



VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V BRNĚ

BRNO UNIVERSITY OF TECHNOLOGY

FAKULTA STROJNÍHO INŽENÝRSTVÍ

FACULTY OF MECHANICAL ENGINEERING

ÚSTAV KONSTRUOVÁNÍ

INSTITUTE OF MACHINE AND INDUSTRIAL DESIGN

VLIV GEOMETRIE PRŮŘEZU TRYSKY NA ADITIVNÍ VÝROBU POLYMERNÍCH PROSTOROVÝCH PRUTŮ

INFLUENCE OF NOZZLE CROSS-SECTION GEOMETRY ON THE ADDITIVE MANUFACTURING OF
POLYMER SPATIAL STRUTS

DIPLOMOVÁ PRÁCE

MASTER'S THESIS

AUTOR PRÁCE

AUTHOR

Bc. Jakub Sýkora

VEDOUCÍ PRÁCE

SUPERVISOR

Ing. Petr Křivohlavý

BRNO 2026

Zadání diplomové práce

Ústav: Ústav konstruování
Student: **Bc. Jakub Sýkora**
Studijní program: Konstrukční inženýrství
Studijní obor: bez specializace
Vedoucí práce: **Ing. Petr Křivohlavý**
Akademický rok: 2025/26

Ředitel ústavu Vám v souladu se zákonem č.111/1998 o vysokých školách a se Studijním a zkušebním řádem VUT v Brně určuje následující téma diplomové práce:

Vliv geometrie průřezu trysky na aditivní výrobu polymerních prostorových prutů

Stručná charakteristika problematiky úkolu:

Pro 3D tisk velkorozměrových dílů je typické využití 6–osých robotů, ti mimo velkého stavebního prostorů nabízí také možnost orientace tiskové hlavy vůči nánosu. Díky tomu je možná kontinuální tisk prutových polymerních struktur, které je možné využít jako efektivní výplň velkorozměrových výtisků určených k dalšímu zpracování, například obráběním v rámci hybridní výroby. Při tisku prostorem odpadá logika využití kruhové trysky. Průřez trysky má vliv jak na chlazení extrudovaného materiálu, tak na mechanické vlastnosti. Vhodný tvar, či parametry trysky však v současné době nejsou popsány.

Typ práce: výzkumná
Výstup práce: publikační výsledek (J, D)
Projekt: TAČR

Cíle diplomové práce:

Hlavní cílem práce je zjistit vliv změny tvaru průřezu trysky na proces 3D tisku polymerních prostorových prutů a jeho experimentální ověření

Dílčí cíle diplomové práce:

- analýza současného stavu poznání,
- návrh vhodných tvarů průřezu trysek a výběr jejich rozměrů na základě simulační analýzy,
- konstrukce a výroba upravených trysek,
- experimentální ověření vlivu průřezu trysky na geometrii prutu,
- vyhodnocení a interpretace výsledků.

Požadované výstupy: průvodní zpráva.

Rozsah práce: cca 72 000 znaků (40 – 50 stran textu bez obrázků).

Časový plán, struktura práce a šablona průvodní zprávy jsou závazné:

<https://www.ustavkonstruovani.cz/texty/magisterske-studium-ukonceni/>

Seznam doporučené literatury:

BOYD, Robert Platt, Christopher WELLER, Anthony DISANTO, Melody REES a Bruce HILBERT. Cellular Fabrication and Apparatus for Additive Manufacturing. 2017, roč. US2017, č. 19.

KIM, Jasmine, Yijiang HUANG, Justin LAVALLEE, Caitlin T. MUELLER, Mitchell GU, Daniel J. MARSHALL a Kam Ming Mark TAM. Fabrication-aware structural optimisation of lattice additive-manufactured with robot-arm. International Journal of Rapid Manufacturing. 2018, roč. 7, č. 2/3, s. 120. ISSN 1757-8817.

DE GUEVARA, Manuel Ladron, Luis BORUNDA, Jeremy FICCA, Daragh BYRNE a Ramesh KRISHNAMURTI. Robotic free-oriented additive manufacturing technique for thermoplastic lattice and cellular structures. Intelligent and Informed - Proceedings of the 24th International Conference on Computer-Aided Architectural Design Research in Asia, CAADRIA 2019. 2019, roč. 2, s. 333–342.

DE MARZI, Anna, Michele VIBRANTE, Matteo BOTTIN a Giorgia FRANCHIN. Development of robot assisted hybrid additive manufacturing technology for the freeform fabrication of lattice structures. Additive Manufacturing. 2023, roč. 66, č. October 2022, s. 103456. ISSN 22148604.

ISHAK, Ismayuzri Bin a Pierre LAROCHELLE. MotoMaker: a robot FDM platform for multi-plane and 3D lattice structure printing. Mechanics Based Design of Structures and Machines. 2019, roč. 47, č. 6, s. 703–720. ISSN 15397742.

Termín odevzdání diplomové práce je stanoven časovým plánem akademického roku 2025/26

V Brně, dne

L. S.

prof. Ing. Martin Hartl, Ph.D.
ředitel ústavu

doc. Ing. Jiří Hlinka, Ph.D.
děkan fakulty

ABSTRAKT

Diplomová práce se zabývala vlivem tvaru průřezu trysky na robotický 3D tisk polymerních prutů technologií Fused Granulate Fabrication (FGF). Cílem bylo zjistit, zda nekruhový průřez trysky s větším obvodem urychlí ochlazování tištěného prutu a zlepší jeho mechanické vlastnosti při zachování tvarové stability. Zkoumáno bylo pět nekruhových profilů a referenční kruhový průřez o shodné nominální ploše. Práce kombinovala zjednodušenou numerickou analýzu, která sloužila pro výběr rozměrů profilů, s experimentálním měřením na robotickém tiskovém pracovišti. Experimentálně byl vyhodnocen Barusův efekt volně extrudovaných prutů, geometrická přesnost a tvarová stabilita prutů během tisku a jejich vzpěrná a ohybová únosnost. Měření ukázalo, že skutečný tvar prutu se výrazně odchyluje od nominální geometrie trysky: vlivem Barusova efektu narostla plocha průřezu o 9,5 až 67,6 %, přičemž rozhodujícím geometrickým faktorem byla velikost jádra. Při tisku byl prut podélně natahován pohybem tiskové hlavy, což obsah jeho průřezu vrátilo zpět k nominální hodnotě. Tři z pěti nekruhových profilů překonaly referenční kruhový průřez ve vzpěrné i ohybové zkoušce. Jako dominantní mechanismus zlepšené tvarové stability bylo identifikováno podélné natáhnutí prutu, nikoliv samotná rychlost odvodu tepla. Práce prokázala, že Barusův efekt je pro FGF tisk nežádoucím jevem, neboť deformuje navrženou geometrii a zhoršuje mechanické vlastnosti, zatímco řízené podélné natáhnutí představuje možný nástroj ke zlepšení kvality tisku prutových struktur.

KLÍČOVÁ SLOVA

aditivní výroba, Fused Granulate Fabrication, FGF, nekruhová tryska, Barusův efekt, prutové struktury

ABSTRACT

This master's thesis investigated the influence of the nozzle cross-section shape on the robotic 3D printing of polymer rods using Fused Granulate Fabrication (FGF) technology. The aim was to determine whether a non-circular nozzle cross-section with a larger perimeter to area ratio accelerates the cooling of the printed rod and improves its mechanical properties while maintaining shape stability. Five non-circular profiles and a reference circular cross-section of identical nominal area were examined. The work combined a simplified numerical analysis, used to select the profile dimensions, with experimental measurements on a robotic printing workstation. The die swell of freely extruded rods, the geometric accuracy and shape stability of the rods during printing, and their buckling and bending load capacity were evaluated experimentally. The measurements showed that the actual rod shape deviates significantly from the nominal nozzle geometry: due to the Barus effect, the cross-sectional area increased by 9.5 to 67.6 %, with slenderness being the decisive geometric factor. During printing, the rod was longitudinally stretched by the motion of the print head, which returned its cross-section back to the nominal value. Three of the five non-circular profiles outperformed the reference circular cross-section in both the buckling and bending tests. Longitudinal stretching of the rod, rather than the cooling rate itself, was identified as the dominant mechanism of improved shape stability. The thesis demonstrated that the Barus effect is an undesirable phenomenon for FGF printing, as it distorts the designed geometry and degrades mechanical properties, whereas controlled longitudinal stretching represents a tool for improving the print quality of lattice structures.

KEYWORDS

additive manufacturing, Fused Granulate Fabrication, FGF, non-circular nozzle, Barus effect, lattice structures

BIBLIOGRAFICKÁ CITACE

SÝKORA, Jakub. *Vliv geometrie průřezu trysky na aditivní výrobu polymerních prostorových prutů*. Diplomová práce. Petr KŘIVOHLAVÝ (vedoucí práce). Brno: Vysoké učení technické v Brně, Fakulta strojního inženýrství, 2026.

PODĚKOVÁNÍ

Na tomto místě bych rád poděkoval hlavně Ing. Petru Krivohlavému za jeho vedení v průběhu celé práce a ochotu mi poradit a pomoci se vším, co jsem potřeboval. Velké díky také patří Ing. Vojtěchu Floriánovi a Ing. Petru Krejčíříkovi za výpomoc a rady při experimentech. V neposlední řadě děkuji všem ostatním pracovníkům ÚK, kteří mi s prací jakkoliv pomohli.

PROHLÁŠENÍ AUTORA O PŮVODNOSTI PRÁCE

Prohlašuji, že diplomovou práci jsem vypracoval samostatně, pod odborným vedením Ing. Petra Krivohlavého. Současně prohlašuji, že všechny zdroje obrazových a textových informací, ze kterých jsem čerpal, jsou řádně citovány v seznamu použitých zdrojů.

Při zpracování práce byly využity AI nástroje a jazykové modely. V rešeršní části byly pro nalezení nových článků a spojitostí využity nástroje Consensus, LitMaps a NotebookLM. Pro stylizaci textu, jazykovou korekturu a tvorbu skriptů byl využit jazykový model Anthropic Claude Opus 4.7 Adaptive, případně starší modely dostupné před jeho vydáním. Jazykový model byl využit výhradně pro úpravu existujícího textu a všechny výstupy byly ověřeny, aby úpravou nedošlo ke změně kontextu.

.....

Podpis autora

OBSAH

1	ÚVOD	17
2	PŘEHLED SOUČASNÉHO STAVU POZNÁNÍ	19
2.1	FGF (Fused Granulate Fabrication)	19
2.1.1	Princip FGF	19
2.1.2	Materiály pro tisk pomocí FGF	21
2.1.3	Konstrukce FGF tiskáren a extrudérů	23
2.2	Robotický 3D tisk pomocí FGF	27
2.2.1	Úvod do problematiky	27
2.2.2	Hybridní výroba	29
2.2.3	Procesní parametry FGF tisku	30
2.2.4	Reologie ve šnekových extrudérech	31
2.3	Prutové struktury	33
2.3.1	Struktury	33
2.3.2	Maxwellovo kritérium a módy zatížení	35
2.3.3	Relativní hustota a Gibson-Ashbyho model	35
2.3.4	Módy selhání prutových struktur	36
2.3.5	Robotický tisk prutových struktur	37
2.4	Reologické a fyzikální vlastnosti polymerů	42
2.4.1	Viskoelasticita	42
2.4.2	Smykový gradient a pseudoplasticita	43
2.4.3	Relaxační čas a bezrozměrné charakteristiky toku	44
2.4.4	Swelling (Barusův efekt)	45
2.4.5	Propojení vláken	50
2.4.6	Teplota skelného přechodu a viskózního toku	51
2.4.7	Tepelná vodivost	52
2.5	Analýza řešerše	53
3	CÍLE PRÁCE	56
3.1	Výzkumná otázka 1	56
3.2	Výzkumná otázka 2	57
4	MATERIÁL A METODY	61
4.1	Použitý materiál (PLA granulát)	62
4.2	Robotické tiskové pracoviště	63
4.2.1	6-osý robot KUKA KR8 R1620	64

