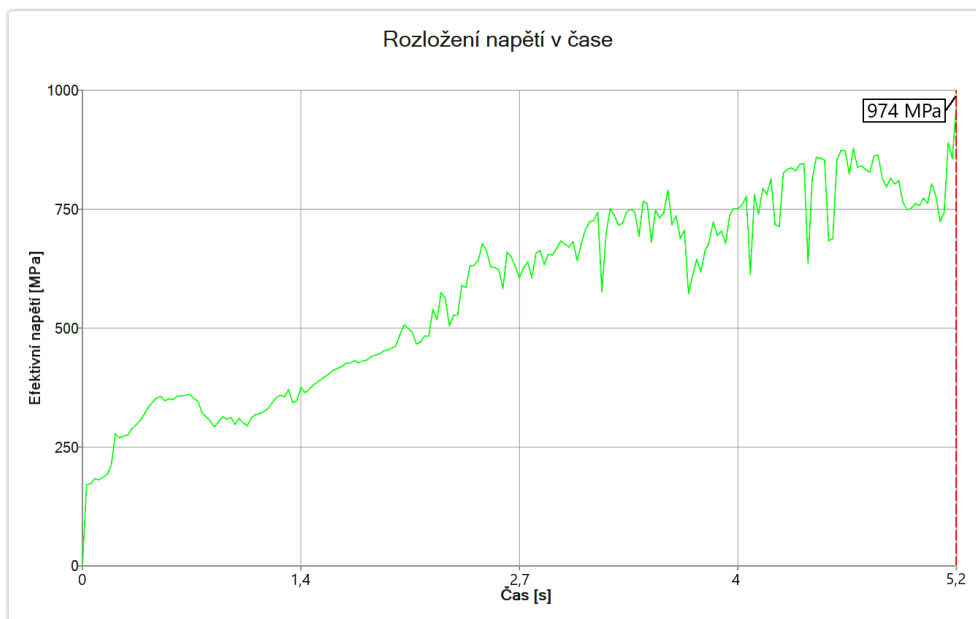
První důležitou charakteristikou z této skupiny je rozložení napětí v objemu plechu po vytažení. Výsledek simulace rozložení efektivního napětí lze vidět na obrázku Obr. 9-4.



Obr. 9-4: Rozložení efektivního napětí v objemu plechu

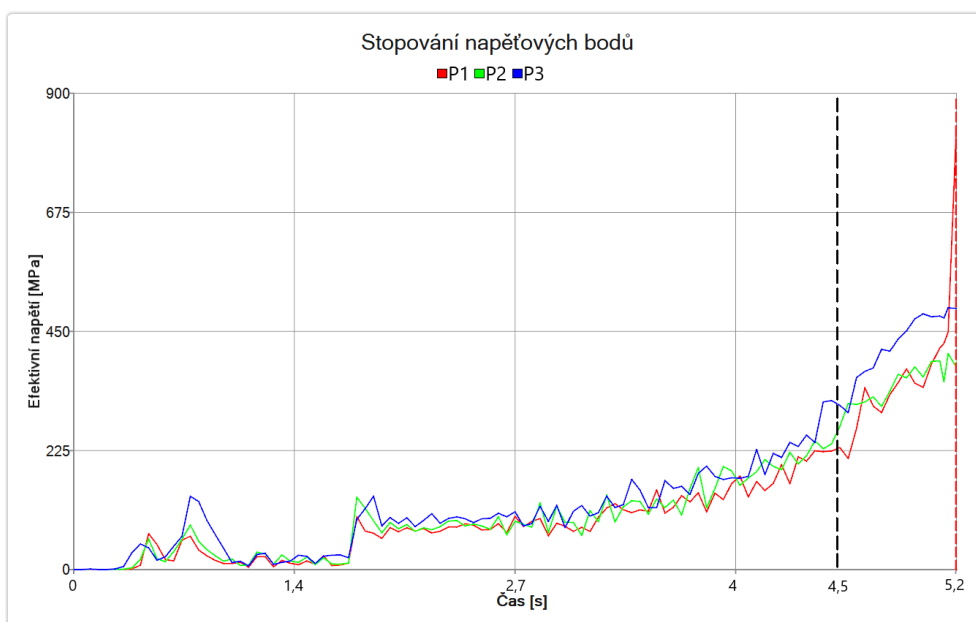
Z obrázku je patrné, že napětí bylo koncentrováno převážně do oblastí bočních stěn výtažku, kde dochází k největšímu zatěžování zejména z důvodu ohybu přes hrany dutiny tažnice, ale také z důvodu tření o plochy tažnice. Obrázek zdůrazňuje také malou oblast zvýšeného napětí u chlazené poloviny, kde došlo k výraznějšímu nárůstu napětí oproti zbytku materiálu.

Pro lepší objasnění hodnot napětí slouží diagram níže (Graf 9-2). Tento diagram představuje průběh napětí v plechu v závislosti na čase tažení. Je z něj patrný rostoucí trend napětí s přibývajícím časem (zároveň klesající teplotou plechu). Maximální hodnota napětí v okamžiku dosednutí horní poloviny nástroje do dutiny tažnice byla 974 MPa.

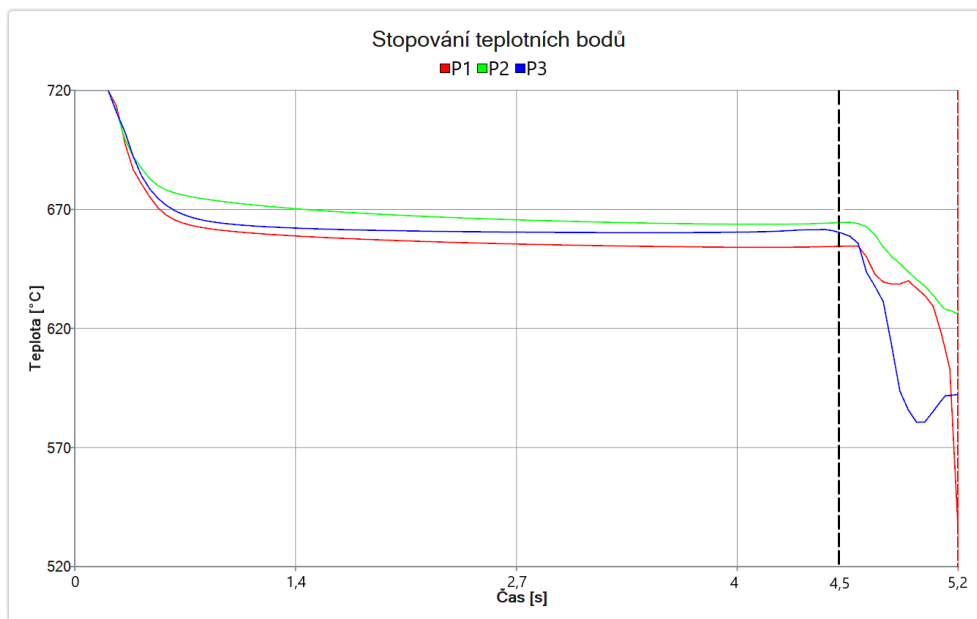


Graf 9-2: Průběh efektivního napětí v čase

Pro analýzu kritické oblasti napětí bylo provedeno stopování bodů P1÷P3 (Obr. 9-4). Výsledný průběh napětí v těchto bodech v závislosti na čase je zobrazen na grafu Graf 9-3. Z něj je patrný výrazný nárůst napětí pro tuto oblast v čase tažení 4,5 sekundy. Z následujícího grafu Graf 9-4 lze usoudit, že tento nárůst byl spojen s poklesem teploty, a tedy vzrůstem deformačního odporu, pro danou oblast v souvislosti s kontaktem plechu s chlazenými plochami nástroje.



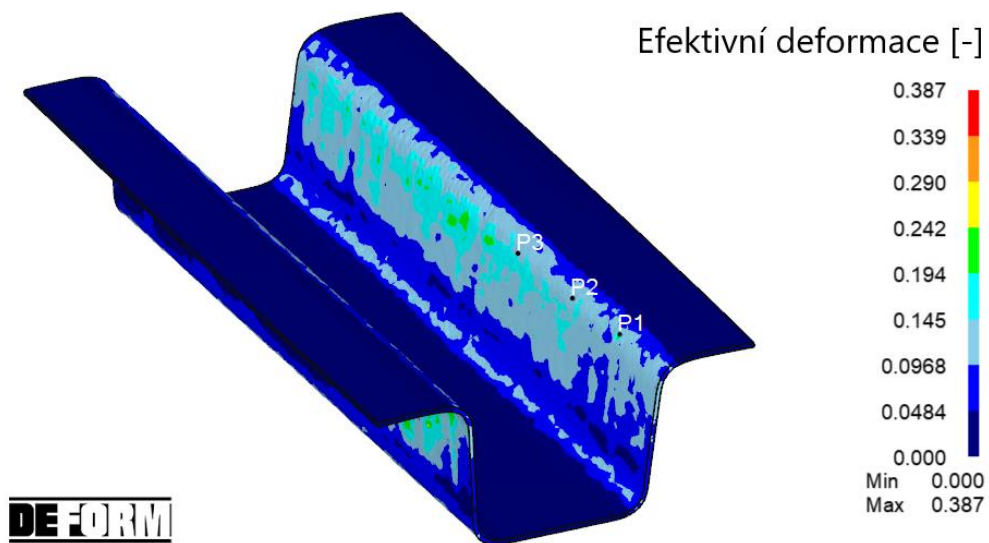
Graf 9-3: Stopování napěťových bodů P1÷P3 z oblasti maximálních napětí



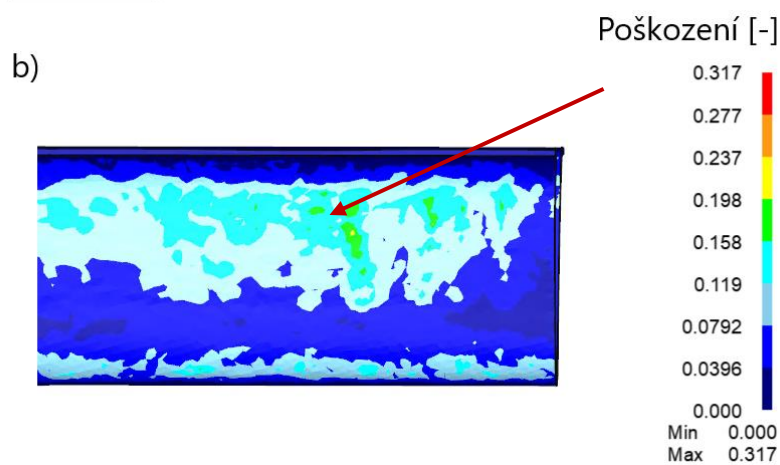
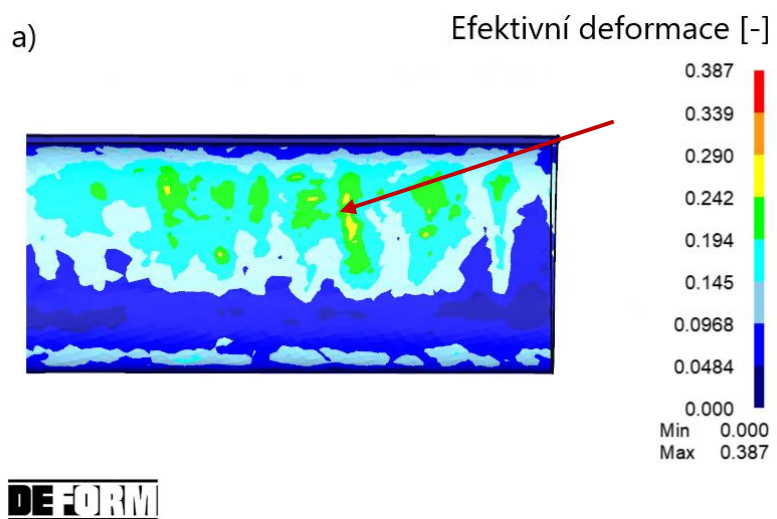
Graf 9-4: Stopování teplotních bodů P1÷P3 z oblasti maximálních napětí

Efektivní deformace a poškození

Pro lepší představu o stavu materiálu v nejvíce namáhaných oblastech byly analyzovány i další deformační charakteristiky. První touto charakteristikou byla efektivní deformace, jejíž rozložení lze vidět na obrázku Obr. 9-5. Obrázek ukazuje, ve kterých oblastech objemu plechu docházelo k největším deformacím v průběhu tažení. Lze pozorovat, že i zde dochází k výskytu větších deformací ve stejné oblasti, která vykazovala výskyt zvýšeného napětí. Ovšem, jak lze pozorovat na dalším obrázku Obr. 9-6 maximální hodnoty deformace stejně tak jako poškození jsou zachyceny na vnějších plochách bočních stěn u ohřívání oblasti výtažku, kde je průběh plastické deformace snazší z důvodu vyšší teploty oproti části chlazené. Poškození představuje interní charakteristiku programu DEFORM, která je vhodná pro posuzování tvárného porušení materiálu při jeho zatěžování [35]. Vzhledem k tomu, že dochází k tažení za tepla, je tato charakteristika vhodná, jelikož lze předpokládat, že případné porušení materiálu bude vykazovat tvárný charakter z důvodu zvýšených plastických vlastností při takto vysokých teplotách.

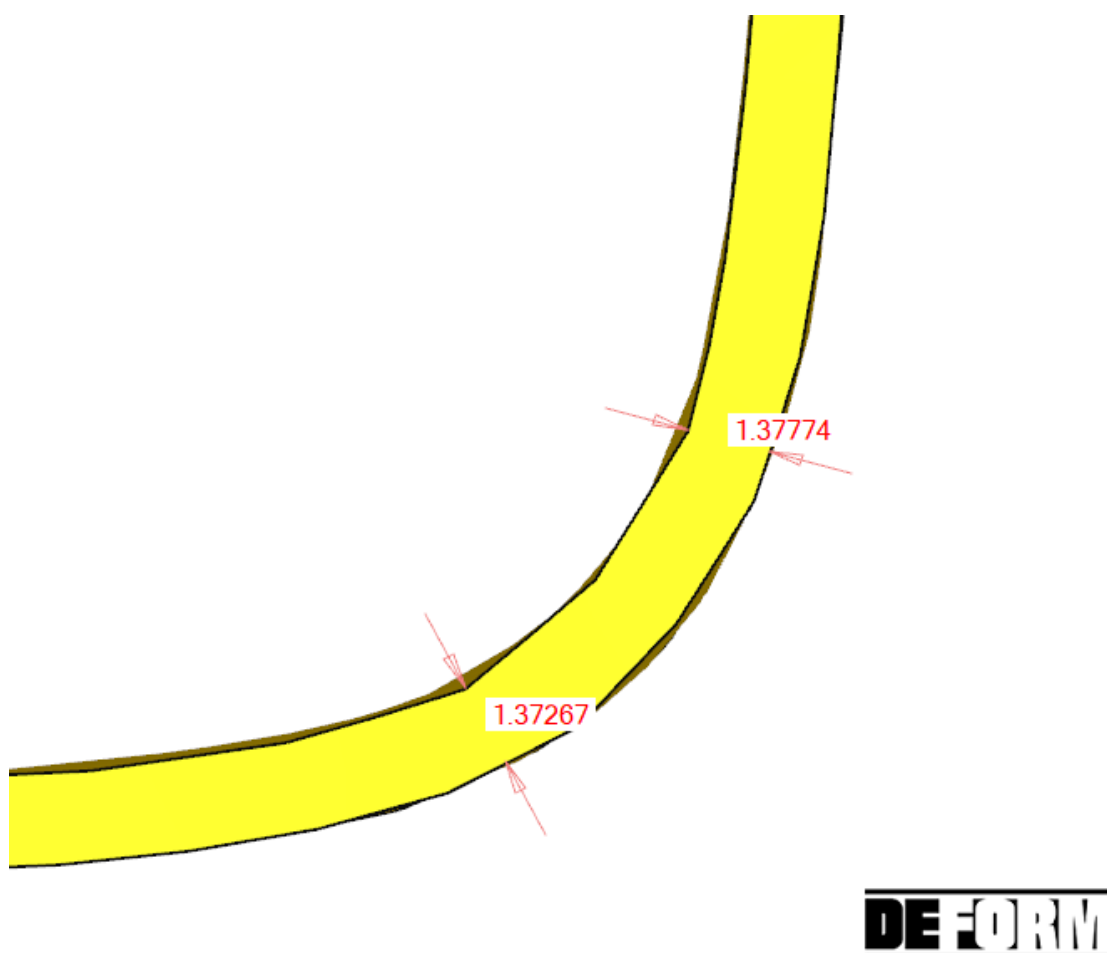


Obr. 9-5: Rozložení efektivní deformace v objemu plechu



Obr. 9-6: Rozložení (a) efektivní deformace a (b) poškození v objemu plechu při pohledu na vnější plochy ohříváné části

Na obrázku níže (Obr. 9-7) je zachycen detail kritické oblasti v řezu. Z obrázku je patrné, že došlo k místnímu zúžení plechu v malé oblasti kruhového charakteru a tím k vytvoření vady důlkovité povahy. Jedná se o ztenčení stěny na hodnotu 1,37 mm z původních 1,5 mm (8,7 %). Z tohoto ztenčení lze usoudit, že došlo k počátku tvorby vady, která by mohla být v praxi důvodem k vyřazení takového výrobku v případě většího rozšíření (například při tažení větší hloubky). Na základě rozhovoru s Martinem Hradilem, technologem společnosti S.N.O.P. CZ a.s. Klášterec nad Ohří, bylo zjištěno, že v praxi je obvykle povolené ztenčení až 20 % z původní tloušťky. Tato hodnota ovšem platí jako interní předpis pro zmíněnou společnost na základě požadavků konkrétního zákazníka z oblasti automobilového průmyslu, a nelze ji tedy brát jako obecně platný předpis pro jiné aplikace [34, 36].

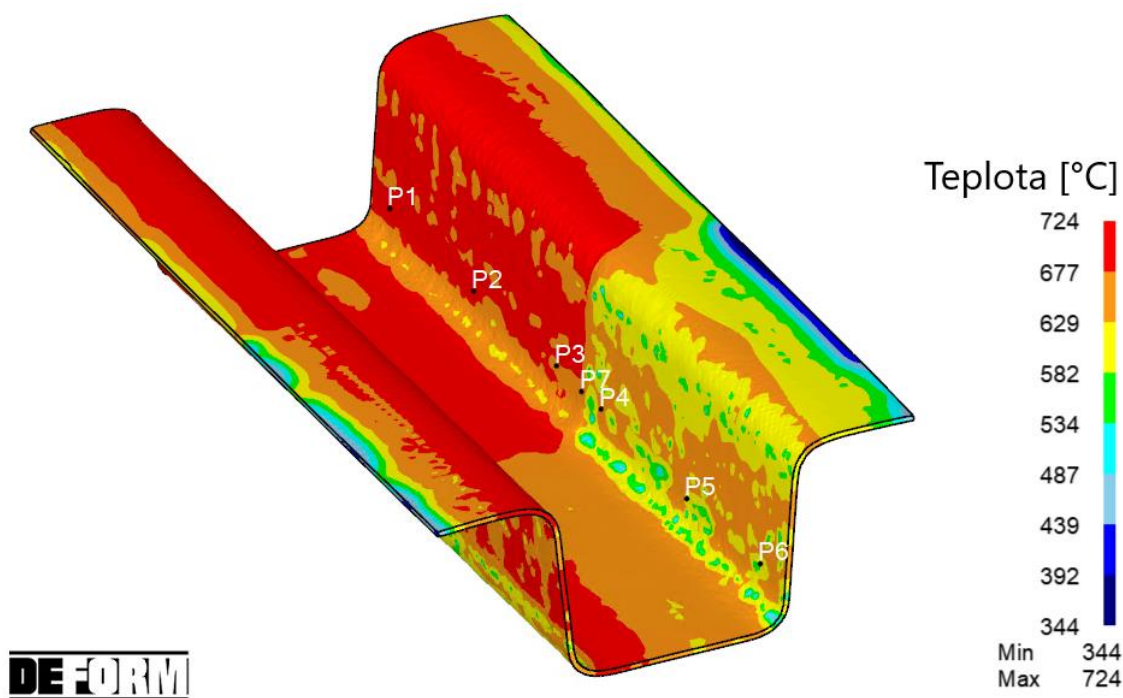


Obr. 9-7: Řez kritickou oblastí

9.2.2 Model tepelného zpracování

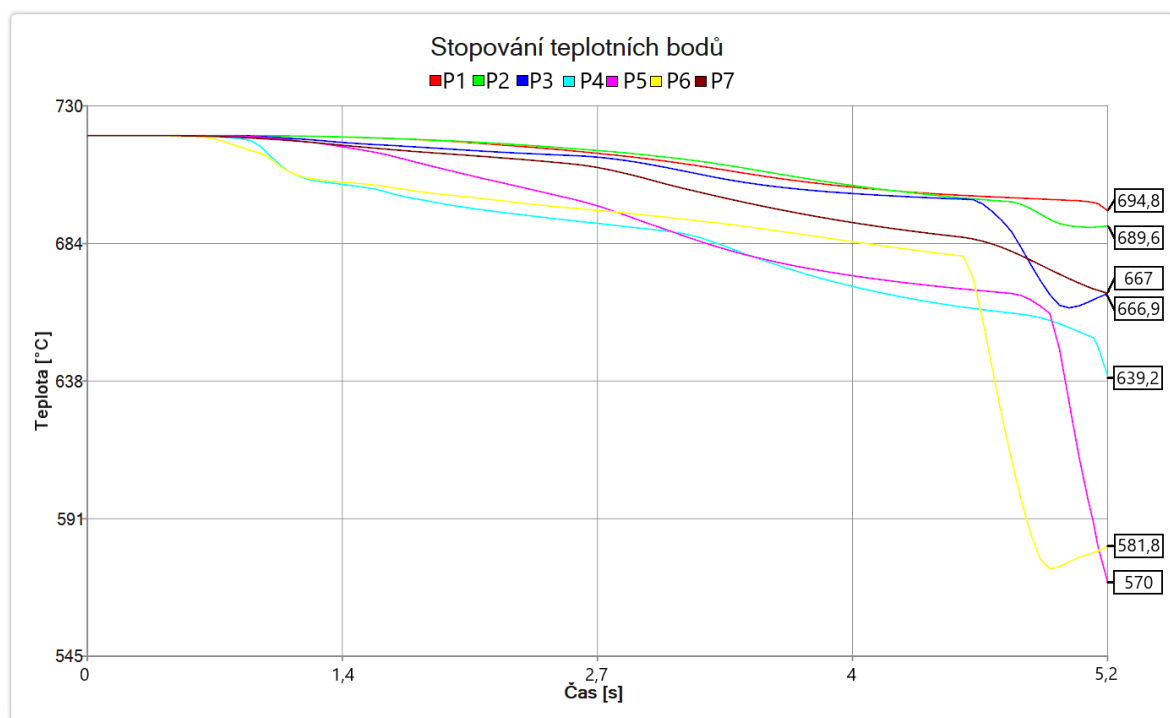
Numerický model tepelného zpracování slouží zejména jako první stupeň ověření, zdali bude nástroj schopen nejenom tvarování plechu, ale i požadovaného tepelného zpracování. Jak bylo řečeno v úvodu podstatou tepelného zpracování pomocí popsaného experimentálního nástroje je vytvoření martenzitické struktury na chlazené části plechu, a naopak zamezení martenzitického kalení na části ohříváné.

Na obrázku níže (Obr. 9-8) lze vidět rozložení teplot v objemu plechového výtažku v okamžiku, kdy nástroj vykonal pohyb v celém rozsahu svého zdvihu (51,5 mm). Po konci tažení dosahovala teplota tedy rozmezí 344÷724 °C. Z obrázku je patrný vliv obou polovin nástroje na teplotu plechového výtažku v příslušných oblastech. Zatímco polovina zpracovávaná ohřívanou částí nevykazovala prudký pokles, druhá polovina, která byla zpracována polovinou chlazenou, ano. Rozdíly jsou patrné i z diagramu (Graf 9-5), na němž byly stopovány teplotní body pro obě poloviny výtažku (P1÷P7).



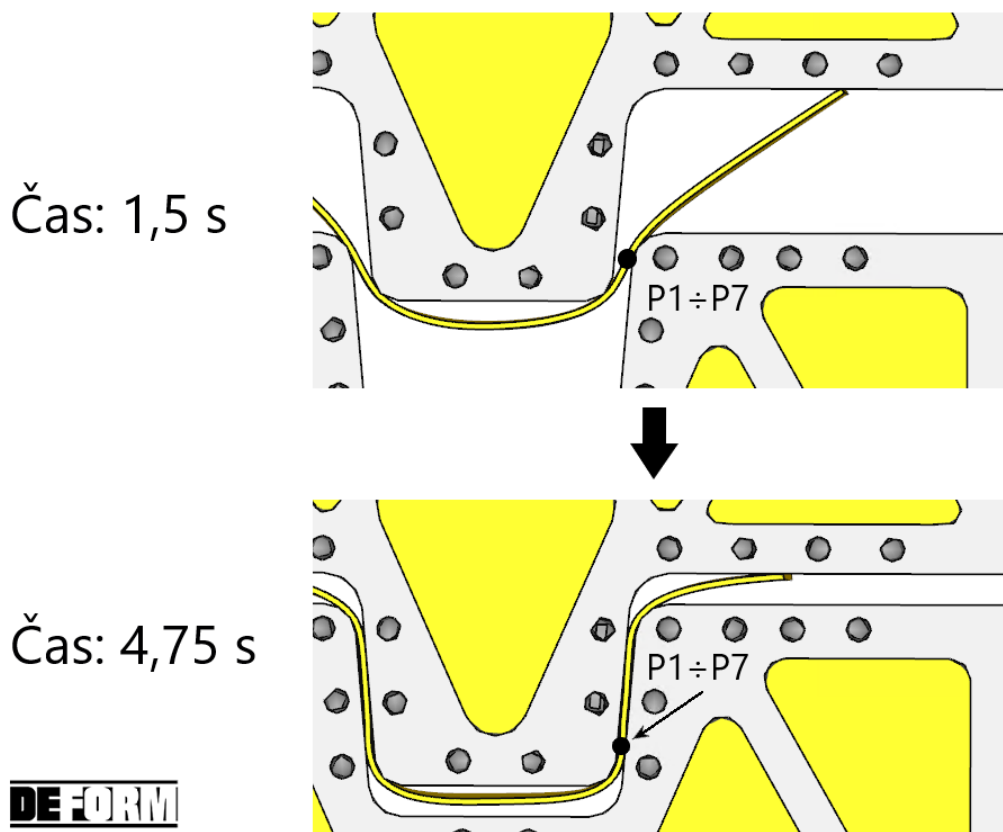
Obr. 9-8: Rozložení teploty v objemu plechového výtažku po tažení

Graf 9-5 zachycuje průběh teplot v čase po 5,15 sekund dlouhé operaci tažení pro body P1÷P7 (Obr. 9-8). Lze vidět, že body P4, P5 a P6, které se nacházejí na chlazené polovině, byly chlazeny podstatně rychleji a dosáhly výsledných teplot 639,2 °C (P4); 570 °C (P5) a 581,8 °C (P6). Oproti tomu body na ohřívané polovině dosáhly konečných teplot 694,8 °C (P1); 689,6 °C (P2) a 667 °C (P3). Posledním bodem je bod P7, který byl umístěn do přechodné oblasti mezi oběma polovinami. Tento bod vykazoval výslednou teplotu 666,9 °C. Lze tedy pozorovat, že tepelné zpracování obou polovin započalo již v průběhu samotného tažení.