4.2.2	FGF extrudér D-Pro S	64
4.2.3	Chlazení extrudované stopy	66
4.2.4	Přívod materiálu	66
4.3	Nekruhové průřezy trysek	67
4.3.1	Volba průřezů	67
4.3.2	Parametrizace profilů	68
4.4	Metodika numerické části	73
4.4.1	Numerický model	74
4.5	Výroba a montáž trysek	77
4.6	Experimentální měření	81
4.6.1	Kalibrace průtoku materiálu	81
4.6.2	Barusův efekt (die swell) u volné extruze	82
4.6.3	Tištěné vzorky	87
4.6.4	Průhyb prutu – tvarová stabilita	89
4.6.5	Vzpěr	93
4.6.6	Třibodový ohyb	95
4.6.7	Barusův efekt u tištěných prutů	96
4.7	Statistická analýza dat	96
5	VÝSLEDKY	98
5.1	Výsledky numerických výpočtů v Ansys	98
5.1.1	Průřez 1 – Kříž	99
5.1.2	Průřez 2 – Vločka	100
5.1.3	Průřez 3 – Hvězda	101
5.1.4	Průřez 4 – 4-T	103
5.1.5	Průřez 5 – 3-T	104
5.1.6	Vybrané rozměry	105
5.2	Výsledky kalibrace průtoku materiálu	107
5.3	Výsledky vyhodnocení Barusova efektu	109
5.3.1	Swelling	109
5.3.2	Drag	112
5.3.3	Štíhlost	113
5.3.4	Poměr obvodu ku obsahu	114
5.4	Výsledky průhybu prutu během tisku	115
5.5	Výsledky vzpěrné zkoušky	117
5.6	Výsledky třibodového ohybu	119

5.7	Výsledky Barusova efektu tištěných prutů	121
5.8	Korelační analýza	123
5.8.1	Korelace geometrických metrik s tvarovou stabilitou	123
5.8.2	Korelace swellingu s ostatními geometrickými metrikami	126
5.8.3	Korelace mechanických vlastností s 3D skenem	126
6	DISKUZE	128
6.1	Interpretace výsledků	128
6.1.1	Mechanismus Barusova efektu (swelling)	128
6.1.2	Geometrická konvergence prutů po swellingu (o/S)	129
6.1.3	Mechanismus dragu	130
6.1.4	Mechanické vlastnosti prutů – vzpěr a ohyb	131
6.1.5	Průhyb a natažení prutu	132
6.2	Verifikace hypotéz	135
6.2.1	Hypotéza H1 – vliv tvaru průřezu na skutečný tvar prutu	135
6.2.2	Hypotéza H2.1 – vliv geometrie na tvarovou stabilitu prutu	136
6.2.3	Hypotéza H2.2 – vliv geometrie na mechanické vlastnosti	137
6.3	Limitace metodiky a zdroje nepřesností	138
6.3.1	Statistická síla a velikost vzorku	138
6.3.2	Numerický model — zjednodušení a omezená srovnatelnost s experimentem	138
6.3.3	Analytická predikce mechanických vlastností	139
6.3.4	Kalibrace průtoku, tepelná historie a procesní podmínky	139
6.3.5	Výroba a montáž trysek	140
6.3.6	Optické 3D skenování geometrie	140
6.3.7	Měření průhybu prutu	140
6.3.8	Mechanické zkoušky – vzpěr a třibodový ohyb	140
6.3.9	Neoddělitelnost mechanismu natažení a chlazení	141
6.3.10	Interpretační nejistota navržených mechanismů	141
7	ZÁVĚR	142
8	VÝSLEDEK VÝZKUMU PODLE RIV	144
9	SEZNAM POUŽITÝCH ZDROJŮ	145
10	SEZNAM POUŽITÝCH ZKRATEK, SYMBOLŮ A VELIČIN	153
10.1	Použité zkratky	153
10.2	Použité symboly a fyzikální veličiny	156
11	SEZNAM OBRÁZKŮ A GRAFŮ	160

12	SEZNAM TABULEK	165
13	SEZNAM PŘÍLOH	167

1 ÚVOD

Aditivní výroba se během posledních dvou desetiletí posunula od nástroje pro rychlou tvorbu prototypů k plnohodnotné výrobní technologii funkčních dílů. Mezi procesy zpracovávající polymery patří technologie Fused Granulate Fabrication (FGF), která aplikuje poznatky ze vstřikolisu se šnekovými extrudéry na aditivní výrobu. Používá materiál ve formě levného granulátu přímo šnekovým extrudérem, čímž odstraňuje mezikrok výroby filamentu. Ve spojení se šestiosým průmyslovým robotem umožňuje FGF tisk rozměrných dílů bez omezení velikostí tiskové podložky a s podstatně vyšším objemovým průtokem než filamentové procesy. Perspektivní aplikací této kombinace je výroba prostorových prutových (mřížkových) struktur, které při nízké hmotnosti dosahují vysoké měrné tuhosti a pevnosti a uplatňují se v lehkých nosných konstrukcích, ve formách pro kompozitní průmysl i v architektuře.

Produktivita robotického tisku prutových struktur není ve většině případů omezena samotnou rychlostí extruze, ale dobou, po kterou volně tištěný prut zůstává v polotekutém stavu. Dokud teplota prutu neklesne pod teplotu skelného přechodu, je prut poddajný a deformuje se vlastní vahou i tahem od pohybu tiskové hlavy, jeho tvar se zafixuje teprve ztuhnutím. Doba ochlazování pod teplotu skelného přechodu proto představuje hlavní limitující faktor rychlosti výroby. Zároveň přímo ovlivňuje geometrickou přesnost vytištěné struktury, jelikož prohnutý nebo deformovaný prut vnáší do mřížky nechtěné ohybové momenty a snižuje její únosnost, takže geometrická přesnost prutu je jedním z primárních procesních cílů robotického tisku struktur.

Nabízí se otázka, zda lze dobu ochlazování zkrátit změnou tvaru průřezu trysky. Vhodný nekruhový průřez při porovnání s kruhem o shodné ploše má větší obvod, a tedy větší plochu pro pasivní odvod tepla do okolí, což by mělo urychlit tuhnutí prutu. Současně rozmístění materiálu dál od neutrální osy zvyšuje kvadratický moment setrvačnosti, z čehož analyticky plyne vyšší vzpěrná i ohybová únosnost. Robotický FGF tisk prutových struktur s nekruhovými tryskami však dosud nebyl v dostupné akademické literatuře systematicky zkoumán. Publikované studie se omezují na kruhové trysky a filamentové extrudéry a jediné komerční řešení (firma Branch Technology) žádná data nezveřejňuje. Klíčovou neznámou je chování polymerní taveniny, která je viskoelastickou kapalinou. Po výstupu z trysky se vlivem Barusova efektu (die swell) elasticky rozšiřuje, takže skutečný tvar prutu se může od tvaru otvoru trysky výrazně lišit. Velikost a směrová anizotropie tohoto rozšíření u geometricky členitých nekruhových profilů nejsou v literatuře experimentálně popsány.

Cílem této diplomové práce je výzkum vlivu použití nekruhových průřezů trysky na robotický FGF tisk polymerních prutů, konkrétně na skutečný tvar extrudovaného prutu, na jeho tvarovou stabilitu během tisku a na jeho mechanické vlastnosti. Práce usiluje o nalezení geometrie průřezu trysky, která prostřednictvím zvýšeného pasivního odvodu tepla urychlí výrobu prostorových struktur při současném zachování jejich mechanické stability. Pro

naplnění tohoto cíle jsou formulovány dvě výzkumné otázky. První se zabývá tím, jak tvar průřezu trysky ovlivňuje skutečný tvar volně extrudovaného polymerního prutu. Druhá zjišťuje, jaký vliv má geometrie průřezu na tvarovou stabilitu prutu a na jeho výsledné mechanické vlastnosti.

Práce je metodicky rozdělena na numerickou a experimentální část. Rešeršní část shrnuje současný stav poznání v oblasti technologie FGF, robotického 3D tisku, prutových struktur a reologie polymerních tavenin a vymezuje mezery v dosavadním poznání. Numerická multidisciplinární analýza slouží jako výběrové kritérium pro stanovení rozměrů pěti nekruhových profilů. Experimentální část pak na robotickém tiskovém pracovišti vyhodnocuje Barusův efekt volně extrudovaných prutů, geometrickou přesnost a tvarovou stabilitu prutů během tisku a jejich vzpěrnou i ohybovou únosnost. Všechny výsledky jsou vztaženy k referenčnímu kruhovému průřezu o shodné nominální ploše, aby bylo možné posoudit, zda a za jakých podmínek nekruhová geometrie trysky přináší v reálné robotické FGF výrobě skutečný přínos.

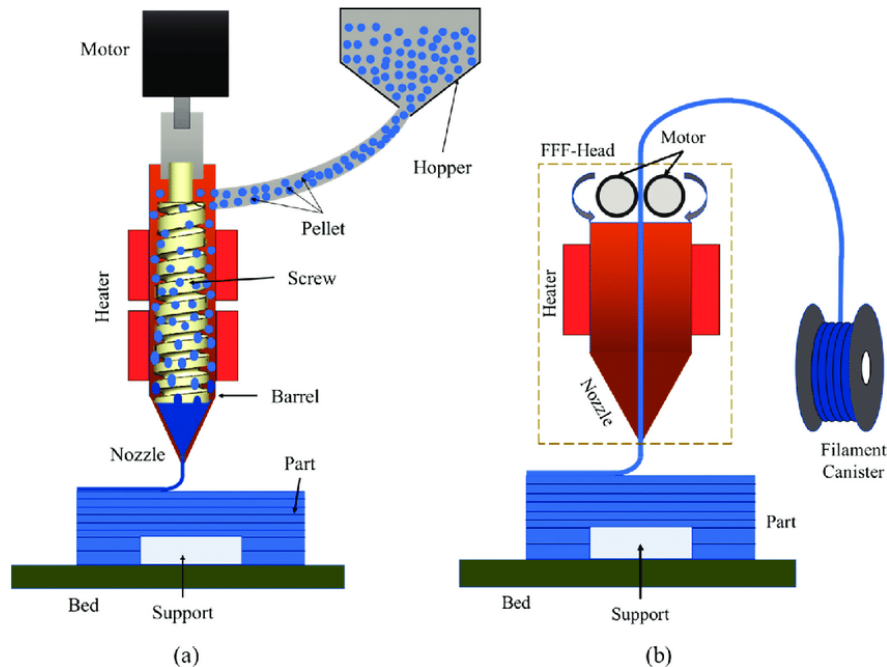
2 PŘEHLED SOUČASNÉHO STAVU POZNÁNÍ

2.1 FGF (Fused Granulate Fabrication)

Technologie aditivní výroby Fused Granulate Fabrication (FGF), v doslovném překladu „Výroba taveným granulátem“, využívá termoplastický materiál ve formě granulátu namísto konvenčního filamentu vinutého na cívce. Tato technologie je klíčová zejména pro velkorozměrový 3D tisk díky vysokému objemovému průtoku materiálu a výrazně nižším nákladům na vstupní materiál.

2.1.1 Princip FGF

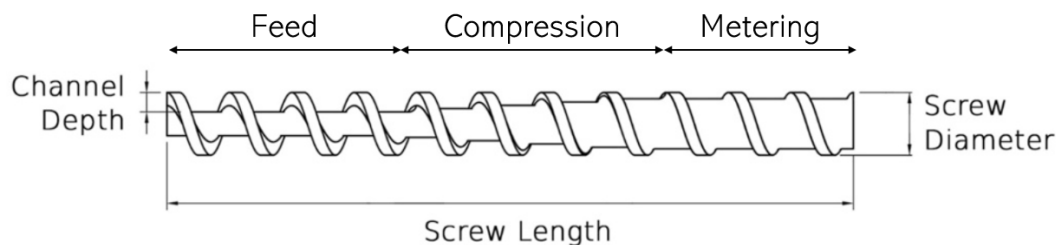
Technologie FGF (Fused Granulate Fabrication) představuje kategorii aditivní výroby v rámci klasifikace MEX (Material Extrusion), kam se řadí i konvenční tisk z filamentu (FFF, Obr. 2-1). Hlavním principem této metody je tavení polymerního granulátu kombinací mechanického smyku a vnějšího vytápění, přičemž technologie vychází z konstrukce šnekového extrudéru používaného u vstřikovacích lisů. Tato technologie je zde adaptována pro potřeby aditivního nanášení materiálu, což umožňuje efektivní transformaci pelet v homogenní taveninu přímo během procesu tisku.



Obr. 2-1 Schéma a) Technologie FGF, b) Technologie FFF [1]

Princip metody FGF je znázorněn na Obr. 2-1. Z vrchu je ze zásobníku vsypáván granulát, který následně ve vstupní zóně (Feed, Obr. 2-2) padá do závitu šneku, ten je nejčastěji otáčen

převodovaným servomotorem. Geometrie šneku se liší s ohledem na použitý materiál, popisován bude princip šneku s geometrií určenou pro extruzi tuhých polymerů. Ve vstupní zóně má šnek největší hloubku závitů. Oblast pod násypkou může být aktivně chlazena, aby nedošlo k předčasnému tavení. Materiál musí mít vyšší tření o stěnu válce než o povrch šneku, aby docházelo k axiálnímu posuvu a ne pouze k protáčení materiálu společně se šnekem.



Obr. 2-2 Části šneku [2]

Již ve vstupní zóně se materiál zahřívá disipací mechanické energie vnitřním třením (viskózní ohřev) [3], k úplné plastifikaci však dochází až v kompresní zóně (Compression). Hloubka závitů se postupně zmenšuje kónickým tvarem jádra šneku. Tím dochází ke stlačování materiálu, vytlačování vzduchu zpět k násypce a intenzivnímu tavení. Tavení probíhá kombinací viskózního a externího ohřevu konvekcí (topná tělesa na válci). Poměr ohřevu těchto dvou složek závisí na velikosti šneku. U menších šneků převažuje konvektivní ohřev [4], u velkých šneků viskózní ohřev [2].

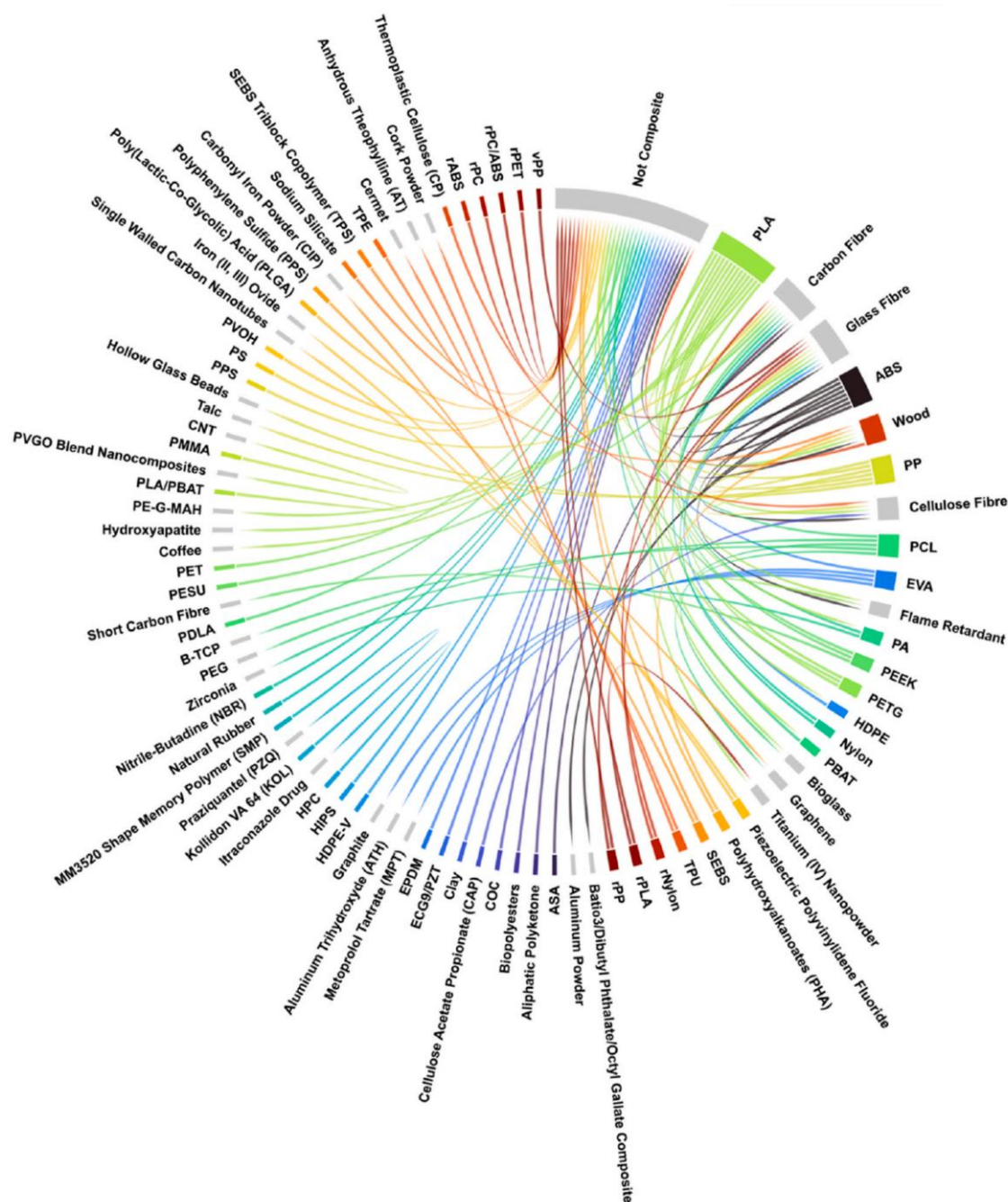
Poslední funkční část šneku před vstupem taveniny do trysky je homogenizační část (Metering). V této zóně má šnek obvykle konstantní a minimální hloubku závitů. U taveniny zajišťuje stabilizaci tlaku, homogenní teplotu po celém objemu a případné domíchání aditiv a zajištění izotropnosti struktury materiálu. Po přechodu homogenizační části je tavenina tlačena přes trysku do volného prostoru, kde vytváří tištěný díl.

Hlavní nevýhoda FGF v porovnání s FFF je nemožnost retrakce (zpětného pohybu). Na rozdíl od technologie FFF, kde pevný filament funguje jako píst a jeho retrakcí lze v trysce vytvořit podtlak a tím přerušit vytékání taveniny [5], u FGF se šnekem tento princip nefunguje. I po zastavení rotace šneku zůstává tavenina v komoře pod vysokým tlakem, materiál má proto tendenci dále vytékat (oozing) i bez rotace šneku. Zpětný chod šneku obvykle nevede k okamžitému "nasátí" taveniny zpět [6], jako je tomu u filamentu. Naopak může způsobit vznik vzduchových bublin v tavenině nebo problémy s dávkováním granulátu v násypce. Kvůli tomu se design a dráhy nástroje u FGF navrhují tak, aby tisk probíhal jedním tahem bez nutnosti přerušování a přejezdů, čímž se eliminuje potřeba retrakce. U dílců, které není možné vytisknout bez retrakce, se stringing a oozing dá řešit fyzickou klapkou, která vytékající materiál zastaví či otře.

Problém nemožnosti retrakce je z principu dán tím, že šnekový extrudér není objemové čerpadlo, tj. má nepřímou úměru mezi otáčkami a vytlačeným objemem. Extrudér se sice

otáčí a materiál tlačí, skutečný výstup je však závislý na odporu, který materiál klade. Literatura [6] se již zabývá implementací objemových vřetenových čerpadel (Moineau čerpadel) pro použití v FGF (více v kapitole 2.1.3), které by mohly retrakci umožnit.

2.1.2 Materiály pro tisk pomocí FGF

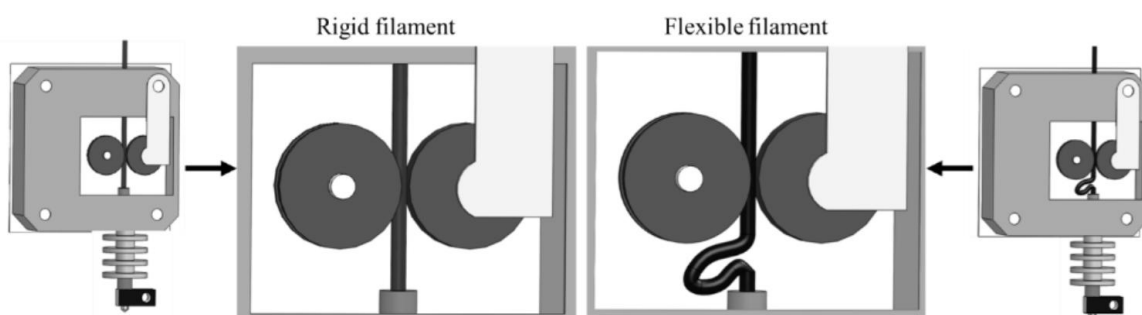


Obr. 2-3 Akordový diagram materiálů a aditiv zkoumaných v literatuře FGF [2]

Skutečnost, že technologie FGF využívá jako primární vstupní materiál granulát či prášek, umožňuje zásadní rozšíření množství použitelných materiálů v porovnání s FFF. Četnost

materiálů a jejich aditiv použitých v literatuře zabývajících se FGF technologií lze vidět na strunovém digramu viz Obr. 2-3. Tato absence nutnosti výroby kalibrovaného filamentu eliminuje jeden cyklus tepelného namáhání materiálu a umožňuje přímé zpracování širokého spektra průmyslových termoplastů, které jsou jako filament buď nedostupné, nebo technologicky nezpracovatelné z důvodu jejich reologických či mechanických vlastností.

Většinu elastomerů (např. EVA – Ethylene vinyl acetate) není možné spolehlivě tisknout metodou FFF, jelikož materiál je pružný a měkký [7]. Když na něj podávací kolečka vyvinou tlak proti odporu v trysce, struna se místo posunu vpřed začne prohýbat a bortit do stran, znázorněno na Obr. 2-4. Pro FFF se proto používají pouze specializované elastomery, nejrozšířenější z nich je TPU (Thermoplastic polyurethane). Literatura se eliminací tohoto jevu dlouhodobě zabývá [8], změněné konstrukce FFF tiskáren však prokazují horší tiskové vlastnosti pro konvenční termoplasty (PLA, ABS, PETG), jejichž tisk v praxi převažuje. Aplikace do komerčních tiskáren tak nemá význam. Použitím FGF tento problém plně odpadá.



Obr. 2-4 Porovnání chování tuhého a pružného filamentu při extruzi FFF [7]

Velkou komerční výhodou technologie FGF je výrazně nižší cena materiálu oproti FFF. U termoplastů standardně používaných pro FFF (PLA, ABS) je cena granulátu zhruba o 70 až 80 % nižší oproti filamentu [9], pro vysokovýkonné materiály (PEEK, PAI) se může cena lišit až o 95 % [10]. Výrazný cenový rozdíl plyne z eliminace procesu extruze filamentu s přesnou kalibrací průřezu. Dalším faktorem je efektivita dodavatelského řetězce u granulátu, jehož objemová produkce je díky mnohaletému standardizovanému průmyslovému využití řádově vyšší.

Využití šnekového extrudéru také přináší technologickou flexibilitu v oblasti materiálového inženýrství. Umožňuje precizní dávkování aditiv či barviv, vytváření kompozitů s plnivem přímo během procesu tisku či míchání polymerních směsí s přidanými kompatibilizátory¹, např. PLA/PBAT + Grafen [11]. Výhodou je také možnost regulace poměru mezi novým materiálem a recyklatem, což dovoluje optimalizovat mechanické vlastnosti výsledného dílu s ohledem na ekologické parametry.