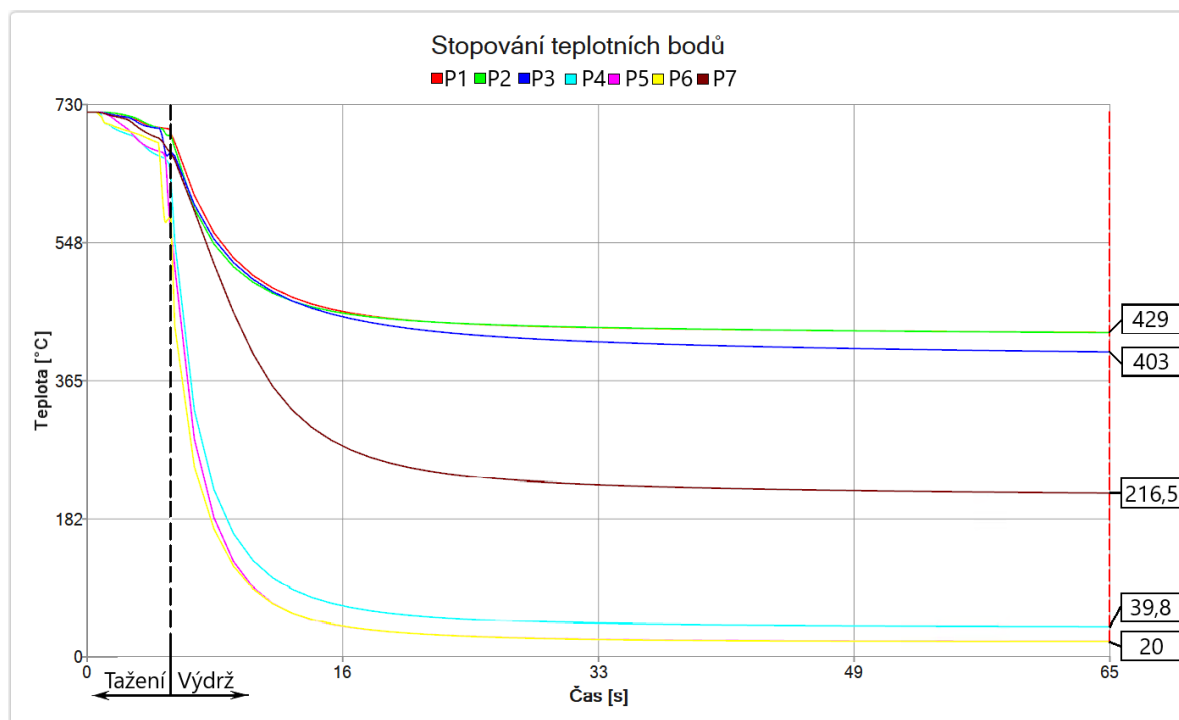
Graf 9-5: Stopování teplotních bodů P1÷P7 v průběhu tažné operace

Z grafu lze také vidět, že body P4, P5 a P6 chladly rychleji již od počátku procesu. Ovšem k výraznému poklesu došlo až v konečné části tažení (přibližně v čase 4,75 sekund). Tento jev byl způsoben tím, že zpočátku nebyly zvolené body v dobrém kontaktu s plochami nástroje, ale ke konci procesu již ano. Kontakt zmíněných bodů s plochami nástroje lze vidět na obrázku Obr. 9-9.



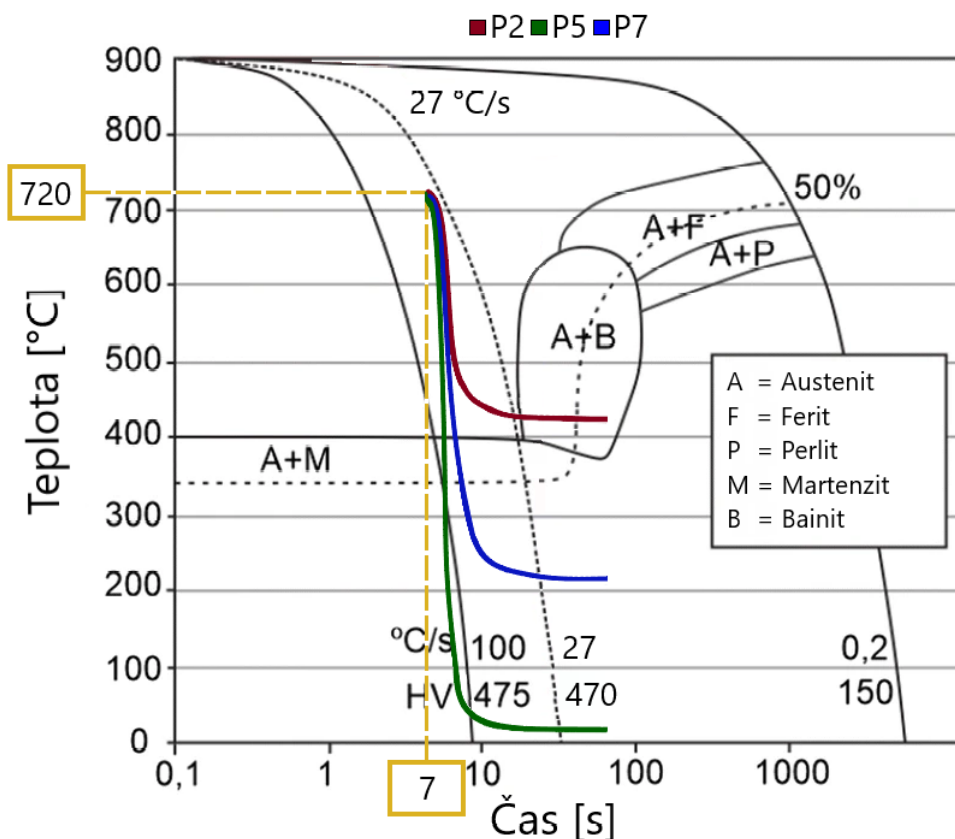
Obr. 9-9: Kontakt zvolených bodů plechu s plochami nástroje

Jak bylo uvedeno v tabulce výše (Tab. 9-1) tažení bylo následováno 60 sekund dlouhou výdrží uzavřeného nástroje za účelem chlazení jedné poloviny tak, aby došlo k jejímu martenzitickému zakalení, a ohřevu druhé poloviny tak, aby zde k tomuto kalení nedošlo. Průběh teplot během tažení a následné výdrže pro stejné body P1÷P7 představuje Graf 9-6. Na grafu je znatelný pokles teplot u bodů představující chlazenou polovinu (P4÷P6) od okamžiku počátku chladicí etapy až na výsledné hodnoty 20÷39,8 °C. Naopak u bodů, které představovaly polovinu ohřivanou (P1÷P3), lze vidět plynulé ustálení teploty na konečné hodnoty 403÷429 °C. Bod P7 z přechodné oblasti pak dosáhl ustálení teploty na hodnotě 216,5 °C.



Graf 9-6: Průběh teplot bodů P1-P7 během tažení a výdrže

Pro představu o výsledném složení struktury v jednotlivých částech plechu ještě před provedením experimentu, byly tyto křivky použity v diagramu anizotermického rozpadu austenitu (ARA, CCT) oceli 22MnB5 (DIN 1.5528) [37]. Z důvodu vyšší přehlednosti byly zvoleny pouze tři body, které zastupují jednotlivé části – bod P2 pro ohřívanou část, P5 pro část chlazenou a P7 pro přechodnou oblast. Z diagramu Graf 9-7, lze pozorovat, že na základě numerického modelu lze předpokládat výslednou strukturu chlazené části plechu tvořenou martenzitem s očekávanou tvrdostí pohybující se v blízkosti hodnoty 470 HV. Křivka bodu P2 z oblasti ohřívání naznačuje vznik struktury bainitické – konkrétně lze očekávat vznik struktury dolního bainitu. Křivka bodu P7 z přechodné oblasti pak naznačuje vznik martenzitické struktury, ovšem v případě zvolení bodu bližšího ohřívání části lze předpokládat výskyt bainitické fáze společně s martenzitickou.

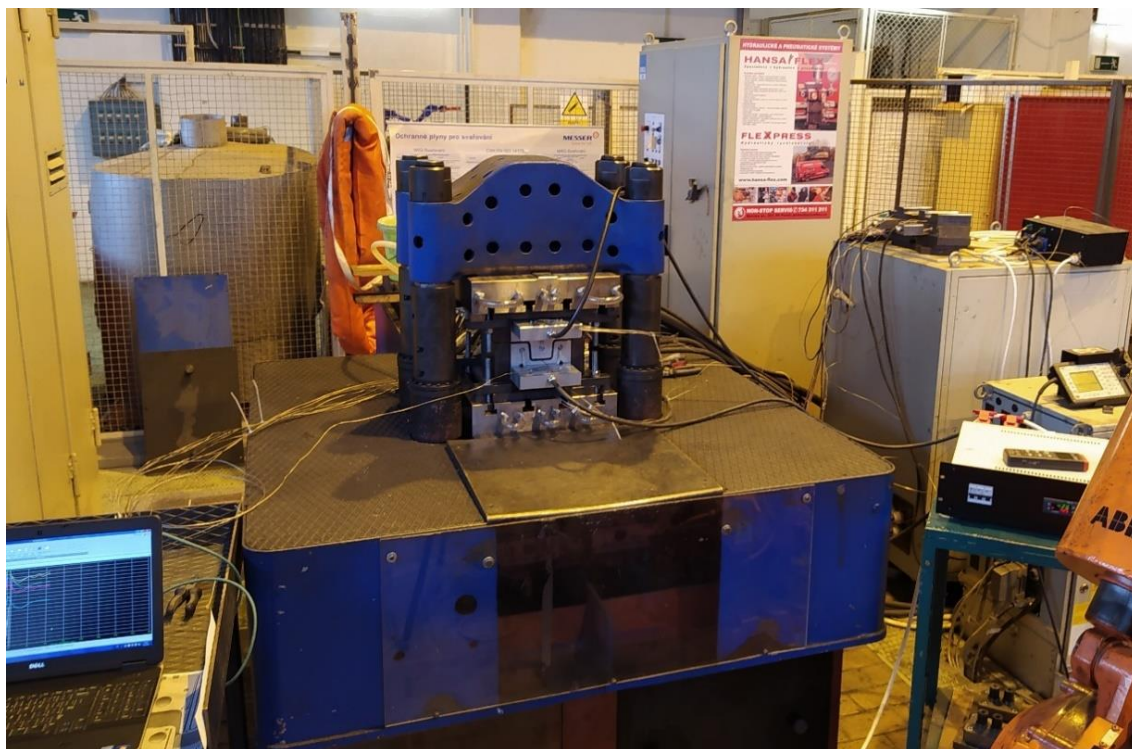


Graf 9-7: ARA diagram pro ocel 22MnB5 (DIN 1.5528) s vloženými křivkami chladnutí bodů P2, P5 a P7 [37]

10 Výsledky z experimentálního zpracování vzorků

Experimentální program spočíval ve zpracování plechových vzorků z oceli 22MnB5 (DIN 1.5528) pomocí navržené tažné sestavy. Program sestával z několika po sobě jdoucích kroků, jimiž byly – sestavení nástroje, náhrev ohřívané části nástroje a následné tažení připravených polotovarů.

Kompletně sestavený nástroj připevněný na experimentální kovací lis CKW 6000 lze vidět na obrázku Obr. 10-1. Průběh jeho náhřevu byl zaznamenáván pomocí dvou termočlánků uvnitř nástroje připojených ke zdroji (Obr. 10-3), termokamerou (Obr. 10-2) a místně dotykovým pyrometrem.



Obr. 10-1: Sestava experimentálního nástroje v průběhu nábřevu



Obr. 10-2: Záznam nábřevu nástroje z termokamery

Teplota náhřevu nástroje byla zvolena na 425 °C. Účelem volby této teploty bylo zamezení ochlazení poloviny plechového výtažku pod teplotu M_s (411 °C [33]), a tím zamezení martenzitickému kalení v této oblasti. Numerická simulace uvedeného procesu ukázala, že soustava sedmi topných patron by byla schopna vytopit nástroj do 30 minut na zvolenou teplotu. Během experimentu došlo k vytopení za velmi blízký čas a to 35 minut pomocí odporových topných patron, jejichž zdrojem byl zdroj s PID regulátory, který lze vidět na obrázku Obr. 10-3.



Obr. 10-3: Zdroj s PID regulátory použitý pro ohřev topných patron v nástroji

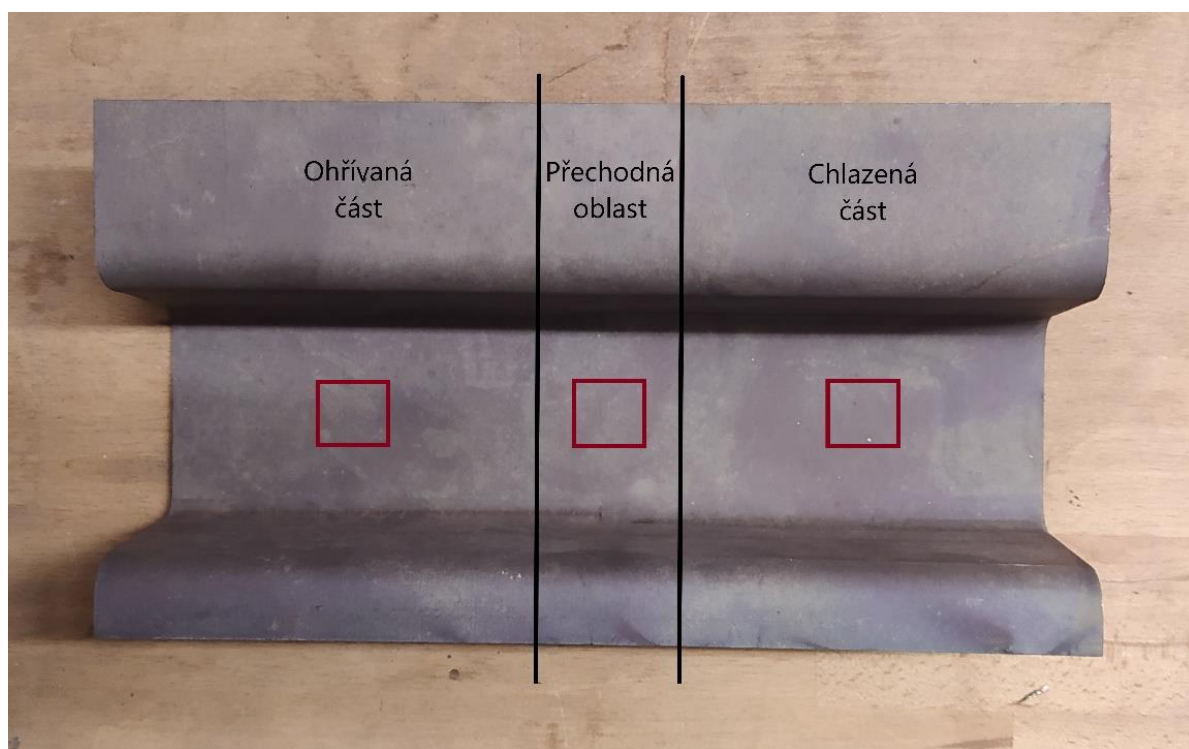
Následné tažení bylo provedeno pro pět plechových polotovarů z uvedené oceli při různých režimech ochlazování. Všechny vzorky byly ohřáty v peci na teplotu 950 °C s 15 minut dlouho výdrží na teplotě z důvodu homogenizace austenitické struktury. Teplota ohřevu pro tento materiál byla volena na základě poznatků z praxe a literatury, podobně jako v případě vstupních parametrů pro numerické simulace [16, 34].