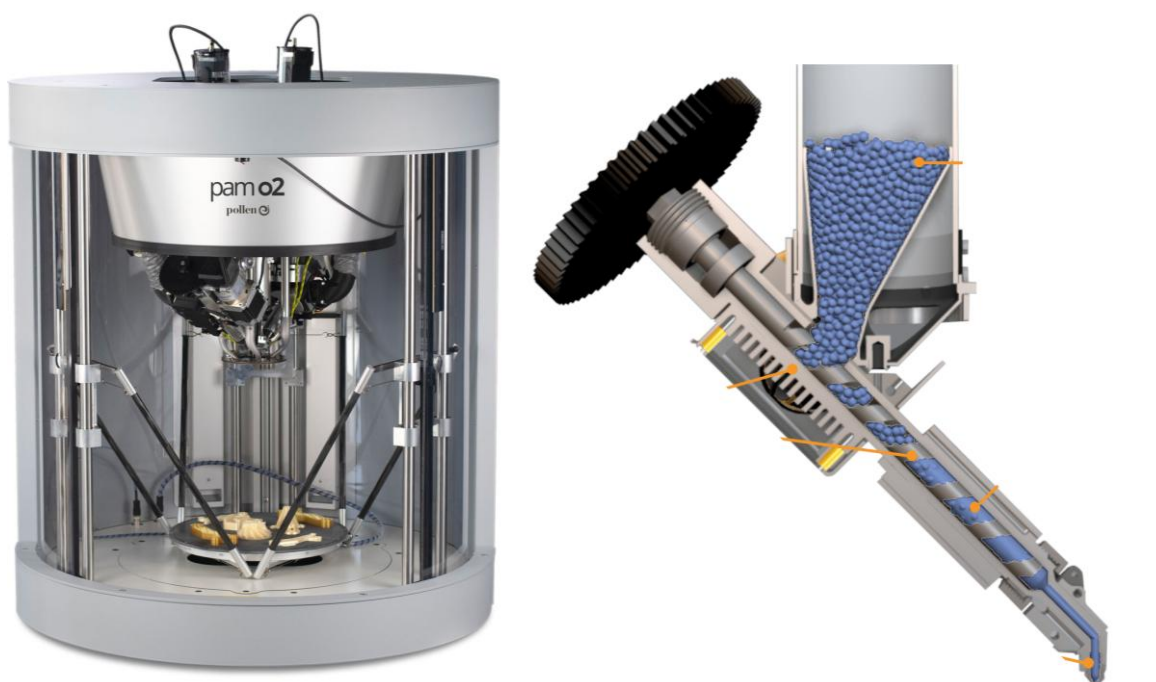
¹ kompatibilizátor – umožňuje mísení chemicky neslučitelných materiálů

2.1.3 Konstrukce FGF tiskáren a extrudérů

V průmyslové praxi i v aktuální vědecké literatuře se setkáváme s rozmanitými přístupy ke stavbě FGF tiskáren, které se liší zejména architekturou nosného systému a integrací plastifikačních jednotek optimalizovaných pro specifické reologické potřeby nejen polymerních tavenin. Tato kapitola poukazuje na pokročilost technologie FGF a představuje vybrané konstrukční přístupy z průmyslu a literatury. Robotický 3D tisk, na který je práce zaměřena, je podrobně popsán v samotné kapitole 2.2.

pam o2 (HT, MC)

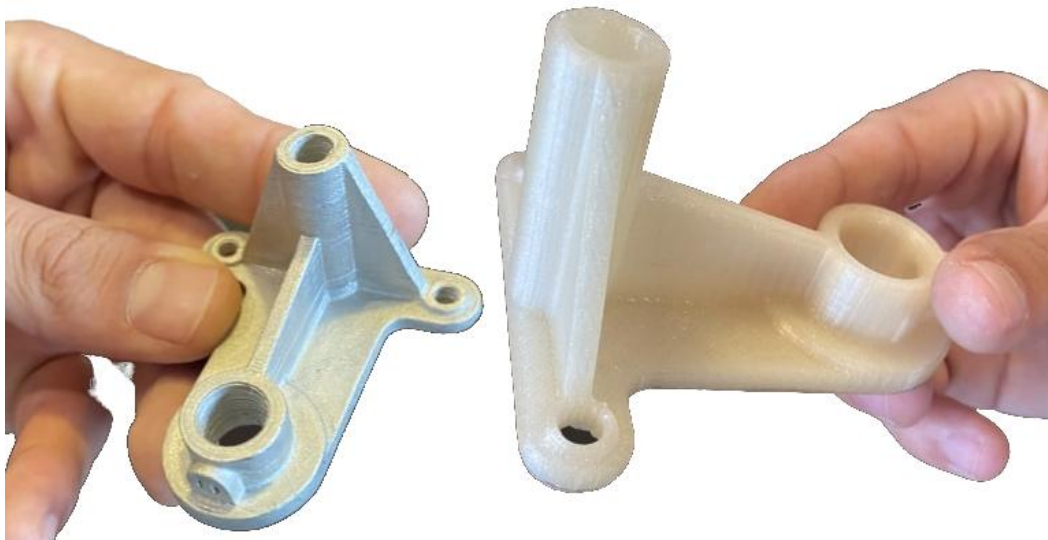
Kompaktní FGF tiskárna od francouzské společnosti Pollen AM, která se zaměřuje na přesnou FGF technologii v kompaktním průmyslovém provedení. Tiskárny řady Pam o2 [12] jsou navrženy pro přímé zpracování standardních průmyslových termoplastů a elastomerů, vysokovýkonných polymerů (PEEK, PESU, řada o2 HT [13]) a zejména vysoce plněných směsí pro vstřikování kovů a keramiky, označovaných jako MIM (Metal injection molding) a CIM (Ceramic injection molding) feedstocky (řada o2 MC, Obr. 2-5). Extrudér je staticky umístěn na vrcholu vertikální osy a tisková podložka je polohována systémem Inverted Delta – pohyb ovládají 3 vertikálně orientované lineární pohony. Tato konfigurace je atypická, běžně je systémem Delta pohybováno s extrudérem a podložka zůstává statická.



Obr. 2-5 Tiskárna pam o2 MC a schéma extrudérů. Upraveno z [14]

Pracovní prostor zařízení je definován válcovým objemem o průměru 300 mm a výšce 300 mm. Systém využívá trysky s průměrem výstupního otvoru v rozsahu od 0,25 mm do 2 mm, přičemž v oblasti kompaktních FGF tiskáren dosahuje nadstandardní vizuální a rozměrové

kvality detailů, a to zejména při využití mikro-extruze s malými průměry trysek, viz Obr. 2-6. Výrazným konstrukčním specifickým je integrace dvou až čtyř nezávislých šnekových extrudérů, která umožňuje simultánní depozici až čtyř odlišných materiálů v rámci jednoho tisku. Tisk nestandardních materiálů umožňuje maximální teplota extruze 450 °C a maximální teplota podložky 200 °C.



Obr. 2-6 Výtisky z pam o2 – tryska 0,4 mm, vrstva 0,2 mm. Vlevo 316L, vpravo PESU. Upraveno z [15]

WASP 3MT HDP

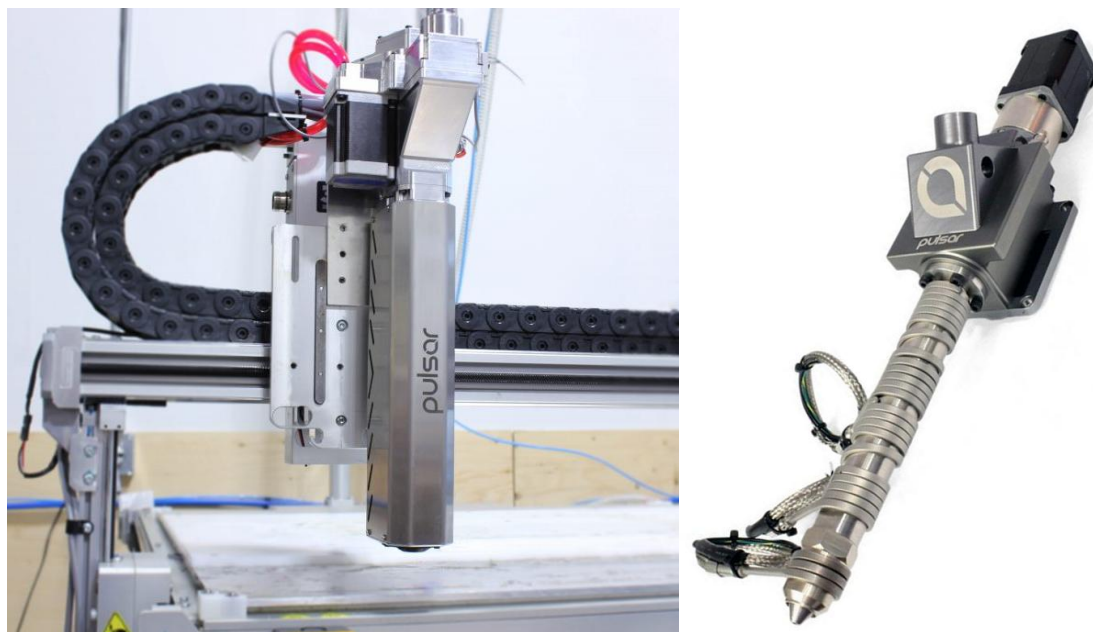


Obr. 2-7 Tiskárna WASP 3MT HDP a její extrudér. Upraveno z [16]

Velkoformátová FGF Delta tiskárna od italské společnosti WASP. Klíčovým prvkem je patentovaný extrudér HDP, navržený pro minimalizaci běžných problémů FGF technologie,

jako je nekonzistentní tok a retrakce. Pracovní prostor je definován válcovým objemem o průměru 1 000 mm a výšce 1 000 mm. Systém využívá trysky s průměry 2, 3 a 5 mm, což předurčuje stroj pro rychlou výrobu rozměrných objektů, designového nábytku či technických komponent. Výrazným konstrukčním specifickým pro zajištění adheze je systém VAC (Vacuum Active Control), který využívá podtlak k fixaci výměnných tiskových plátů a stabilizaci první vrstvy. Vzhledem k maximální teplotě trysky 350 °C, teplotě podložky a komory 150 °C, je tiskárna vhodná pro tisk běžných termoplastů PLA a ABS.

Dyze Design Pulsar™ LSPE

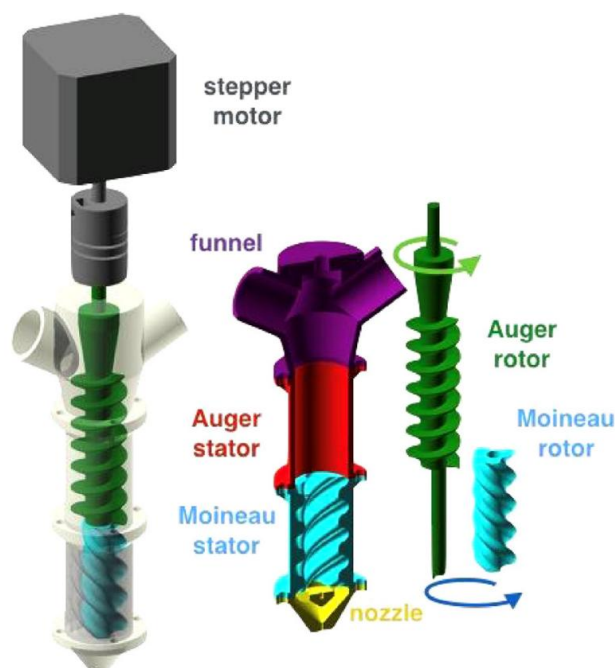


Obr. 2-8 Extrudér Dyze Design Pulsar™ LSPE [17]

Specifický segment trhu tvoří výrobci, kteří se na rozdíl od dodavatelů kompletních tiskových buněk specializují výhradně na vývoj a prodej samostatných extruzních jednotek. Reprezentantem tohoto přístupu je kanadská společnost Dyze Design s extrudérem Pulsar™, který je koncipován jako univerzální extrudér pro modulární integraci do velkoformátových tiskáren. Tato strategie umožňuje zákazníkům instalovat výkonnou FGF hlavu na libovolnou platformu v závislosti na požadavcích aplikace, od robustních portálových CNC systémů (gantry, Obr. 2-8 vlevo) až po šestiosá robotická ramena. Extrudér Pulsar™ tak představuje řešení pro retrofitting stávajících strojů nebo stavbu experimentálních pracovišť bez nutnosti vývoje extrudéru. Nabízí trysky s průměry od 1 mm do 5 mm a maximální teplotu 500 °C. Firma Dyze Design vyrábí i kompaktní alternativu Pulsar™ Atom pro precizní tisk menších dílců, ta nabízí trysky s průměry 0,4 mm až 2,5 mm.

Moineau extrudér

Zásadní motivací pro implementaci vřetenových (Moineau) čerpadel do technologie FGF, jak popisuje literatura [6], je překonání limitů šnekové extruze v oblasti řízení toku. Problém nemožnosti, či nízké efektivity retrakce u standardních extrudérů je z principu dán tím, že šnek nefunguje jako objemové čerpadlo. Naproti tomu vřetenový princip zajišťuje, že objem vytlačeného materiálu je definován pouze geometrií kavit a počtem otáček, bez ohledu na protitlak do meze mechanické pevnosti těsnění. Tato vlastnost, označovaná jako objemová rigidita, umožňuje nejen precizní dávkování, ale především retrakci. Při změně směru otáček vřetena dochází k vzniku podtlaku a vtažení materiálu zpět do kavit, což je pro čistý a přerušovaný tisk klíčové.