Vzorky byly poté dopraveny do matrice nástroje, kde probíhalo tažení a chladící, resp. ohřívací výdrž. Čas výdrže se lišil pro každý vzorek tak, jak ukazuje tabulka Tab.10-1.

Tab. 10-1: Přehled teplotních režimů pro jednotlivé vzorky

Vzorek	Teplota austenitizace [° C]	Čas výdrže [s]
VZ-10S	950	10
VZ-70S	950	70
VZ-140S	950	140
VZ-210S	950	210
VZ-900S	950	900

Pro jmenované vzorky a vzorek vstupního materiálu označený VZ-VSM byly následně měřeny hodnoty tvrdosti a provedena metalografická analýza vzniklých struktur. Hodnoty tvrdosti stejně tak jako snímky pro metalografickou analýzu byly provedeny vždy pro každou část plechového výtažku, kde lze očekávat změnu vlastností (chlazená, ohřívána a přechodná oblast). K měření tvrdosti byla použita metoda Vickers se zatížením 10 kp (9,8 N – HV10) a pro každý vzorek bylo provedeno pět vtisků, z nichž byla stanovena průměrná hodnota s příslušnou směrodatnou odchylkou. Pro tvorbu snímků a metalografický rozbor byl použit přístroj Olympus GX 51. Místa odběru vzorků jsou patrná z obrázku Obr. 10-4.

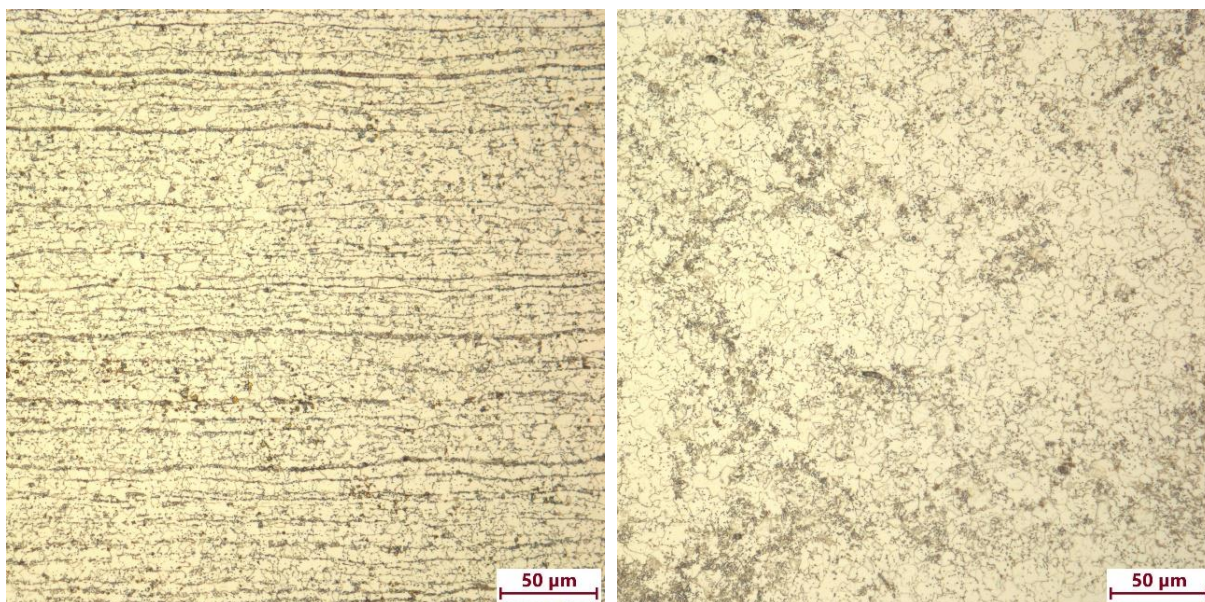


Obr. 10-4: Umístění odběru vzorků (červený obdélník)

10.1 Analýza zpracovaných vzorků

10.1.1 VZ-VSM

Materiál polotovarů byl dodán ve stavu válcovaných plechů o tloušťce 1,5 mm, které byly nařezány na požadovaný rozměr (viz Obr. 8-13). Na vzorku VZ-VSM zastupující tento stav materiálu byla zjištěna hodnota tvrdosti 181 ± 3 HV10. Na obrázku níže (Obr. 10-5) lze vidět snímky mikrostruktury zmíněného materiálu při zvětšení 500x ve směru šířky (vlevo) a tloušťky materiálu (vpravo). Na obou snímcích je viditelná jemná feriticko-perlitická struktura, zejména na levém obrázku je pak patrné výrazné protažení feritických zrn ve směru deformace od válcování, mezi nimiž lze pozorovat jemný globulární perlit.



Obr. 10-5: Mikrostruktura dodaného stavu oceli 22MnB5 (DIN 1.5528) při zvětšení 500x – výbrus ve směru šířky (vlevo) a ve směru tloušťky (vpravo)

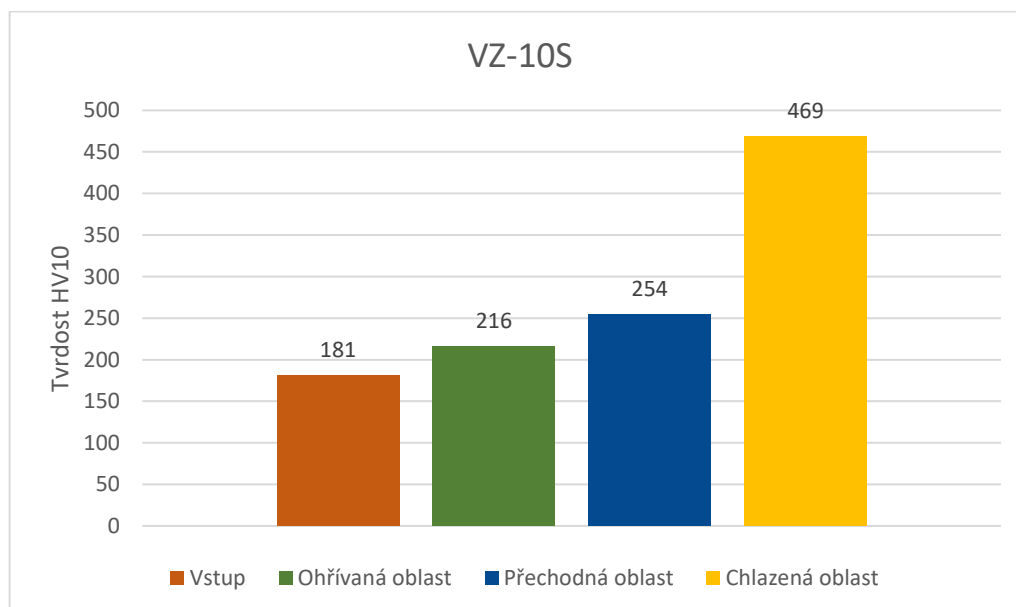
10.1.2 VZ-10S

U vzorku označeného VZ-10S chlazeného 10 sekund dlouho výdrží byly naměřeny následující hodnoty tvrdosti pro jednotlivé oblasti - Tab. 10-2.

Tab. 10-2: Naměřené hodnoty tvrdosti HV10 pro vzorek VZ-10S

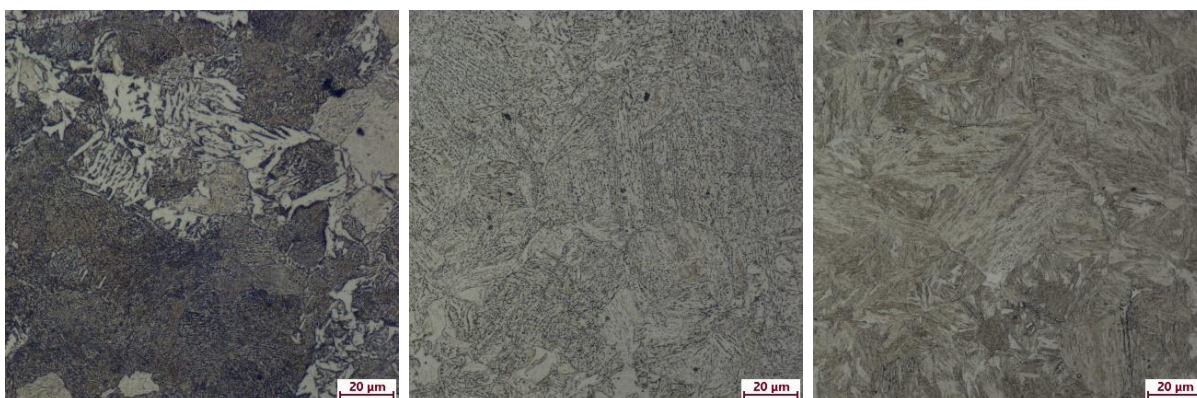
VZ-10S			
	Ohříváná oblast	Přechodná oblast	Chlazená oblast
Tvrdość HV10	216	254	469
Směrodatná odchylka	± 4	± 2	± 7

Na grafu níže (Graf 10-1) pak lze pozorovat vynesení hodnot do sloupcového grafu při porovnání s tvrdostí materiálu na vstupu. Z něj je lépe patrný poměrně výrazný nárůst tvrdosti, zejména co se týče chlazené oblasti, kde došlo k více než zdvojnásobení hodnoty, konkrétně na tvrdost 469 ± 7 HV10. Z grafu je dále patrný vzestupný trend hodnot tvrdosti ve směru od ohříváné oblasti k chlazené. V přechodné oblasti byla zjištěna tvrdost 254 ± 2 HV10. Zde tedy došlo ke 40 % nárůstu z původní hodnoty. Ohříváná oblast dosáhla tvrdosti 216 ± 4 HV10 (nárůst 20 %).



Graf 10-1: Porovnání tvrdosti vzorků VZ-VSM a VZ-10S

Z hodnot tvrdosti je zjevný účinek jednotlivých částí nástroje, který se projevil i při posudku mikrostruktur u výbrusů ze vzorku VZ-10S. Na obrázku Obr. 10-6 lze pozorovat výsledné struktury na snímcích ze světelného mikroskopu při zvětšení 1000x. Ohřívaná oblast vykazovala strukturní směs jemného perlitu a feritu. Z feritických oblastí je dobře patrná latkovitá morfologie po hranicích původních austenitických zrn. Na snímku přechodné oblasti pak lze pozorovat strukturu tvořenou převážně bainitem s místním výskytem feritické fáze. Konkrétně se jedná o horní bainit vzhledem k precipitaci karbidů na hranicích feritických latí. Poslední snímek zachycuje oblast chlazenou, kde bylo dosaženo téměř výhradně martenzitické struktury s občasným výskytem bainitu. Na snímku je také viditelná bílá oblast představující zbytkový austenit.



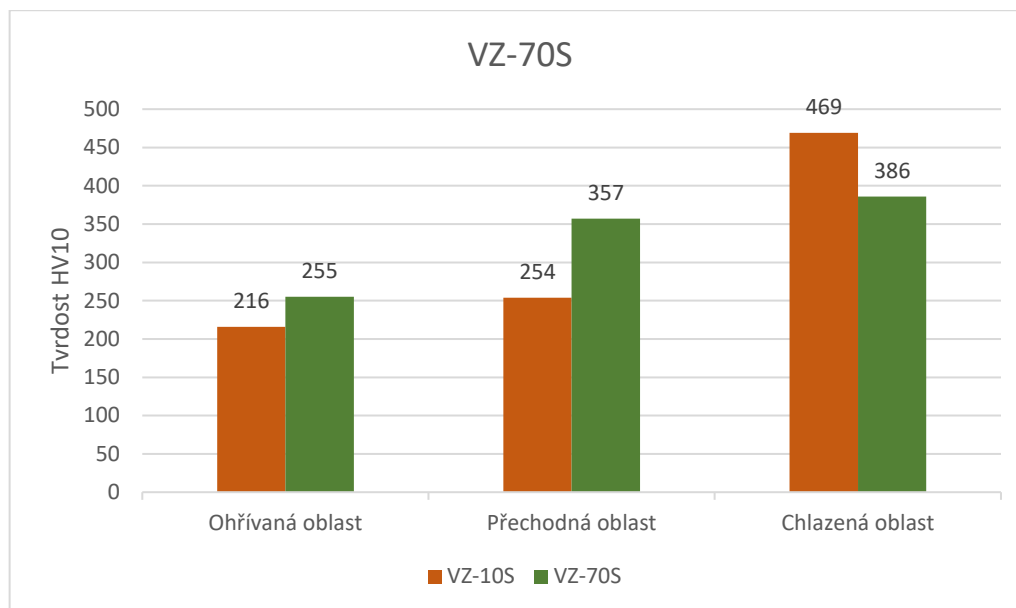
Obr. 10-6: Snímky mikrostruktury vzorku VZ-10S – oblasti: ohřívaná (vlevo), přechodná (uprostřed) a chlazená (vpravo)

10.1.3 VZ-70S

Hodnoty tvrdosti pro vzorek VZ-70S lze vidět v tabulce Tab. 10-3, porovnání s předešlým cyklem pak na grafu Graf 10-2.