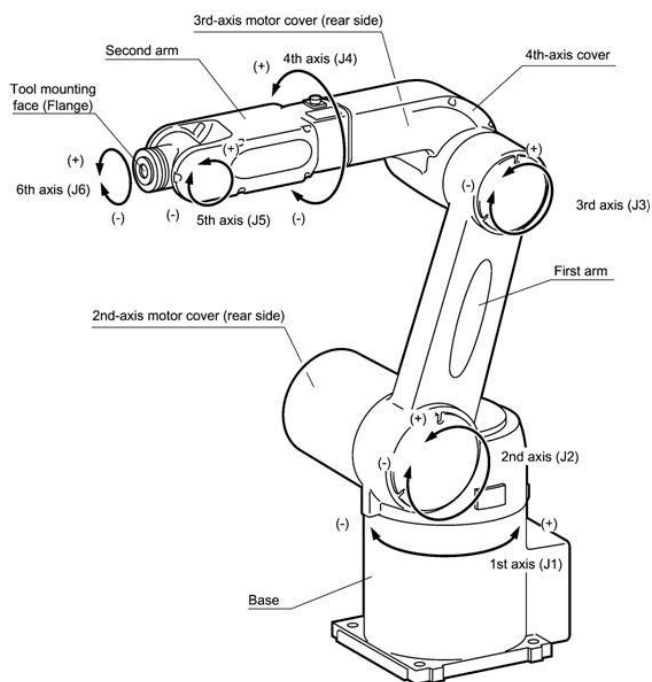
Obr. 2-9 Extrudér s vřetenovým (Moineau) čerpadlem [6]

2.2 Robotický 3D tisk pomocí FGF

Integrace technologie FGF s šestiosými robotickými rameny představuje jeden z nejdůležitějších vývojových posunů v oblasti velkoformátové aditivní výroby. Robotický 3D tisk překonává geometrická a rozměrová omezení tradičních kartézských (3 osých) systémů, neboť umožňuje nejen neplanární extruzi materiálu v obecném prostoru, ale také tzv. nekonečný tisk umožněn vertikálním tiskem či tiskem pod úhlem. Následující kapitola poskytuje přehled o této technologii.

2.2.1 Úvod do problematiky

Tisk pomocí průmyslového robotického ramene dává možnost hýbat tryskou v šesti různých osách (znázorněných na Obr. 2-10). První tři, nazývané základní osy, polohují koncový efektor (tiskovou hlavu) na požadované souřadnice, zatímco zbylé tři osy ovládají přesnou orientaci a rotaci nástroje, který je na konci ramene upnut. Díky tomu lze aktivně měnit orientaci osy trysky v průběhu tisku. Tato metoda 3D tisku se nazývá neplanární a odemyká nové možnosti bezpodporového tisku.



Obr. 2-10 Popis šestiosého robotického ramene [18]

Důvody, proč v průmyslových aplikacích robotického 3D tisku značně převažuje metoda FGF, již byly popsány v předchozí kapitole. Jedná se především o výrazně nižší cenu

materiálu a až 200krát vyšší extruzní objem oproti FFF [19]. Kvůli nemožnosti retrakce u FGF jsou díly často tištěny kontinuálně, tzn. bez přejezdů. Tato nutnost generovat nepřerušené tiskové dráhy u šnekových extrudérů (tzv. continuous path planning [20]) je kompenzována opuštěním limitů konvenčního tisku v horizontální rovině.



Obr. 2-11 Robotický tisk lodí, vlevo pod úhlem 45° [21], vpravo vertikálně [22]

Pro tisk velkorozměrových objektů se v průmyslu místo běžného horizontálního tisku využívá tisk pod úhlem, typicky 45° (Obr. 2-11 vlevo), nebo vertikální tisk (Obr. 2-11 vpravo). Tento přístup má dvě hlavní výhody. První je dosah: pokud délka dílu přesahuje pracovní prostor robotického ramene, umožňuje tisk pod úhlem ve spojení s pojezdovou kolejnicí robota nebo dopravníkovým pásem teoreticky nekonečnou délku výrobku (tzv. Infinite-Z printing). Druhou výhodou je lepší mezivrstvá adheze. Při horizontálním tisku dlouhých dílů (například trupu lodí) trvá nanášení jedné vrstvy tak dlouho, že předchozí vrstva mezitím vychladne a spoj mezi vrstvami je slabý. Tisk pod úhlem tento problém odstraňuje, protože nová tavenina je vždy nanášena na dosud teplý povrch předchozí vrstvy, což zajišťuje konzistentní mechanické vlastnosti v celém objemu dílu.

Běžný slicer určený pro tříosé tiskárny není pro šestiosé roboty dostatečný. Pro plánování prostorových drah se u robotického 3D tisku používá parametrické CAD modelování [23]. Průmyslovým standardem je využití softwaru Rhinoceros 3D ve spojení s vizuálním programovacím prostředím Grasshopper. Do tohoto prostředí jsou integrovány specializované pluginy (např. KUKA prc, Robots, HAL nebo Taco ABB), které slouží k určení kinematiky, simulaci a přímému generování řídicího kódu (např. KRL kódu pro roboty KUKA).

2.2.2 Hybridní výroba

V kontextu velkoformátového robotického 3D tisku znamená hybridní výroba především integraci aditivní technologie s následným třískovým obráběním. Velkoformátový FGF 3D tisk dosahuje zvýšené rychlosti tisku a průtoku materiálu především použitím vyšších průměrů trysek. Běžná výška vrstvy se tak pohybuje v jednotkách milimetrů [24]. To má za následek hrubý povrch výtisku a viditelné vrstvení a struktura nánosu. V mnoha odvětvích však tato hrubost nepředstavuje překážku.

Pro architektonické aplikace, designové fasádní obklady, interiérové prvky či umělecké instalace je tento povrch dostačující, nebo je dokonce cíleně využíván jako estetický záměr. U těchto aplikací se tak výrobek (např. židle viz Obr. 2-12) vyrobí aditivně, nejčastěji kontinuálně, a nevyžaduje žádné dodatečné frézování povrchu.



Obr. 2-12 3D Tištěná židle "Mawj" a detail na viditelnost vrstev [25]

To však neplatí u většiny strojírenských a průmyslových aplikací. Pokud má být velkoformátový 3D tisk využit k výrobě přesných dílů, například forem pro tlakové lití či vakuových upínacích přípravků, stává se hrubý povrch a nízká geometrická přesnost aditivní výroby nepřijatelnou. Hladký a přesný povrch je pro tyto případy kritický.

Příkladem vhodného využití hybridní výroby je případová studie výroby formy od společnosti TGS [26], kterou lze vidět na Obr. 2-13. Původní forma, obráběna z hliníku, byla nahrazena formou z materiálu PETG + 30 % skelných vláken. Tím byla bez ztráty požadovaných vlastností snížena hmotnost ze 130 kg na 45 kg, výrobní čas z 35 h na 29 h a cena z 92 500,- na 49 700,-. Původní hliníková forma se vyráběla z polotovaru o hmotnosti 430 kg, z čehož 300 kg třísek šlo do odpadu. Dílec je vytisknut téměř v hotovém tvaru a odpad je tak v jednotkách procent.



Obr. 2-13 Případová studie – Forma pro letecký průmysl [26]

2.2.3 Procesní parametry FGF tisku

Procesní parametry FGF technologie tvoří provázaný systém, jehož nesprávné nastavení vede k nestabilní extruzi, nehomogenitě taveniny nebo nedostatečné kvalitě tisku. Na rozdíl od FFF, kde jsou hlavními parametry teplota trysky a rychlost tisku, FGF přidává další vrstvu komplexity v podobě teplotního profilu jednotlivých zón válce, otáček šneku a vlastností vstupního granulátu. Curmi a Rochman [4] ve svém přehledu identifikují hlavní parametry, které je nutné optimalizovat pro daný materiál a geometrii trysky. Picci et al. [27] pak publikoval přehled analytických závislostí mezi procesními parametry a výsledky extruze. Autoři na podobné téma publikovali již o dva roky dříve i review článků. [28]

Teplotní profil válce extrudéru je rozdělen do několika zón odpovídajících funkčním částem šneku (Feed, Compression, Metering – viz kapitola 2.1.1). Vstupní zóna je často aktivně chlazena, aby nedošlo k předčasnému tavení granulátu a jeho přilepení ke stěně válce, což by zablokovalo dávkování materiálu. Kompresní zóna je vyhřívána postupně se zvyšující teplotou pro řízené tavení bez lokální degradace, zatímco metering zóna a tryska jsou udržovány na nejvyšší teplotě, která zajistí dostatečně nízkou viskozitu taveniny pro výstup. Pro PLA se teplota trysky pohybuje typicky v rozsahu 190 až 230 °C, pro vysokoviskózní polymery jako PEEK pak 380 až 420 °C.[2]

Otáčky šneku přímo určují objemový průtok taveniny tryskou, ale tento vztah není přesně lineární. Jak je podrobněji popsáno v kapitole 2.2.4, šnek není objemové čerpadlo a skutečný průtok závisí na zpětném tlaku, viskozitě taveniny a míře plnění drážek. Picci et al. [27] vyvinuli analytický model celého FGF řetězce – od zóny dopravy granulátu šnekem (solid-conveying zone) přes kompresní zónu, šnekovou extruzi, spojovací element (coupling element) až po výstupní trysku. Model počítá s pseudoplastickým chováním taveniny

pomocí viskozity v závislosti na teplotě a smykovém gradientu a předpokládá ustálený režim s no-slip podmínkou na rozhraní šnek – polymer i válec – polymer.

Specifickým rysem FGF oproti klasické šnekové extruzi je tzv. counterpressure (zpětný tlak) – tlakový spád vznikající ve chvíli, kdy se extrudovaná tavenina dotkne již uložených vrstev nebo tiskové podložky a tlak se přes trysku přenáší zpět do extrudéru. Picci et al. [27] parametricky vyhodnotili závislost zpětného tlaku na rychlosti pohybu tiskové hlavy a výšce vrstvy a ukázali, že tlakový spád v trysce roste s rostoucí rychlostí pohybu i s rostoucí výškou vrstvy, což je dáno vyšším požadovaným hmotnostním průtokem, přičemž otáčky šneku musí být dynamicky kalibrovány tak, aby tomuto požadovanému průtoku odpovídaly. Zanedbání zpětného tlaku v predikčním modelu vede k systematickému přecenění průtoku a zhoršení geometrické přesnosti výsledného výrobku.

Vlastnosti vstupního granulátu jsou dalším parametrem FGF, který v FFF tisku nemá obdoby. Tvar a velikost pelet, jejich sypná hustota a tření o stěnu válce přímo ovlivňují účinnost dopravy materiálu vstupní zónou. Kast et al. [29] prokázali, že odchylky v geometrii granulátu, zejména u recyklátů s nepravidelnými fragmenty, snižují efektivní průtok o desítky procent při stejných otáčkách. Tvar pelety má vliv i na nasypávání. Kulové či válcové pelety s definovanou velikostí dávají stabilní průtok, zatímco drcené recykláty s plochými či ostrými fragmenty mohou tvořit klenby v zásobníku a způsobovat výpadky dávkování.

Vlhkost granulátu je dalším kritickým parametrem, zejména u hygroskopických polymerů jako PLA či PETG. Obsah vody nad přibližně 0,2 hm. % vede při tavicích teplotách k hydrolytické degradaci, snížení molekulové hmotnosti a výraznému poklesu viskozity i mechanických vlastností finálního dílu. V průmyslové praxi se proto granulát před tiskem suší v sušičkách za teplot mírně pod teplotou skelného přechodu po dobu několika hodin.[2]

Mezi další procesní parametry patří rychlost pohybu tiskové hlavy, teplota tiskové podložky a způsob chlazení extrudátu po výstupu z trysky. Chlazení extrudátu probíhá v naprosté většině případů přirozenou konvekcí okolním vzduchem, případně doplněnou cíleným foukem na výstup z trysky pro urychlení tuhnutí. Potřeba a množství chlazení se odvíjí od geometrie výtisku. Zvolená kombinace rychlosti tisku a způsobu chlazení má také přímý vliv na rychlost ochlazení polymeru pod teplotu skelného přechodu, a tedy i na maximální dosažitelnou produktivitu výroby, jak je rozebráno v kapitole 2.4.

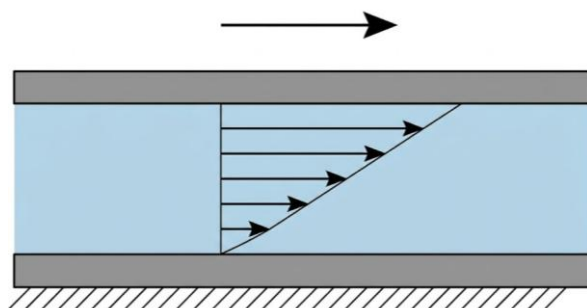
2.2.4 Reologie ve šnekových extrudérech

Reologie ve šnekových extrudérech patří mezi jedny z nejrozsáhleji popsaných oblastí inženýrství polymerů, a to díky desítkám let intenzivního průmyslového nasazení vstřikolisů a kontinuální extruze – technologií, které dohromady zpracují většinu komerčně vyráběných termoplastů. Klasické analytické modely toku v drážce šneku, vlivu geometrie napájecí zóny

i tavicí kinetiky byly publikovány již v polovině 20. století a dodnes tvoří teoretický základ pro novější aplikace včetně FGF aditivní výroby.