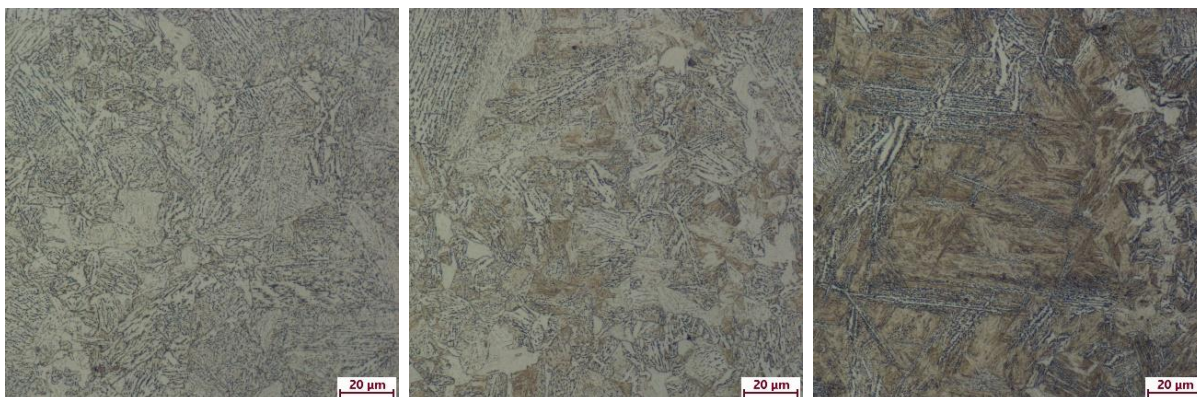
Tab. 10-3: Naměřené hodnoty tvrdosti HV10 pro vzorek VZ-70S

VZ-70S			
	Ohřívaná oblast	Přechodná oblast	Chlazená oblast
Tvrdost HV10	255	357	386
Směrodatná odchylka	± 2	± 12	± 6



Graf 10-2: Porovnání tvrdosti vzorků VZ-10S a VZ-70S

Z grafu Graf 10-2 je patrné, že s nárůstem času výdrže na 70 sekund došlo ke vzrůstu tvrdosti v ohříváné a přechodné oblasti. Ohříváná oblast dosáhla tvrdosti 255 ± 2 HV10, což činí 18 % vzrůst oproti prvnímu vzorku a 40 % vzrůst oproti dodanému stavu. Na přechodné oblasti byl zaznamenán výrazně větší nárůst v porovnání se vzorkem VZ-10S, a to na hodnotu 357 ± 12 HV10 (tedy o 40 %, a o 97 % oproti VZ-VSM). Chlazená oblast vzorku VZ-70S byla zpracována na tvrdost 386 ± 6 HV10, tedy na přibližně dvojnásobnou tvrdost oproti vstupnímu stavu. Ovšem je zde vidět pokles oproti VZ-10S o 21,5 %, který mohl být způsoben nedostatečným dosednutím nástroje k plechu a tedy i omezeným chladícím účinkem. Tomuto by nasvědčoval i fakt, že tvrdosti ve zbylých dvou oblastech jsou vyšší než u VZ-10S. Nedostatečný kontakt v ohříváné a přechodné oblasti mohl způsobit naopak rychlejší chlazení, než bylo třeba, a tedy i větší nárůst tvrdosti.



Obr. 10-7: Snímky mikrostruktury vzorku VZ-70S – oblasti: ohřivaná (vlevo), přechodná (uprostřed) a chlazená (vpravo)

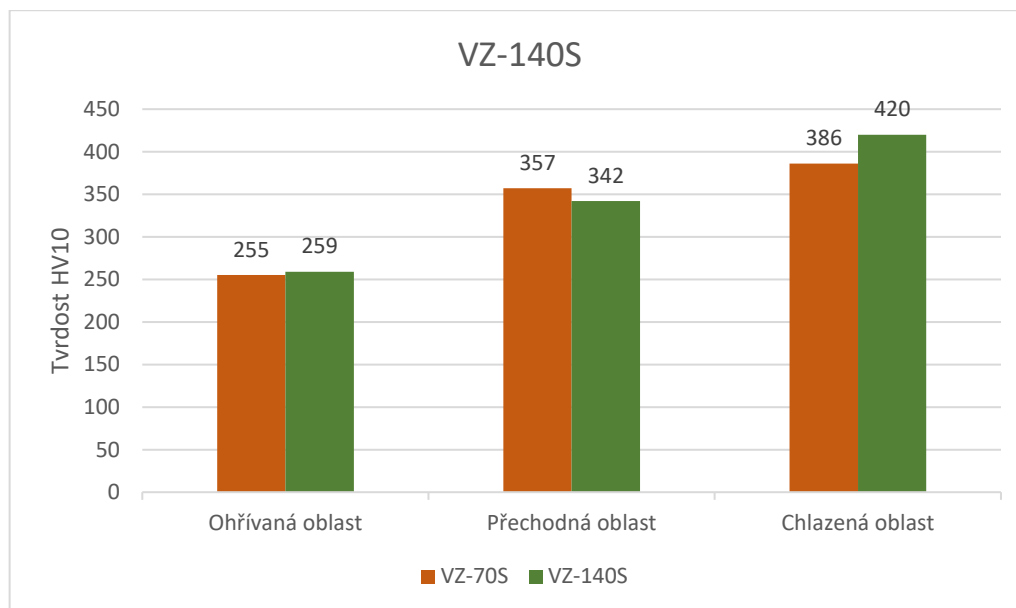
Ze snímků mikrostruktur na obrázku Obr. 10-7 jsou patrné rozdíly ve struktuře jednotlivých oblastí v porovnání s VZ-10S. Na ohřivané oblasti nedošlo ke vzniku feritické fáze, ale pouze ke vzniku směsi horního a dolního bainitu. Přechodná oblast, která zde dosáhla výrazně vyšší tvrdosti než u předchozího vzorku, vykazovala přítomnost převážně bainitické fáze s místním výskytem martenzitu. Struktura chlazené oblasti pak přinesla objasnění poklesu tvrdosti oproti VZ-10S. Došlo zde ke vzniku opět martenzitické struktury, ovšem s místy tvořenými bainitickou fází se zastoupením horního i dolního bainitu.

10.1.4 VZ-140S

VZ-140S podstoupil dvojnásobně dlouhou výdrž oproti předchozímu vzorku. Hodnoty tvrdosti s příslušnými odchylkami lze vidět v tabulce Tab. 10-4 a grafické porovnání se vzorkem VZ-70S pak na grafu Graf 10-3.

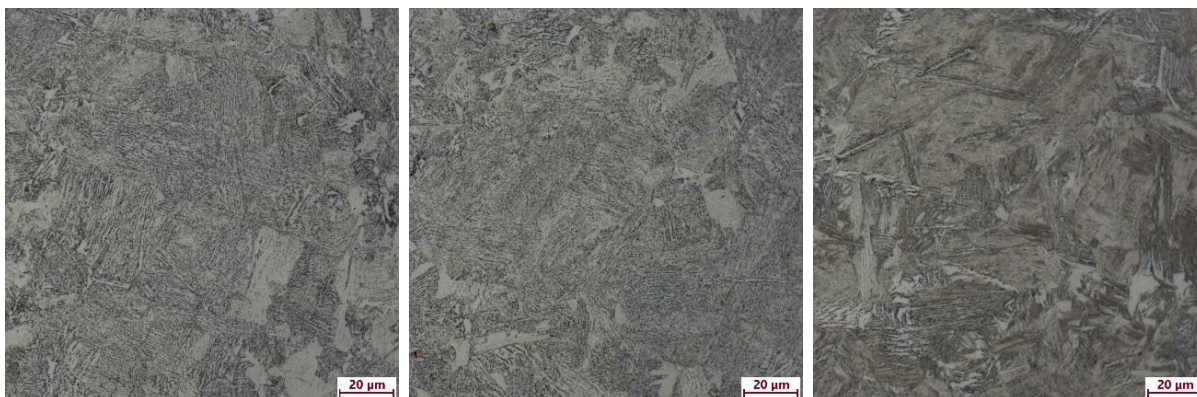
Tab. 10-4: Naměřené hodnoty tvrdosti HV10 pro vzorek VZ-140S

VZ-140S			
	Ohřivaná oblast	Přechodná oblast	Chlazená oblast
Tvrdost HV10	259	342	420
Směrodatná odchylka	± 4	± 8	± 3



Graf 10-3: Porovnání tvrdosti vzorků VZ-70S a VZ-140S

Při dvojnásobném času výdrže lze pozorovat, že výsledná tvrdost u ohříváné části o hodnotě 259 ± 4 HV10 neprokázala výraznou změnu oproti vzorku VZ-70S (pouze 1,5 %), ovšem při porovnání se vstupním materiálem je nárůst opět patrný, a to 43 %. Nepatrně větší rozdíl je vidět z přechodné oblasti, kde tvrdost dosáhla 342 ± 8 HV10, čímž došlo ke 4 % poklesu oproti vzorku VZ-70S a 89 % vzrůstu oproti VZ-VSM. Na chlazené části byla naměřena hodnota 420 ± 3 HV10. Zde došlo tedy k vzrůstu o 9 % při delší časové prodlevě (až o 132 % více než VZ-VSM). Z výsledků VZ-140S je více patrný rostoucí trend ve směru od ohříváné části k chlazené, podobně jako u prvního vzorku VZ-10S. Tento fakt tedy také přispívá k úvaze o nedostatečném kontaktu nástroje s plechem při zpracování předešlého vzorku VZ-70S.



Obr. 10-8: Snímky mikrostruktury vzorku VZ-140S – oblasti: ohříváná (vlevo), přechodná (uprostřed) a chlazená (vpravo)

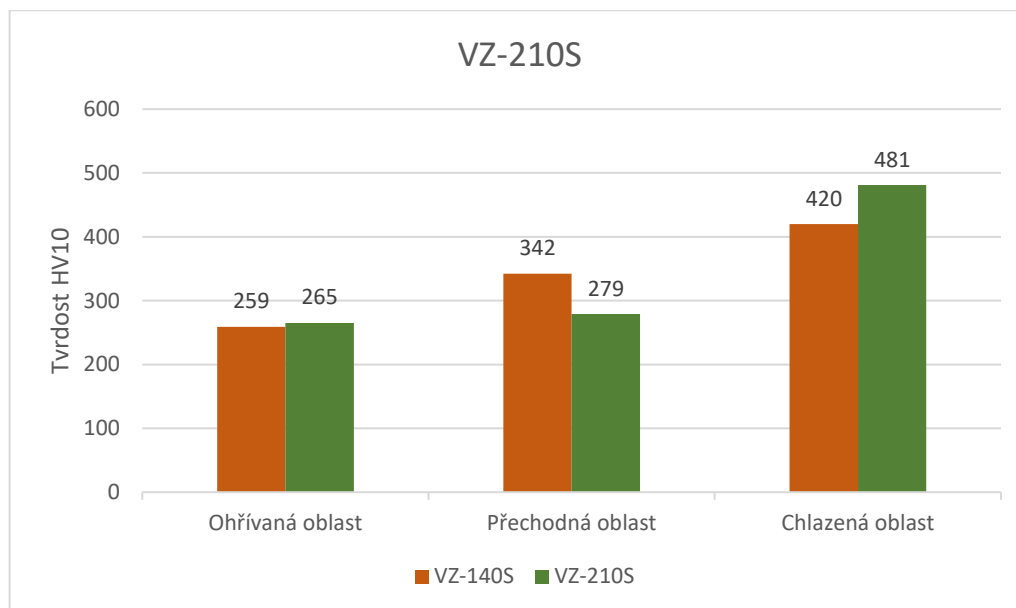
Obr. 10-8 zachycující mikrostruktury sledovaných oblastí ukázal, že ohříváná oblast u vzorku VZ-140S byla tvořena bainitickou fází a podobně jako v předchozím případě převažoval výskyt horního bainitu. Oproti tomu na snímku přechodné oblasti nebyl zaznamenán martenzit, a struktura byla tedy tvořena pouze bainitem s velmi jemnou morfologií. Z posledního snímku, zachycujícího strukturu chlazené oblasti, je patrná martenzitická struktura s místním výskytem bainitické fáze s menším zastoupením než u vzorku VZ-70S.

10.1.5 VZ-210S

Naměřené hodnoty pro vzorek VZ-210S lze vidět v tabulce Tab.10-5 a na grafu Graf 10-4, kde je zobrazeno opět porovnání s předchozím vzorkem.

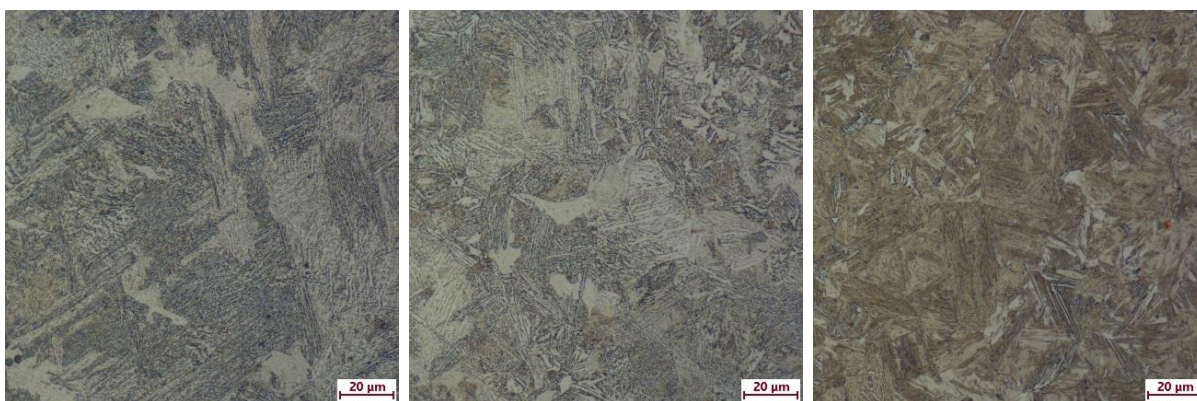
Tab. 10-5: Naměřené hodnoty tvrdosti HV10 pro vzorek VZ-210S

VZ-210S			
	Ohříváná oblast	Přechodná oblast	Chlazená oblast
Tvrđost HV10	265	279	481
Směrodatná odchylka	± 5	± 2	± 7



Graf 10-4: Porovnání tvrdosti vzorků VZ-140S a VZ-210S

Vlivem 210 sekund dlouhé výdrže došlo k tepelnému zpracování ohřívané oblasti na výslednou tvrdost 265 ± 5 HV10. Tato hodnota činí pouze 2 % nárůst oproti VZ-140S a 46 % oproti VZ-VSM. Jak lze dále vidět v tabulce Tab.10-5 v přechodné oblasti byla naměřena tvrdost 279 ± 2 HV10, došlo tedy téměř k 23 % poklesu tvrdosti oproti výdrži 140 sekund (zároveň k nárůstu 54 % oproti dodanému stavu). Chlazená oblast tohoto vzorku dosáhla tvrdosti 481 ± 7 HV10, čímž tvrdost vzrostla o téměř 15 % oproti VZ-140S a o 166 % oproti vstupnímu stavu. Tato hodnota byla zároveň nejvyšší naměřenou hodnotou tvrdosti u zpracovaných vzorků.



Obr. 10-9: Snímky mikrostruktury vzorku VZ-210S – oblasti: ohřívaná (vlevo), přechodná (uprostřed) a chlazená (vpravo)

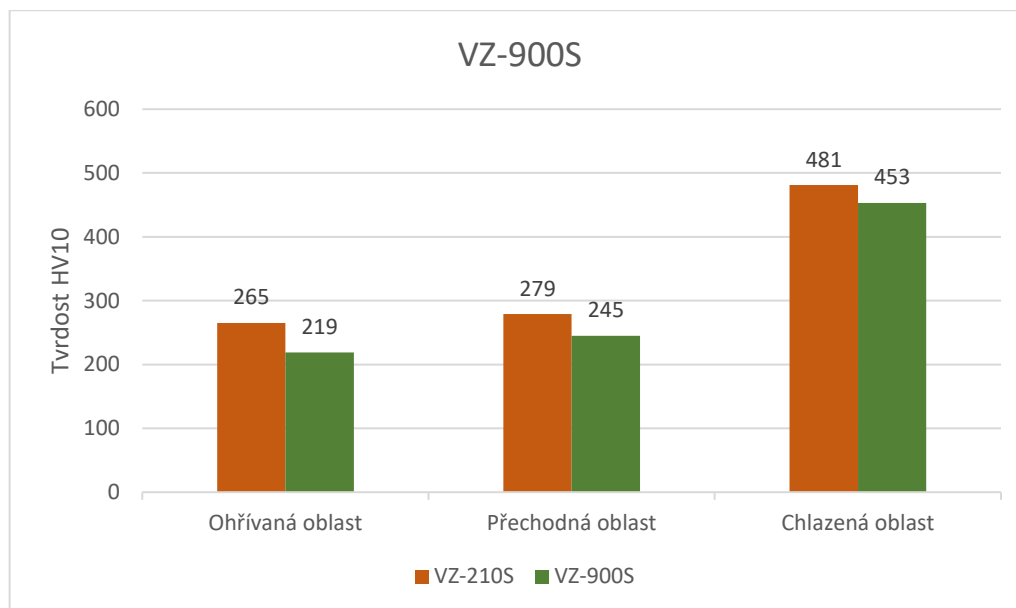
Struktura ohřívané oblasti vzorku VZ-210S byla tvořena směsí dolního a horního bainitu, jak zobrazuje obrázek výše (Obr. 10-9). Oproti vzorku VZ-140S je zde patrná jemnější morfologie bainitické fáze (jemnější latě bainitického feritu). Z obrázku je dále patrná struktura přechodné oblasti. Tato struktura byla tvořena bainitickou fází podobně jako u předešlého vzorku ovšem s vyšším podílem horního bainitu, což způsobilo snížení tvrdosti pro tuto oblast. Chlazená oblast po zpracování dosáhla převážně martenzitické struktury s velmi nízkým výskytem bainitické fáze.

10.1.6 VZ-900S

Posledním zpracovaným vzorkem byl vzorek VZ-900S s 900 sekund dlouhou výdrží. Hodnoty tvrdosti pro tento vzorek a porovnání se vzorkem VZ-210S jsou patrné z tabulky Tab. 10-6 a grafu Graf 10-5.

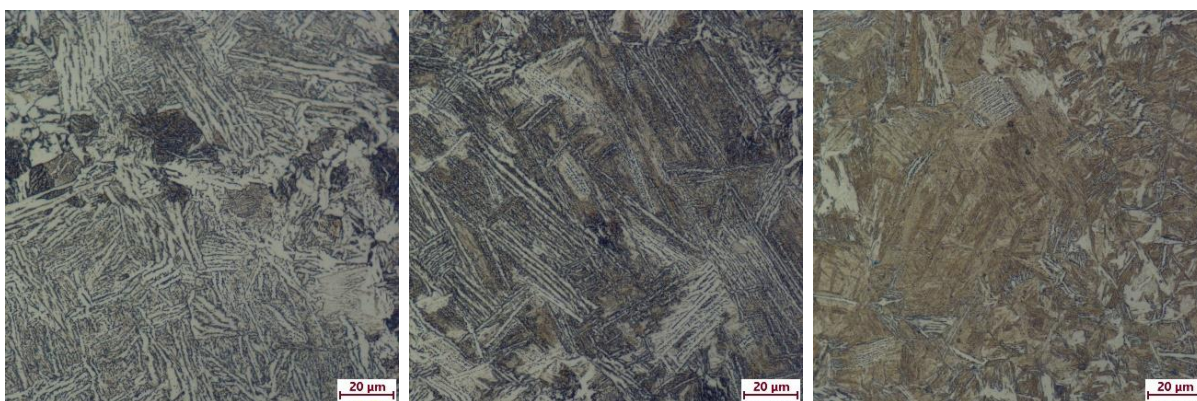
Tab. 10-6: Naměřené hodnoty tvrdosti HV10 pro vzorek VZ-900S

VZ-900S			
	Ohřívaná oblast	Přechodná oblast	Chlazená oblast
Tvrdost HV10	219	245	453
Směrodatná odchylka	± 2	± 2	± 1



Graf 10-5: Porovnání tvrdosti vzorků VZ-210S a VZ-900S

Je patrné, že při výrazně delším čase výdrže došlo k poklesu tvrdosti ve všech třech zkoumaných oblastech. Na ohřívání oblasti byla naměřena tvrdost 219 ± 2 HV10. Došlo tedy k poklesu o 21 % vůči předchozímu vzorku a zároveň nárůstu 21 % oproti vstupnímu stavu materiálu. Na přechodné oblasti pokles činil 14 %, a výsledná tvrdost zde tedy byla 245 ± 2 HV10. Z porovnání přechodné oblasti se vzorkem vstupního materiálu VZ-VSM je ovšem zjevný vzrůst o 35 %. Chlazená oblast vzorku VZ-900S dosáhla tvrdosti 453 ± 1 HV10, což činí opět pokles proti VZ-210S o 6 %, avšak výrazný nárůst oproti vstupnímu stavu a to o 150 %.

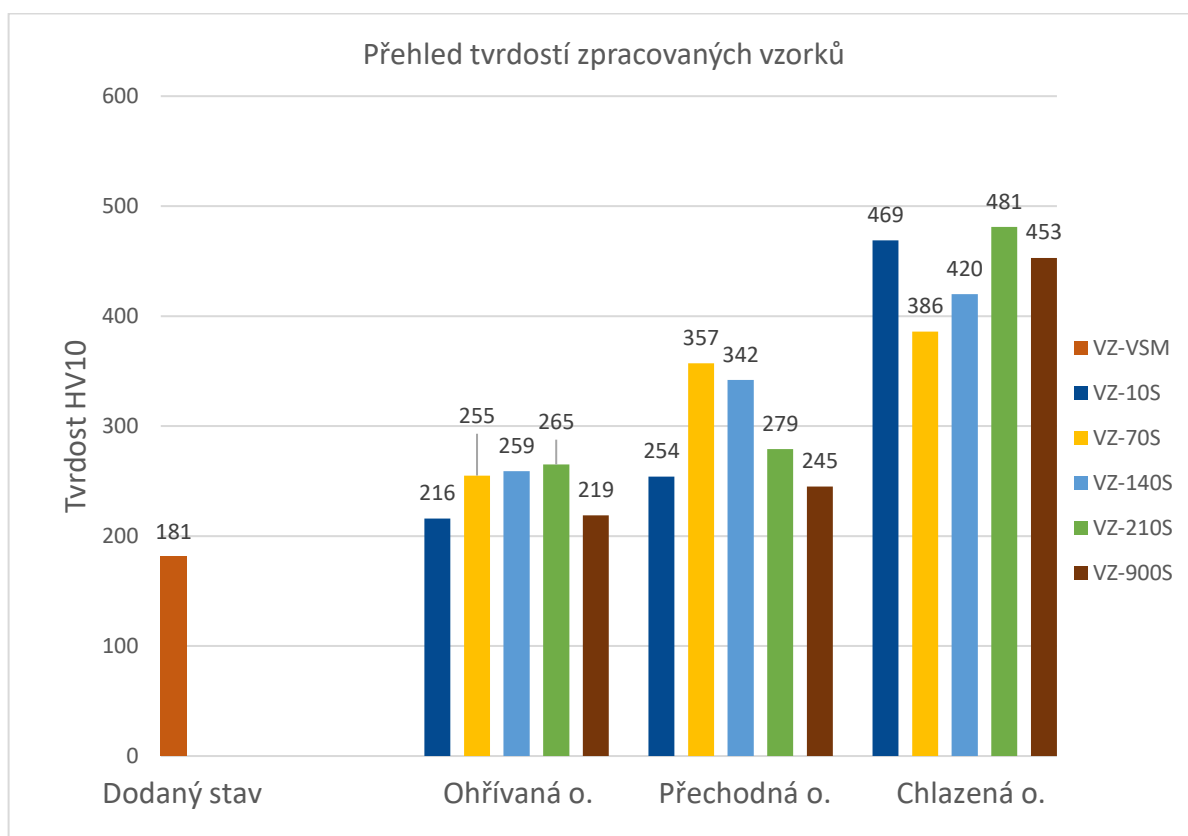


Obr. 10-10: Snímky mikrostruktury vzorku VZ-900S – oblasti: ohřívání (vlevo), přechodná (uprostřed) a chlazená (vpravo)

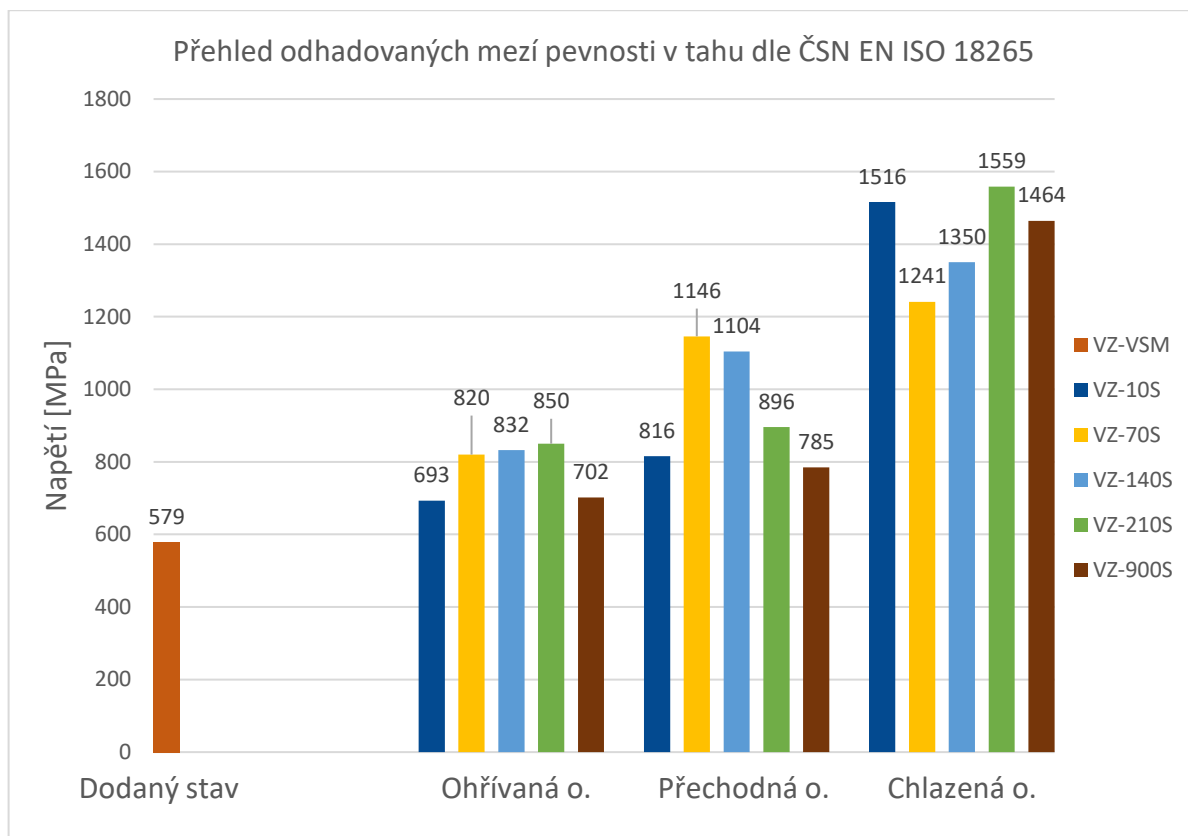
Snímky na obrázku Obr. 10-10 představují mikrostrukturu v jednotlivých oblastech dosaženou pomocí nejdelšího teplotního cyklu. Z prvního snímku je patrná mikrostruktura ohřívané části. Zde bylo dosaženo bainitické struktury také se zastoupením jemných perlitických oblastí. Druhý snímek představující přechodnou oblast vykazoval opět bainitickou strukturu s vyšším podílem dolního bainitu než u ohřívané oblasti. Poslední snímek zachycující mikrostrukturu chlazené oblasti prokázal přítomnost martenziticko-bainitické struktury s větším podílem bainitu než u VZ-210S. Na snímcích je také možné si všimnout poměrně hrubé morfologie jednotlivých strukturních fází v porovnání s kratšími cykly.