Vlečný tok (drag flow)

Hlavním specifikem šnekové extruze oproti filamentové je fakt, že šnekový extrudér není objemovým čerpadlem. V napájecí zóně se pevné pelety, kromě gravitačního vlivu, posouvají vpřed pouze tehdy, pokud je tření o stěnu válce větší než tření o povrch šneku – pelety se tak "chytají" stěny válce a šnek se otáčí pod nimi, čímž je posouvá v axiálním směru. Pokud by tření bylo opačné, pelety by se otáčely společně se šnekem a vůbec by nepostupovaly. V tavicí zóně, kde je již materiál v kapalně fázi, je transport dán relativním pohybem stěny válce vůči šneku – tavenina je unášena stěnou ve směru drážky, což se v reologii označuje jako vlečný tok (drag flow) [29]. Princip vlečného toku mezi dvěma deskami je znázorněn na Obr. 2-14.



Obr. 2-14 Vlečný tok tekutiny, horní deska se pohybuje ve směru šipky

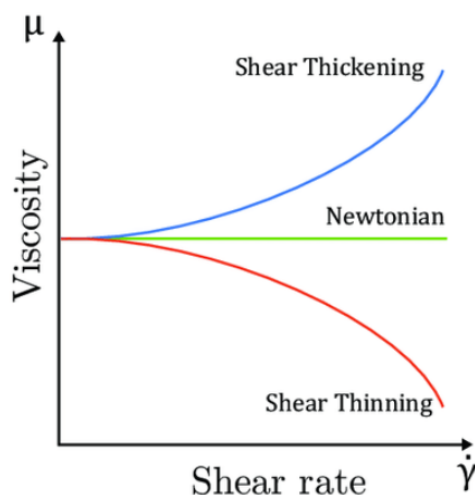
Objemový průtok

Závislost hmotnostního průtoku na otáčkách šneku zůstává v provozním rozsahu lineární, její směrnice se však mění s geometrií trysky. Tlakový gradient v trysce vyvolává v otvoru zpětný tok (pressure flow) [29] působící proti vlečnému toku a snižuje výsledný objemový průtok – čím vyšší odpor tryska klade (menší výstupní průřez, delší kapilární zóna, členitější geometrie), tím vyšší zpětný tlak a tím nižší směrnice kalibrační křivky. Pro každou kombinaci materiálu a geometrie trysky tedy existuje samostatná lineární závislost mezi otáčkami šneku a průtokem. Je nutné podotknout, že tato závislost se bude dále měnit i se změnou teploty, jelikož polymerní tavenina mění výrazně svou zdánlivou viskozitu i s teplotou.

Pseudoplasticita

Dalším reologickým jevem ovlivňujícím konzistenci toku v trysce je pseudoplasticita (shear thinning) taveniny, chování je popsáno na Graf 2-1. Jde o pokles zdánlivé viskozity s rostoucím smykovým gradientem. Tato silná závislost má pro FGF praktický důsledek – při zvýšení otáček šneku dochází k výraznému poklesu viskozity polymeru v trysce, což mění tlakový profil i geometrii volně extrudovaného prutu. Tento jev popisují Xu et al. [30],

v jejich práci vysvětlili a popsali chování polymerních řetězců, když je tavenina vystavena vysokému smykovému toku, a vliv na výslednou viskozitu.



Graf 2-1 Viskozita v závislosti na smykovém gradientu pro Newtonskou, pseudoplastickou a dilatantní (Shear Thickening) tekutinu. [30]

Délka šneku

Důležitým konstrukčním parametrem šnekových extrudérů v FGF aplikacích je poměr $L:D$ (délka šneku ku jeho průměru). Extrudéry s krátkým šnekem ($L:D < 10:1$) nabízejí kompaktní rozměry vhodné pro robotická pracoviště, avšak za cenu nižší homogenizace taveniny a omezené schopnosti zpracovat vysokoviskózní materiály. Velkoformátové systémy proto typicky využívají $L:D \geq 20:1$ s jasně definovanými zónami (feed, compression a Metering), což zajišťuje stabilní homogenní taveninu i při vysokém výstupním průtoku [31].

2.3 Prutové struktury

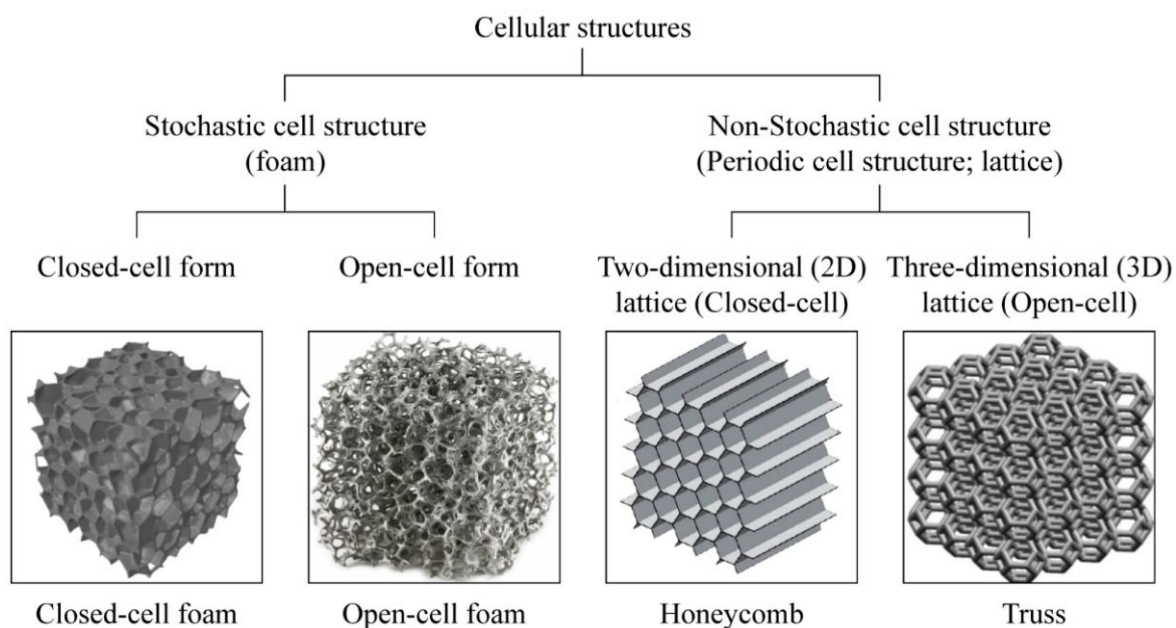
Vzhledem ke geometrické složitosti a provázanosti prutů jsou tyto struktury klasickými konvenčními metodami prakticky nevyrobitelné. Jejich současný rozvoj je proto úzce spjat s aditivní výrobou. V praxi se tyto lehké, ale pevné metamateriály uplatňují pro redukci hmotnosti velkých dílů například v automobilovém či leteckém průmyslu, při výrobě odlehčených kompozitních forem nebo v inovativní architektuře a stavebnictví.

2.3.1 Struktury

Strukturované materiály, často označované jako mřížkové struktury (lattice structures), představují specifickou kategorii metamateriálů. Struktury jsou tvořeny periodickým nebo stochastickým uspořádáním pevných prutů, stěn či ploch, které mezi sebou uzavírají prázdný

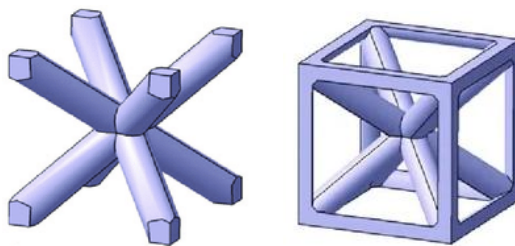
prostor. Základní motivací pro jejich využití v inženýrské praxi je dosažení vysokého poměru mezi tuhostí a hmotností [32].

Materiály lze klasifikovat podle uspořádání jejich vnitřní stavby na struktury periodické, které vznikají opakováním jedné základní buňky v prostoru, a stochastické, které svou strukturou připomínají náhodně uspořádané pěny. Klasifikace se dále dělí na struktury s uzavřenými buňkami, kde jsou jednotlivé dutiny odděleny, a struktury s otevřenými buňkami, u nichž je vnitřní prostor propojen a tvořen sítí prutů [33]. Rozdělení znázorňuje schéma na Obr. 2-15. Pro účely robotické aditivní výroby se používají prutové struktury, které se skládají z periodických otevřených buněk. Buňku tvoří pruty spojené v uzlech a připomínají tak prutové konstrukce.



Obr. 2-15 Rozdělení struktur [33]

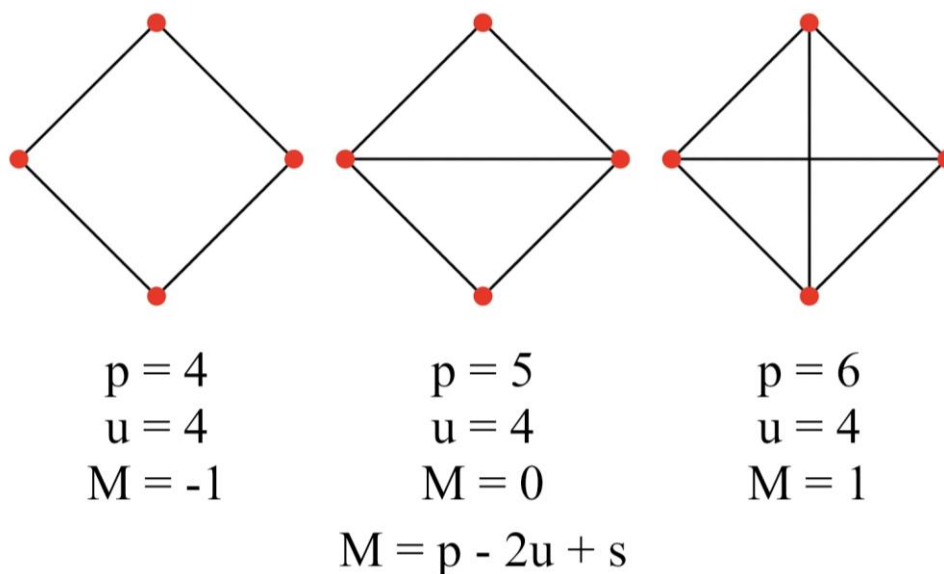
Kategorizace prutových struktur vychází z topologie jejich buňky a s tím souvisejícího mechanického chování při zatížení. Mezi nejčastěji aplikované typy patří mřížka BCC (Body Centered Cubic), tedy prostorově středěná kubická buňka, kde pruty směřují z rohů krychle do jejího středu. Pokročilejší varianta, jako je např. topologie BCCXYZ, doplňuje diagonální pruty o prvky ve směru hlavních os, čímž dochází k výraznému zvýšení stability a tuhosti v tahu i tlaku. Buňky lze vidět na Obr. 2-16.



Obr. 2-16 vlevo buňka BCC, vpravo buňka BCCXYZ [34]

2.3.2 Maxwellovo kritérium a módy zatížení

Z hlediska mechanické odezvy se struktury dělí na ty, jejichž chování je ovládáno ohybem (bending dominated), a ty, které jsou ovládány tahem či tlakem (stretch dominated) [35]. Z rovnice na Obr. 2-17 lze z počtu prutů p , uzlů u a stupňů volnosti s (pro 2D $s = 3$, 2 translace a 1 rotace, pro 3D $s = 6$, 3 rotace a translace) určit Maxwellovo číslo M , kterým lze předpovědět mechanickou odezvu. Struktury ovládané ohybem ($M < 0$) jsou obecně poddajnější a nacházejí uplatnění například tam, kde je vyžadováno efektivní pohlcování energie nárazu. Naopak struktury ovládané tahem a tlakem ($M = 0$) vykazují mnohem vyšší tuhost. Pokud je $M > 0$, struktura je převazbená a vznikají v ní vysoké vnitřní napětí, struktury jsou však nejtuzší.