10.2 Přehled zjištěných parametrů

Na grafu Graf 10-6 lze vidět grafické porovnání naměřených tvrdostí pro jednotlivé vzorky. Pro vyšší návaznost na požadavky praxe byly tyto hodnoty převedeny na odhadovanou mez pevnosti v tahu daných oblastí vzorků dle normy ČSN EN ISO 18265 [38]. Přehled odhadovaných mezí pevnosti v tahu lze vidět na grafu Graf 10-7.



Graf 10-6: Přehled naměřených tvrdostí na zpracovaných vzorcích



Graf 10-7: Přehled odhadovaných mezí pevnosti v tahu dle ČSN EN ISO 18265

Na základě stanoveného cíle diplomové práce bylo důležité zahrnout do požadavků na zpracování nejenom mechanické vlastnosti plechových výtažku, ale i čas zpracování. To zejména proto, že se jedná o technologii využívanou hlavně v automobilovém průmyslu s vysokými nároky na produktivitu procesů.

Z grafu Graf 10-6 lze pozorovat zjevný vzestupný trend v nárůstu tvrdosti ve směru od ohřivané oblasti k chlazené, který byl způsoben navrženým tepelným zpracováním pomocí z poloviny ohřivaného a z poloviny chlazeného tažného nástroje. Nejmenší zjištěnou tvrdostí byla tvrdost 216 ± 4 HV10 u ohřivané oblasti vzorku VZ-10S. U chlazené části VZ-10S došlo naopak k martenzitickému zakalení materiálu na tvrdost 469 ± 7 HV10. Odhadované meze pevnosti v tahu tohoto vzorku jsou 693 MPa pro ohřivanou a 1516 MPa pro chlazenou oblast. Při porovnání tohoto vzorku s technologií svařovaných polotovarů (Obr. 6.1) si lze povšimnout, že tyto hodnoty jsou velice blízké těm, kterých se dosahuje v praxi při výrobě B-sloupků pro automobily technologií svařovaných polotovarů. Zároveň se jedná o vzorek, který i svou dobou zpracování je nejbližší požadavkům praxe, jelikož chladicí výdrž zde trvala pouze 10 sekund. Z hlediska mechanických vlastností se jeví jako vyhovující také vzorky

VZ-210S a VZ-900S. U chlazené oblasti VZ-210S byla naměřena nejvyšší tvrdost z měřených vzorků 481 ± 7 HV10 s odhadovanou mezí pevnosti v tahu 1559 MPa, u ohřívané oblasti pak 265 ± 5 HV10 s odhadovanou mezí pevnosti v tahu 850 MPa. VZ 900S dosáhl tvrdosti 453 ± 1 HV10 (odhad. mez pevnosti v tahu 1464 MPa) u chlazené a 219 ± 2 HV10 (odhad. mez pevnosti v tahu 702 MPa) u ohřívané oblasti. Z hlediska časové náročnosti se ovšem jedná o poměrně výrazný skok ve výrobním čase dílu oproti prvnímu vzorku VZ-10S. U zbylých vzorků VZ-70S a VZ-140S jsou cykly kratší, ovšem byl zde pozorován přílišný nárůst mechanických vlastností zejména v přechodné oblasti a zároveň pokles hodnot v oblasti chlazené, kde jsou vysoké hodnoty požadované.

11 Diskuze výsledků

Podstatou praktické části diplomové práce bylo navržení sestavy nástroje pro tažení plechů technologií Hot stamping a jeho použití při návrhu tepelného zpracování plechů z vysokopevnostní oceli 22MnB5 (DIN 1.5528) pro dosažení heterogenní struktury materiálu jako náhradu za proces přípravy plechových svařovaných polotovarů (TWB).

Proces návrhu popsany v kapitole 8 představil tažnou sestavu o vnějších rozměrech 350x280x241,5 mm (DxŠxV) tvořenou tažníkem a tažnicí dělenými na ohřívanou a chlazenou polovinu s izolačními vložkami mezi nimi. Mimo zmíněné komponenty je sestava dále tvořena přípojovacími deskami sloužícími k upevnění na experimentální kovací lis CKW 6000 a šrouby M12 řady ISO 4762 a M6 řady ISO 2009. Celkový pracovní zdvih nástroje činí 51,5 mm a je uzpůsoben pro tažení otevřených omega profilů s bočními úkosy 5° pro plechové polotovary o rozměrech 240x210x1,5 mm (DxŠxT). Ohřívaná polovina nástroje obsahuje otvory pro soustavu sedmi topných patron (3 na tažníku a 4 na tažnici) pro náhřev nástroje. Chladicí systém u chlazené poloviny je pak tvořen soustavou čtrnácti kanálků (7 pro tažník a 7 pro tažnici) kruhového průřezu o průměru 6 mm, které prochází nástrojem po dráze protáhlého písmene „U“ do hloubky 117 mm. Vzhledem k tvarové složitosti chladicího systému byla k výrobě chlazené poloviny nástroje zvolena technologie 3D tisku kovů. Proto bylo provedeno hmotnostní odlehčení této části nástroje, které sloužilo zejména pro snížení náročnosti tisku z hlediska množství potřebného materiálu a z hlediska lepšího odvodu tepla z jádrových oblastí výtisku tak, aby při výrobě nevznikala velká napětí od teplotních gradientů v materiálu.

Po návrhu následovalo ověření schopnosti nástroje provést požadované tepelné zpracování pomocí numerických simulací v prostředí softwaru SFTC DEFORM v11.2.

Počáteční numerická simulace byla zaměřena na náhřev poloviny nástroje pomocí topných patron, z níž bylo zjištěno, že potřebný čas náhřevu na zvolenou teplotu (425°C) činil 30 min. Následující numerické simulace byly zaměřeny na deformační a napěťové charakteristiky plechového výtažku v průběhu tažení a na teplotní změny v materiálu při tažení a následné výdrži nástroje v sevření v dolní úvrati lisu. Vstupní parametry byly zvoleny na základě literatury a praktických poznatků využití technologie Hot stamping pro zpracování plechů z vysokopevnostních ocelí [16, 34]. Z výsledků numerických simulací byla patrná kritická oblast maxima napětí v oblasti ohybu polotovaru přes hranu tažnice u chlazené poloviny plechu, kde napětí dosáhlo hodnoty 974 MPa. Při detailním pohledu na tuto oblast bylo zjištěno místní zúžení plechu o 8,7 % tloušťky, tedy z původních 1,5 mm na 1,37 mm. Na základě informací z praxe bylo zjištěno, že dovolené ztenčení se řídí požadavky daného zákazníka a obvykle sahá až k poměrné hodnotě 20 % [34]. Na základě analýzy konkrétních bodů (Obr. 9-4, Graf 9-3 a Graf 9-4) této oblasti bylo zjištěno, že nárůst napětí byl způsoben zvýšením deformačního odporu materiálu při počátku účinku chladicího systému na materiál v konečné části pohybu nástroje. Z rozložení parametrů efektivní deformace a poškození v materiálu bylo dále zjištěno mírné otláčení povrchu plechového výtažku na vnějších bočních stěnách u ohřívané oblasti způsobené zřejmě vyšší teplotou materiálu v této části, a tedy i snazší deformací. Model tepelného zpracování ukázal, že po tažení byla teplota v materiálu rozložena v rozsahu 344÷724 °C, přičemž z obrázku Obr. 9-8 a grafu Graf 9-5 byly pozorovány patrné rozdíly mezi chlazenou a ohřívanou polovinou. Numerická simulace výdrže poté prokázala rozložení teplot 20÷39,8 °C u chlazené poloviny plechu a 403÷429 °C u poloviny ohřívané. Posledním výstupem z numerických simulací byl poté odhad výsledných struktur pro jednotlivé oblasti, kde na základě teplotních cyklů bylo usouzeno, že chlazená oblast bude tvořena martenzitickou fází, ohřívaná fází bainitickou a u přechodné oblasti lze očekávat výskyt obou zmíněných strukturních fází.

Poslední část diplomové práce se zabývala provedením reálného experimentu s popsaným nástrojem na sérii pěti vzorků z oceli 22MnB5 (DIN 1.5528) při různě dlouhých časech výdrže nástroje v sevření po tažení. Experimentální program započal náhřevem poloviny nástroje, který trval 35 minut, čímž byla prokázána poměrně vysoká přesnost numerické simulace, která predikovala potřebný čas 30 minut. Poté byly zpracovány připravené vzorky s časy výdrže 10, 70, 140, 210 a 900 sekund, které byly označeny dle dob výdrže jako VZ-10S, VZ-70S, VZ-140S, VZ-210S a VZ-900S. Na zmíněných vzorcích a vzorku vstupního

materiálu označeného VZ-VSM byla následně provedena analýza tvrdosti, mikrostruktur a odhad meze pevnosti v tahu dle normy ČSN EN ISO 18265 [38]. U vzorků, které podstoupily tepelné zpracování byla analýza provedena ve třech oblastech – ohřivané, přechodné a chlazené oblasti. Na materiálu ve stavu dodání (VZ-VSM) byla naměřena hodnota tvrdosti 181 ± 3 HV10 a zjištěna jemná feriticko-perlitická struktura s výrazným protažením feritických zrn ve směru deformace a globulární morfologií perlitu s odhadovanou mezí pevnosti v tahu 579 MPa. Ze vzorku VZ-10S byla zjištěna tvrdost ohřivané oblasti 216 ± 4 HV10. Struktura byla tvořena velmi jemným perlitem a feritem s latkovitou morfologií, který byl vyloučen po hranicích původních austenitických zrn. Mez pevnosti v tahu byla dle normy odhadnuta na 693 MPa. Přechodná oblast dosáhla tvrdosti 254 ± 2 HV10 a vykazovala bainiticko-feritickou strukturu s odhadovanou mezí pevnosti v tahu 816 MPa. Na chlazené oblasti byla naměřena tvrdost 469 ± 7 HV10 a určena odhadovaná mez pevnosti v tahu 1516 MPa, přičemž struktura byla tvořena martenzitickou fází s občasným výskytem bainitu. Delší doba výdrže u vzorku VZ-70S způsobila nárůst tvrdosti v ohřivané oblasti na 255 ± 2 HV10 a vznik bainitické struktury s odhadovanou mezí pevnosti v tahu 820 MPa. Oblast přechodu pak dosáhla tvrdosti 357 ± 12 HV10, přičemž struktura byla tvořena bainitickou fází s místním výskytem martenzitu. Odhadovaná mez pevnosti v tahu byla určena na 1146 MPa. U chlazené oblasti byl zjištěn pokles tvrdosti na 386 ± 6 HV10 oproti kratšímu času výdrže. Tato oblast byla tvořena směsí martenzitu a bainitu a její odhadovaná mez pevnosti v tahu byla určena na 1241 MPa. Vzorek označený VZ 140S se 140 sekund dlouhou výdrží dosáhl tvrdosti ohřivané oblasti 259 ± 4 HV10. Struktura byla tvořena bainitem a její mez pevnosti v tahu byla odhadnuta na 832 MPa. Přechodná oblast s naměřenou tvrdostí 342 ± 8 HV10 a odhadovanou mezí pevnosti v tahu 1104 MPa vykazovala jemnou bainitickou strukturu. Na chlazené oblasti pak byla naměřena tvrdost 420 ± 3 HV10, odhadovaná mez pevnosti v tahu určena na 1350 MPa a zjištěna martenzitická struktura s místním výskytem bainitické fáze. Při výdrži dlouhé 210 sekund došlo u ohřivané oblasti vzorku VZ-210S k nárůstu tvrdosti na 265 ± 5 HV10. Byla zde zjištěna bainitická struktura a určena mez pevnosti v tahu 850 MPa. Oblast přechodu tohoto vzorku dosáhla tvrdosti 279 ± 2 HV10. V oblasti došlo k výskytu bainitické fáze, a dle tvrdosti byla určena odhadovaná mez pevnosti v tahu 896 MPa. Na chlazené oblasti byla naměřena maximální tvrdost z posuzovaných vzorků 481 ± 7 HV10, pro níž byla určena odhadovaná mez pevnosti v tahu 1559 MPa. Struktura zde byla tvořena martenzitem s velmi nízkým výskytem bainitické fáze. Poslední vzorek s označením VZ-900S, pro který byla stanovena doba výdrže 900 sekund, dosáhl tvrdosti ohřivané oblasti 219 ± 2 HV10, z čehož byla určena odhadovaná

mez pevnosti v tahu 702 MPa. Tato oblast vykazovala strukturu tvořenou bainitickou fází s mírným zastoupením perlitu. V oblasti přechodu tvrdost vzrostla na 245 ± 2 HV10 a struktura byla tvořena opět bainitem. Odhadovaná mez pevnosti v tahu zde byla určena na 785 MPa. U chlazené oblasti posledního vzorku byla naměřena tvrdost 453 ± 1 HV10 a určena odhadovaná mez pevnosti v tahu 1464 MPa. Struktura zde byla tvořena martenzitickou a bainitickou fází. Snímky mikrostruktur VZ-900S také ukázaly poměrně hrubší morfologii jednotlivých strukturních fází v porovnání se vzorky, které podstoupily kratší doby výdrže.

Na základě požadavku mechanických vlastností a přihlédnutí k nutnosti nízké časové náročnosti navržené technologie pro její úspěšné použití v automobilovém průmyslu jako náhradu za svařované plechové polotovary (TWB) byl stanoven jako nejvhodnější proces ten, který byl použitý pro první vzorek VZ-10S. Zde použitý cyklus zajistil dosažení mechanických vlastností blízkých požadavkům praxe (Obr. 6-1) a zároveň malou náročnost z hlediska času výroby daných dílů díky výdrži trvající pouze 10 sekund.

Odhadované meze pevnosti v tahu jednotlivých oblastí sloužily pouze pro názorné porovnání s hodnotami, kterých se dosahuje v praxi při použití svařovaných polotovarů. Pro přesnější posouzení by bylo třeba provést sérii tahových zkoušek u všech výše popsaných oblastí jednotlivých vzorků, jelikož odhad meze pevnosti v tahu dle normy ČSN EN ISO 18265 nemusí dosahovat vysoké přesnosti u heterogenních struktur, jakými jsou například přechodné oblasti u analyzovaných vzorků.