Obr. 2-17 Maxwellovo kritérium stability

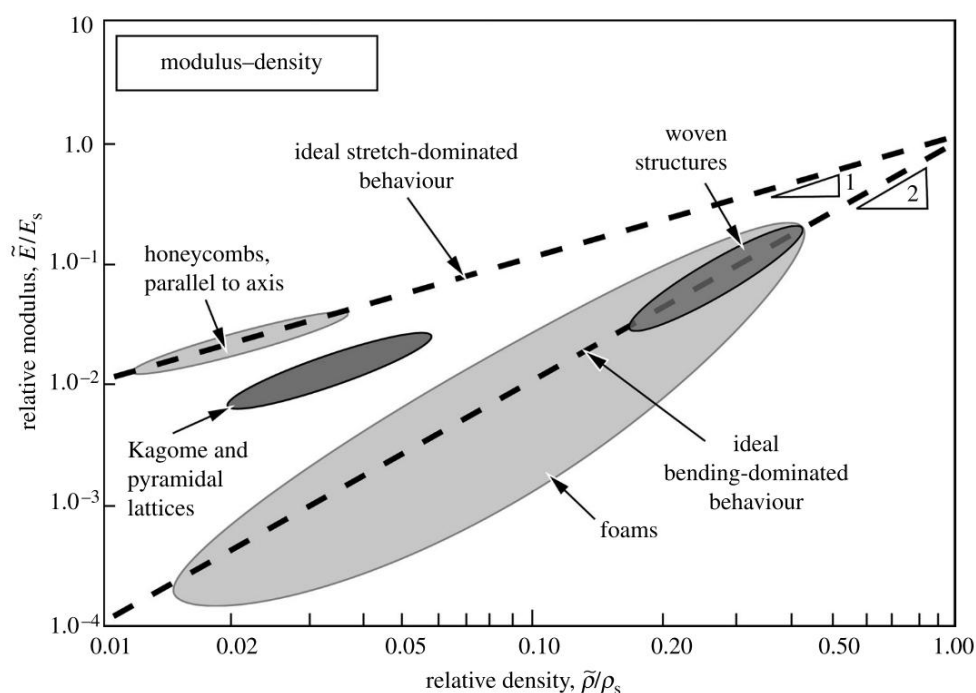
Přechod mezi módy zatížení není ostrý a může se v průběhu deformace měnit. Geometrická nepřesnost prutů vyrobených aditivní technologií může způsobit, že původně tahově dominantní struktura lokálně přechází do ohybového režimu. Gong et al. [36] experimentálně ukázali, že při nevhodných tiskových parametrech vzniká prohyb jednotlivých prutů, který vnáší do struktury ohybové momenty a mění charakter zatěžování, což dramaticky snižuje únosnost.

2.3.3 Relativní hustota a Gibson-Ashbyho model

Pro odhad mechanických vlastností prutových struktur se používá Gibson-Ashbyho (GA) model [35], který popisuje modul pružnosti a pevnost jako funkci relativní hustoty struktury. Relativní hustota je definována jako poměr skutečného objemu materiálu v buňce ku celkovému objemu buňky a pohybuje se u aditivně vyráběných struktur typicky v rozsahu

10 až 40 procent. Nižší relativní hustota znamená lehčí strukturu, ale i nižší mechanické vlastnosti.

Závislost modulu pružnosti na relativní hustotě se u tahově a ohybově dominantních struktur liší, viz Graf 2-2. U tahově dominantních struktur dle GA modelu klesá modul lineárně s relativní hustotou – pokles hmotnosti na polovinu tedy znamená pokles modulu na polovinu. U ohybově dominantních struktur je závislost kvadratická, a tedy strmější – pokles hmotnosti na polovinu znamená pokles modulu na čtvrtinu. Tento rozdíl se prakticky projeví tak, že při velmi nízké relativní hustotě okolo 10 procent může být tahově dominantní struktura až třikrát pevnější než ohybově dominantní při stejné hmotnosti.



Graf 2-2 Graf závislosti relativního modulu na relativní hustotě v logaritmickém měřítku pro buněčné struktury s různými topologiemi. [35]

Gibson-Ashbyho model je aproximací a předpokládá ideální geometrii a dokonalé spoje. U reálných aditivně vyráběných struktur jsou vlastnosti ovlivněny nepřesnostmi prutů, kvalitou uzlů, anisotropií materiálu a zbytkovými pnutími [37]. Přesto poskytuje užitečný nástroj pro prvotní odhad vlastností struktury a pro porovnání různých typů buněk mezi sebou.

2.3.4 Módy selhání prutových struktur

Prutové struktury mohou při zatížení selhávat několika odlišnými mechanismy. Mezi hlavní módy selhání patří elastický vzpěr prutů, plastický kolaps materiálu, lomová porucha spojů v uzlech a u tenkostěnných prutů i lokální ztráta stability stěn. O tom, který mód dominuje,

rozhoduje kombinace geometrie buňky, relativní hustoty, vlastností materiálu a způsobu zatížení.

Elastický vzpěr je charakteristický pro štíhlé pruty v tahově dominantních strukturách při tlakovém zatížení. Kritická síla na vzpěr závisí na modulu pružnosti, momentu setrvačnosti průřezu a efektivní délce prutu, která se odvíjí od způsobu uložení prutu v uzlech. Luxner et al. numericky prokázali, že v prutových strukturách jsou jednotlivé pruty na obou koncích efektivně vetknuty sousedními pruty, a vzpěr se u tuhých tahově dominantních struktur nejvíce podobá Fixed-Fixed s koeficientem efektivní délky 0,5 [38].

Křehký lom nastává v okamžiku, kdy lokální tahové napětí v prutu přesáhne mez pevnosti materiálu, a materiál se náhle poruší bez výrazné plastické deformace. Tento mód je u struktur z PLA dominantní zejména proto, že materiál se při běžné pokojové teplotě nachází pod teplotou skelného přechodu T_g a chová se křehce. U štíhlých prutů obvykle dochází ke kombinaci vzpěru a křehkého lomu – prut nejprve elasticky vybočí a v krajních vláknech v oblasti maximálního ohybu vznikne tahová trhлина, která rychle propaguje napříč průřezem. Kvalita spoje v uzlech je přitom kritická, při nedostatečné difuzi polymerních řetězců (kap. 2.4.5) může dojít k porušení v uzlu dříve, než selhává samotný prut, což výrazně snižuje teoretickou únosnost struktury.

2.3.5 Robotický tisk prutových struktur

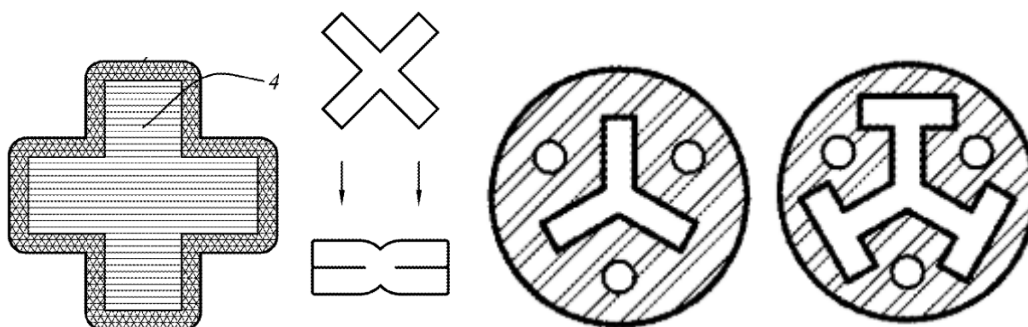
Robotický tisk prutových struktur je relativně mladá technologie, která spojuje volnost pohybu šestiosých robotických ramen s volně orientovanou extruzí polymerní taveniny. První konferenční publikace na toto téma je z roku 2014 a vznikla v ETH Zurich v rámci projektu Mesh Mould. V něm bylo robotické rameno využito na výrobu prostorové ocelové sítě, která slouží jako bednění a výztuž pro beton. Metoda polymerního tisku prutových struktur zde byla navržena pouze pro prvotní pozorování interakce betonové směsi se strukturami. [39]

První patent v oblasti buněčné aditivní výroby prostorových prutových struktur (Cellular Fabrication) podal roku 2014 architekt Platt Boyd et al. v rámci start-upu Branch Technology. Původní patent US9156205B2 chrání princip volně orientovaného FFF tisku ABS s příměsí uhlíkových vláken, při němž robotické rameno ukládá pruty mimo vrstevní rovinu a vytváří tak otevřenou matici bez nutnosti podpor. Tato matrice pak slouží jako lehké jádro pro vyplnění konvenčním materiálem (beton, polyuretanová pěna, sádra, polymerové pryskyřice) a nachází uplatnění zejména v architektonickém průmyslu pro fasády, designové panely a velkoobjemové interiérové prvky, viz Obr. 2-18.



Obr. 2-18 Architektonické aplikace 3D tištěných prutových struktur – fasádní panely a cellular matrice [40]

Pro tuto diplomovou práci je zásadní navazující patent Boyd et al. [41], nazvaný Cellular Fabrication and Apparatus for Additive Manufacturing, který dává technologii název Freeform Additive Manufacturing (FAM). Patent popisuje technologii aditivní výroby pro stavbu budov a dalších rozměrných konstrukcí pomocí takzvané „freeform“ extruze, kdy pohyblivý extrudér upevněný na víceosém průmyslovém robotickém rameni vytlačuje materiál, který tuhne přímo ve volném prostoru bez potřeby podpůrných struktur nebo vrstvení. Tímto způsobem vzniká prostorová „buněčná matrice“ – kostra či lešení podobné přírodním strukturám. Vzniklá matrice slouží jako lešení, do něhož se následně doplňují další materiály – například izolační pěna, beton nebo sádra. Patent z velké části hovoří také o nekrhových tryskách (Obr. 2-19) a jejich mnoha využitích. Přes toto komerční využití Branch Technology nezveřejňuje žádné vědecké publikace o vlivu tvaru průřezu.



Obr. 2-19 Náhled na průřezy a využití nekrhových trysek z patentu [41]

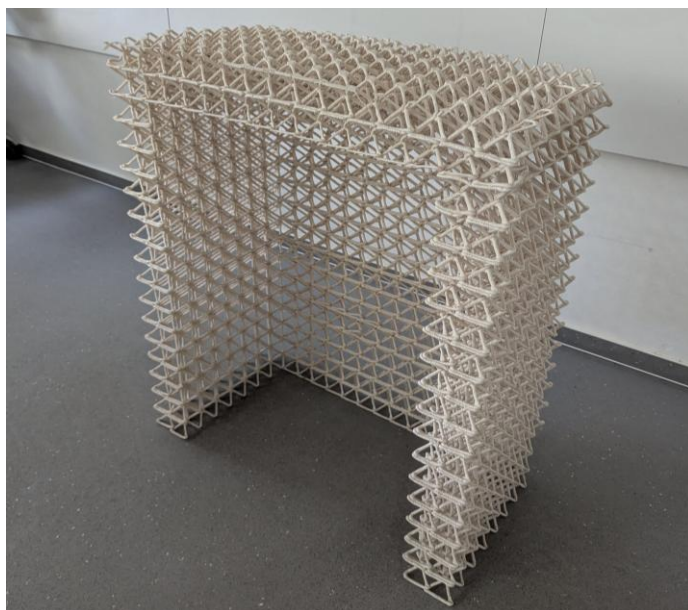
Jediným nalezeným případem, kdy je technologie FGF prokazatelně využívána pro výrobu prutových struktur, je komerční řešení firmy Branch Technology. Ostatní zmíněné práce

používají výhradně filamentový extrudér. V propagačních materiálech firma demonstruje aplikace technologie (Obr. 2-20) na již zmíněných architektonických fasádách, designových panelech a velkoplošných interiérových prvcích (Obr. 2-18). V rámci provedené rešerše nebyla v literatuře nalezena žádná další firma ani akademická skupina, která by FGF technologii kombinovala s tiskem prutových struktur.