12 Závěr

Cílem diplomové práce byl návrh technologie tepelného zpracování plechů z vysokopevnostních ocelí skrze zpracování navrženým tažným nástrojem uzpůsobeným pro realizaci technologie Hot stamping.

Rešeršní část diplomové práce se zabývala rozбором konstrukčních hledisek z oblasti návrhu nástrojů pro tažení plechů a specifickými charakteristikami, které jsou potřeba u nástrojů pro tažení technologií Hot stamping. Rešerše pokračovala představením možnosti výroby tvářecích nástrojů pomocí technologie 3D tisku kovů. K závěru rešeršní části byly představeny materiály nástrojů a polotovarů, které jsou využívány při technologii Hot stamping. Tato část byla zakončena představením technologie svařovaných polotovarů, která slouží k přípravě polotovarů pro technologii Hot stamping a zajišťuje vznik heterogenních dílů díky kombinaci ocelí z různých typů vysokopevnostních a jiných druhů ocelí.

Praktická část představila konstrukční řešení experimentální tažné sestavy skládající se z ohřívané a chlazené části. Tento prvek sloužil k zajištění vzniku heterogenní struktury materiálu při zpracování polotovaru z konkrétního typu vysokopevnostní oceli, a to bez nutnosti svařovat více polotovarů. Navržená technologie tepelného zpracování za pomoci zmíněného nástroje byla následně ověřena numerickými simulacemi v prostředí programu SFCT DEFORM v11.2. Numerické simulace byly zaměřeny na posouzení schopnosti nástroje zpracovat daný polotovar bez porušení, destrukce, či větších deformací. Zároveň bylo sledováno, zdali nástroj dokáže provést požadované tepelné zpracování plechu v průběhu tažení a následné výdrže sevřeného nástroje v dolní úvratí. Na samotný závěr práce byl představen experimentální program, který sestával ze zpracování série vzorků z oceli 22MnB5 (DIN 1.5528) zmíněným nástrojem. Jednotlivá zpracování se lišila v časech prodlev sevřeného nástroje. Zpracované vzorky byly následně zkoumány z hlediska dosažených hodnot tvrdosti a vzniklých struktur pro jednotlivé oblasti vzorků, kde byly očekávány změny vlastností v závislosti na předchozím tepelném zpracování – tedy pro ohřívané, přechodné a chlazené oblasti jednotlivých vzorků. Z výsledků bylo patrné, že došlo k dosažení stanoveného cíle. Na vzorcích byly pozorovány výrazné rozdíly mechanických vlastností a struktur pro dané oblasti. Doporučení pro další výzkum této technologie je využití větší variace materiálů z oblasti automobilové karosérie a zejména zaměření vývoje na krátké časové prodlevy při zpracování tak, aby technologie byla vhodná pro automobilový průmysl z hlediska produktivity procesů.

Seznam použité literatury

- [1] WICK, Charles, BENEDICT, John T. a VEILLEUX, Raymond F. *TOOL AND MANUFACTURING ENGINEERS HANDBOOK: Forming*. 2. vyd. Dearborn: Society of Manufacturing Engineers (SME), 1984. ed 4. ISBN 0-87263-135-4.
- [2] SUCHY, Ivana. *Handbook of Die Design*. New York: TheMcGraw-Hill Companies, 2006. 2. ed. ISBN 0-07-146271-6.
- [3] FOREJT, Milan and PÍŠKA, Miroslav. *Teorie obrábění, tváření a nástroje*. Brno: Akademické nakladatelství CERM, s.r.o. Brno, 2006. ISBN 80-214-2374-9.
- [4] QIN, Siji et al. Electropermanent magnet blank holder technique in sheet metal deep drawing. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* [online]. 2020, **106**, 5497-5507 [cit. 2021-10-23]. ISSN 1433-3015. Dostupné z: <https://doi.org/10.1007/s00170-020-05001-w>
- [5] Totalmateria – The world's most comprehensive materials database. *SMF Sheet Metal Forming* [online]. Zurich: Key to Metals AG, 2017 [cit. 2021-10-23]. Dostupné z: <https://www.totalmateria.com/page.aspx?ID=CheckArticle&site=kts&LN=ES&NM=491>
- [6] TAYLAN, Altan a TEKKAYA, A. Erman. *Sheet Metal Forming: Fundamentals*. Ohio: ASM International, 2012. ISBN 978-1-61 503-842-8.
- [7] SEMIATIN, S.L. et al. *Metalworking: Sheet forming*. 14B. Ohio: ASM International, 2006. ISBN 978-0-87170-710-9.
- [8] ZHANG, Hongsheng, QIN, Siji a CAO Liqin. Investigation of the effect of blank holder force distribution on deep drawing using developed blank holder divided into double rings. *Journal of the Brazilian Society of Mechanical engineering* [online]. 2021, **43**, 284 [cit. 2021-10-27]. ISSN 1806-3691. Dostupné z: <https://doi.org/10.1007/s40430-021-03003-7>
- [9] SMITH, David Alkire. *Die Design Handbook*. Dearborn: Society of Manufacturing Engineers, 1990. 3. ed. ISBN 0-87263-375-6.
- [10] GÜRÜN, Hakan. a KARAAĞAÇ, Ibrahim. The Experimental Investigation of Effects of Multiple Parameters on the Formability of the DC01 Sheet Metal Material. *Strojniški vestnik – Journal of Mechanical Engineering* [online]. 2015, **61**(11), 651-662 [cit. 2021-10-31]. ISSN 2536-3948. Dostupné z: <https://doi.org/10.5545/sv-jme.2015.2562>
- [11] CHANG, Kuang-Hua. Chapter 13 - Sheet Metal Forming Simulation. *E-Design: Computer-Aided Engineering Design* [online]. Cambridge, Massachusetts: Academic Press. 2015, 685-741 [cit. 2021-11-01]. ISBN 978-0-12-382038-9. Dostupné z: <https://doi.org/10.1016/B978-0-12-382038-9.00013-2>

- [12] SHANE. *Sheet Metal Forming Processes and Equipment* [online]. MachineMFG, 2017 [cit. 2021-11-02]. Dostupné z: <https://www.machinemfg.com/sheet-metal-forming-processes-equipment/>
- [13] Wear Plates [obrázek]. In: www.selftube.com [online]. Coopersville: SelfLube, 2021. [cit. 2021-11-07]. Dostupné z: <https://selflube.com/products/wear-plates>
- [14] SZUMERA, Jim a SZUMERA, James A. *The metal stamping process: your product from concept to customer*. New York: Industrial Press, 2003. ISBN 0-8311-3164-0.
- [15] BILLUR, Eren, et al. *Hot stamping of Ultra High-Strength Steels: From a Technological and Business Perspective*. Cham, Switzerland: Springer Nature Switzerland AG, 2019. ISBN 978-3-319-98868-9.
- [16] ALTAN, Taylan a TEKKAYA, A. Erman. *Sheet metal Forming: Processes and Applications*. Ohio: ASM International, 2012. ISBN 978-1-61503-844-2.
- [17] CHANTZIS, Dimitrios et al. Review on additive manufacturing of tooling for hot stamping. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* [online]. 2020, **109**, 87-107 [cit. 2021-11-10]. ISSN 1433-3015. Dostupné z: <https://doi.org/10.1007/s00170-020-05622-1>
- [18] PENG, Shixin et al. Fundamental research and numerical simulation of new hot stamping tool manufactured by surfacing technology. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* [online]. 2020, **107**, 3527-3541 [cit. 2021-11-10]. ISSN 1433-3015. Dostupné z: <https://doi.org/10.1007/s00170-020-05274-1>
- [19] CHANTZIS, Dimitrios et al. Design for additive manufacturing (DfAM) of hot stamping dies with improved cooling performance under cyclic loading conditions. *Additive Manufacturing* [online]. 2021, **37** [cit. 2021-11-14]. ISSN: 2214-8604. Dostupné z: <https://doi.org/10.1016/j.addma.2020.101720>
- [20] Thyssenkrupp. *Precision Steel – predur HLB 22 / 22MnB5: Product information for hot rolled precision strip made in Hohenlimburg* [online]. Hohenlimburg: Thyssenkrupp Steel Europe AG, 2021 [cit. 2021-11-15]. Dostupné z: <https://www.thyssenkrupp-steel.com/en/system/search.html?q=22mnb5>
- [21] KHIYON, Mohammad Raffik a SALLEH, Salwani Mohd. Effect of heat-treatment on the hardness and mechanical properties of Boron Alloyed Steel. In: *MATEC Web of Conferences* [online]. 2017, **90**, 01014 [cit. 2021-11-15]. ISSN 2261-236X. Dostupné z: <https://doi.org/10.1051/mateconf/20179001014>
- [22] Ovako AB. *Ovako: Steel Navigator* [online]. Sweden: Ovako Group AB, 2010 [cit. 2021-11-16]. Dostupné z: <https://steelnavigator.ovako.com/>
- [23] SAMADIAN, Pedram, BUTCHER, Clifford a WORSWICK, Micheal J. Microstructures and Flow Behavior of Ductibor® 500-AS Steel for a Range of As-Quenched

Conditions. *Journal of Materials Engineering and Performance* [online]. 2020, **29**, 7153-7169 [cit. 2021-11-21]. ISSN 1059-9495. Dostupné z: <https://doi.org/10.1007/s11665-020-05205-x>

[24] SAMADIAN, Pedram et al. Fracture Response in Hot-Stamped Tailor-Welded Blanks of Ductibor® 500-AS and Usibor® 1500-AS: Experiments and Modelling. *Engineering Fracture Mechanics* [online]. 2021, **253** [cit. 2021-11-21]. ISSN 0013-7944. Dostupné z: <https://doi.org/10.1016/j.engfracmech.2021.107864>

[25] Otai Special Steel. *H13 Tool Steel / 1.2344 / SKD61 / X40CrMoV5-1 Hot Work Tool Steel* [online]. China: Dongguan Otai Special Steel, 2020 [cit. 2021-11-22]. Dostupné z: <https://www.otaisteel.com/products/hot-work-tool-steel/h13-tool-steel/>

[26] JKZ Bučovice a.s. *CR7V-L: Special hot work tool steel CR7V-L* [online]. Bučovice: JKZ Bučovice a.s., 2021 [cit. 2021-11-23]. Dostupné z: <https://www.jkz.cz/en/>

[27] LIN, Xingchen et al. A novel method for the welding of tailor-welded blanks with different thicknesses based on the diode laser source. *Optics & Laser Technology* [online]. 2021, **141** [cit. 2021-11-24]. ISSN 0030-3992. Dostupné z: <https://doi.org/10.1016/j.optlastec.2021.107100>

[28] KAMALVAND, Ezatolah et al. Effect of friction stir welding parameters on the deep drawing of tailor-welded blanks (TWBs). *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology* [online]. 2021, **33**, 91-99 [cit. 2021-11-24]. ISSN 1755-5817. Dostupné z: <https://doi.org/10.1016/j.cirpj.2021.02.011>

[29] ArcelorMittal Neel Tailored Blanks. *Hot Stamped B-pillar solution: Focus on B-pillar hot stamping laser welded blanks for a better side crash performances* [online]. Luxembourg: ArcelorMittal Neel Tailored Blanks PVT LTD, 2021 [cit. 2021-11-27]. Dostupné z: <https://antb.co.in/hot-stamped-b-pillar-solution/>

[30] KINSEY, Brad L. a WU, Xin. *Tailor welded blanks for advanced manufacturing*. Cambridge: Woodhead Publishing Limited, 2011. ISBN 978-1-84569-704-4.

[31] ArcelorMittal. *ArcelorMittal: Global Automotive & Mobility Solutions* [online]. ArcelorMittal Automotive [cit. 2021-11-27]. Dostupné z: https://automotive.arcelormittal.com/products/flat/first_gen_AHSS/overview

[32] A New Global Formability Diagram [obrázek]. In: *WorldAutoSteel: AHSS Application Guidelines* [online]. Middletown: WorldAutoSteel, 2021 [cit. 2021-11-27]. Dostupné z: <https://ahssinsights.org/tag/banana-diagram/>

[33] MIN, Junying, LIN, Jianping a LI, Jiayue. Effect of Deformation Temperature on the Microstructure of Boron Steel 22MnB5. *Journal of Computational and Theoretical Nanoscience* [online]. 2011, **4**, 938-942 [cit. 2022-04-11]. ISSN: 1936-7317. Dostupné z: https://www.researchgate.net/publication/233638222_Effect_of_Deformation_Temperature_on_the_Microstructure_of_Boron_Steel_22MnB5

- [34] Mluvený dialog s Martinem HRADILEM, technologem společnosti S.N.O.P. CZ a.s. Klášterec nad Ohří. Verněřov – průmyslová zóna Verne 28.02.2020.
- [35] SCIENTIFIC FORMING TECHNOLOGIES CORPORATION. *v11.0.2 System Documentation* – manuál k programu DEFORM. Columbus, Ohio: Scientific Forming technologies Corporation, 2014. Ed. 11.0.2.
- [36] WEINAR, Michal. *Vývoj nástroje pro testování účinků chlazení při zpracování plechu metodou „Hot stamping“*. Plzeň, 2020. Bakalářská práce. Západočeská univerzita v Plzni. Fakulta strojní. Vedoucí práce Ing. Soňa Benešová, Ph.D.
- [37] de COSTA, LUANA De LUCCA et al. Study of the applicability of 22MnB5 sheet metal as protective masks to improve tool life in hot forging process. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* [online]. 2020, **107**, 39-47 [cit. 2022-15-11]. ISSN 1433-3015. Dostupné z: <https://doi.org/10.1007/s00170-020-05010-9>
- [38] ČSN EN ISO 18265. *Kovové materiály – Převod hodnot tvrdosti*. Praha: Úřad pro technickou normalizaci, metrologii a státní zkušebnictví, 2014.

Seznam příloh

Příloha č. 1 – Výkresová dokumentace tištěných částí nástroje