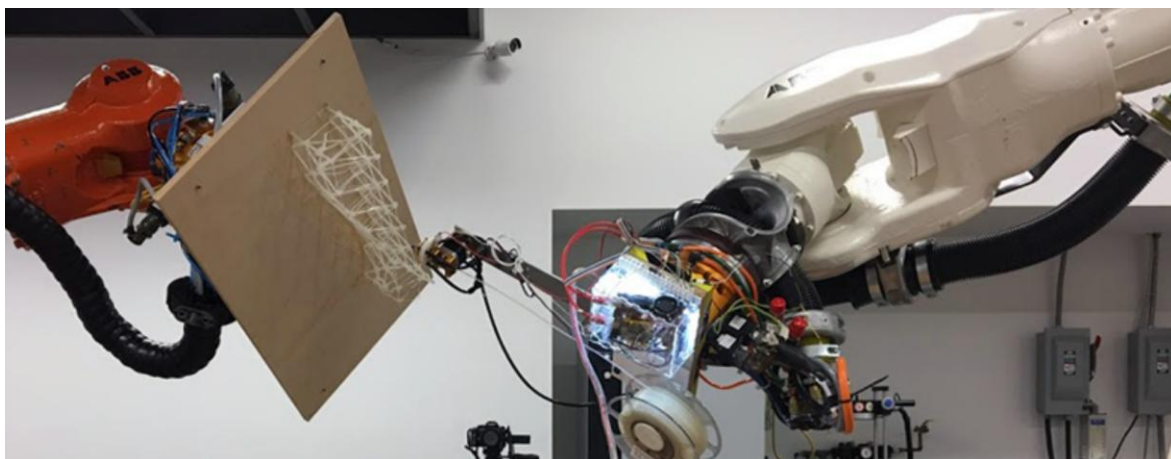
Obr. 2-20 Aplikace FGF na výrobu struktur [40]

Technologie byla využita i výzkumnou skupinou Robotické aditivní výroby a generativního designu ÚK VUT pro tisk několika předváděcích výrobků (Obr. 2-21), výzkumná skupina však doteď na téma FGF tisku prutových struktur nevydala žádnou publikaci, pouze několik FFF publikací.



Obr. 2-21 FGF výtisk z ÚK VUT

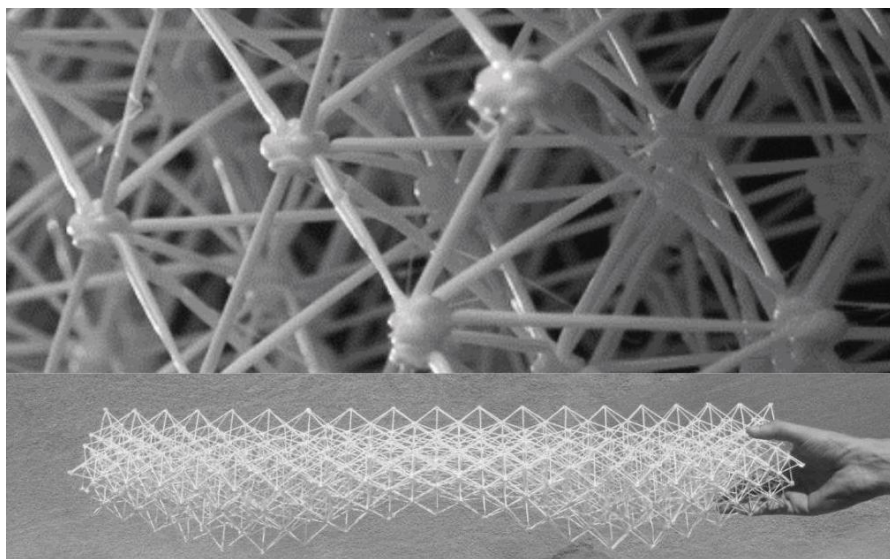
Z akademického prostředí se robotickým tiskem prutových struktur zabývali Guevara et al., kteří publikovali koncept Free-Oriented Additive Manufacturing (FOAM) [42]. Autoři použili robotické rameno s filamentovým extrudérem pro tisk architektonických struktur, přičemž opustili tradiční princip vrstvení a orientace trysky a extruze ve směru gravitace. Autoři v práci poznamenali superioritu PLA pro tisk prutových struktur v porovnání s ABS a PETG, navrhli vhodný způsob spojování prutů pomocí lichoběžníkové dráhy a také otestovali nekonvenční výroby, kdy na druhé robotické rameno umístili i tiskovou podložkou, viz Obr. 2-22.



Obr. 2-22 Synchronizovaný pohyb podložky a extrudéru [42]

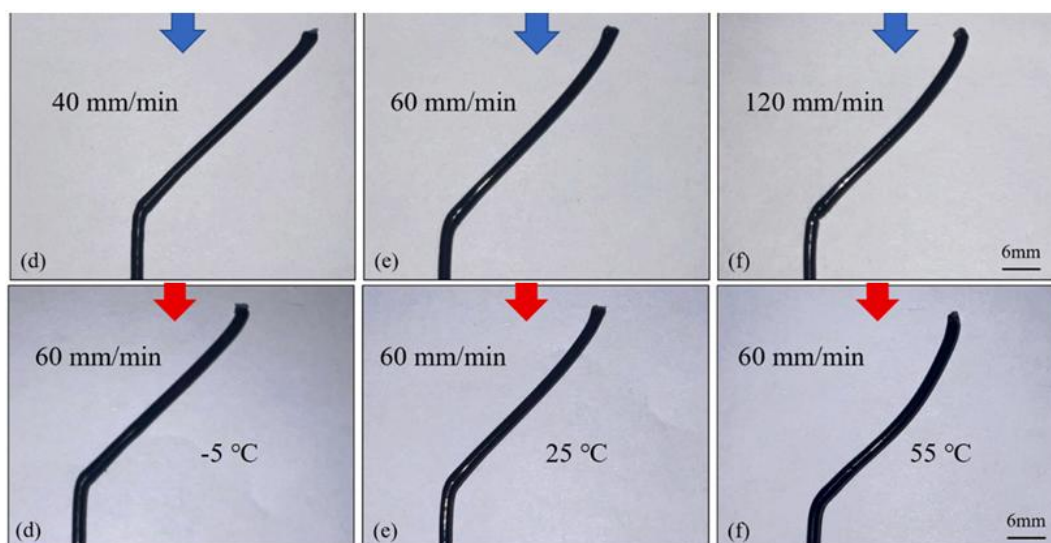
Tam et al. [43] rozšířili tento přístup o strukturální optimalizaci zohledňující výrobní omezení a sestavili kompletní metodiku pro výrobu prutových struktur s filamentovým extrudérem. Použili topologickou optimalizaci s ohledem na kinematiku robotického ramene, přičemž generované pruty byly extrudovány z PLA klasickou FDM metodou

a pomocí upraveného FFF extrudéru pro robotický 3D tisk. Ukázali, že robotickým tiskem lze dosáhnout výrazně lepších mechanických vlastností struktury při stejné hmotnosti než u ekvivalentní vrstvené struktury.



Obr. 2-23 Výsledná struktura z práce Tam et al. [43]

Gong et al. [36] ve své studii experimentálně i numericky zkoumali vliv rychlosti tisku a teploty okolí na kvalitu volně extrudovaných prutů z PLA. Pro výrobu prutů nebyl použit robotický 3D tisk, ale jednoúčelové testovací zařízení, které umožňovalo přesně ovládat teplotu okolí a zajistilo identickou dráhu pohybu mezi všemi vzorky. Při ambientní teplotě 25 °C vedlo snížení rychlosti pohybu ze 120 mm/min na 40 mm/min ke snížení plochy mezi simulovanou osou a skutečnou geometrií prutu o 77,9 %, tedy k výraznému zlepšení geometrické přesnosti. Naopak zvýšení teploty okolí oslabuje pasivní odvod tepla a zvětšuje deformaci prutu. Práce tak dokládá, že rychlost tisku a teplota okolí jsou dva hlavní provozní parametry, jejichž kombinace rozhoduje o výsledné kvalitě volně orientovaného tisku.



Obr. 2-24 Vliv rychlosti pohybu a ambientní teploty na deformaci prutu, upraveno z [36]

Komerční a průmyslové aplikace robotického tisku prutových struktur obecně jsou zatím relativně omezené. Kromě Branch Technology se této technologii věnuje například firma AI Build (Londýn), která v dřívějších letech demonstrovala využití prutových struktur jako výplňové struktury pro velkorozměrové formy a bednění. Firma se však v současnosti orientuje primárně na softwarové řešení (slicer AiSync pro robotický 3D tisk) a fotografie z jejich raných aplikací struktur na bednění betonu již nejsou veřejně dostupné.



Obr. 2-25 Betonové bednění od společnosti AI build [44]

2.4 Reologické a fyzikální vlastnosti polymerů

V kapitole 2.2.4 byly popsány základní reologické principy spojené přímo s tokem polymerní taveniny ve šnekovém extrudéru – konkrétně vlečný tok (drag flow) jako mechanismus dopravy materiálu, pseudoplastické chování taveniny při průchodu tryskou a vliv geometrie šneku na stabilitu průtoku. Tato kapitola na ně navazuje a doplňuje ostatní fundamentální reologické a fyzikální vlastnosti polymerů, které jsou pro výslednou geometrii prutu, kvalitu spoje v uzlech a tvarovou stabilitu volně extrudované struktury klíčové.

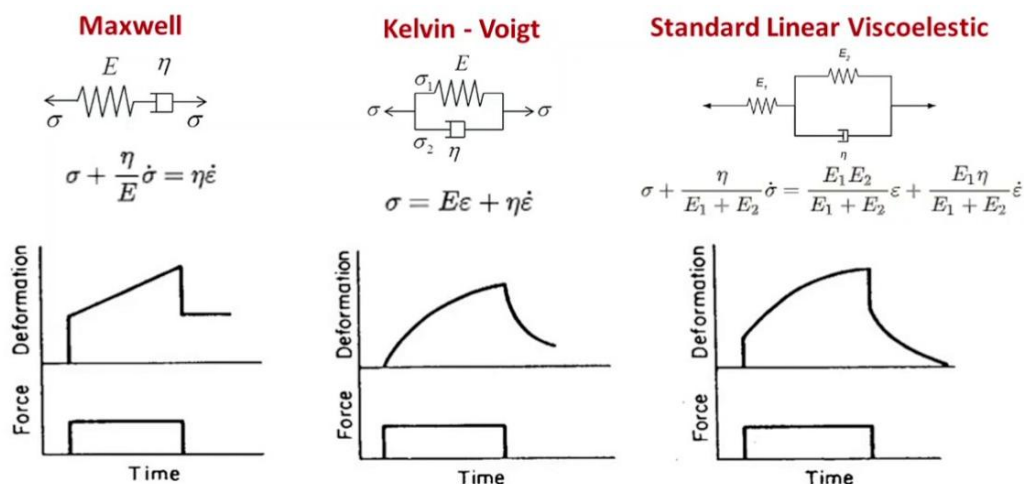
2.4.1 Viskoelastická

Polymerní taveniny patří mezi viskoelastické kapaliny – jejich odezva na deformaci obsahuje současně viskózní a elastickou složku. Viskózní složka popisuje disipaci energie třením vrstev kapaliny o sebe a stejně jako u Newtonské kapaliny, napětí závisí na rychlosti deformace. Elastická složka naopak popisuje akumulaci deformační energie do struktury materiálu podobně jako u pružiny, kde napětí závisí na okamžité deformaci. Tavenina se tak

částečně chová jako kapalina (teče) a částečně jako tuhé těleso (po deformaci se vrací do původního stavu).

Princip viskoelasticity spočívá v dlouhých polymerních řetězcích, které mezi sebou tvoří síť propletení. Při smykovém toku se řetězce orientují ve směru proudění, prokluzují kolem sebe a část jejich energie se mění na pohyb taveniny (viskózní odezva), část se však uloží do natažené struktury jako elastická energie. Po zastavení deformace se řetězce postupně vrací do své rovnovážné polohy a uložená energie se uvolňuje, což se projeví jako pružný návrat materiálu.

Pro matematický popis viskoelasticity slouží konstitutivní rovnice. Nejjednoduššími modely jsou Maxwellův model (pružina a tlumič v sérii) [45] a Kelvin-Voigtův model [46], které ale platí jen pro malé deformace v lineárním režimu. Oba tyto modely byly formulovány již v 19. století. Kombinací obou prvků vznikl tzv. Standardní Lineární Viskoelastický (SLV) model (Zenerův model), který poskytuje realističtější popis viskoelastických pevných materiálů tím, že zachycuje okamžitou elastickou odezvu, postupný creep i úplný návrat po odlehčení. Modely jsou znázorněny na Obr. 2-26. Pro popis polymerních tavenin v extruzi se používají pokročilejší modely typu Phan-Thien-Tanner (PTT) [47], Giesekus [48] a integrální K-BKZ model s Wagnerovou damping funkcí [49], které zachycují i nelineární jevy při velkých deformacích. Rozdíl mezi modely spočívá v tom, jak zachycují prokluzování řetězců, paměťový efekt a chování při elongačním toku.



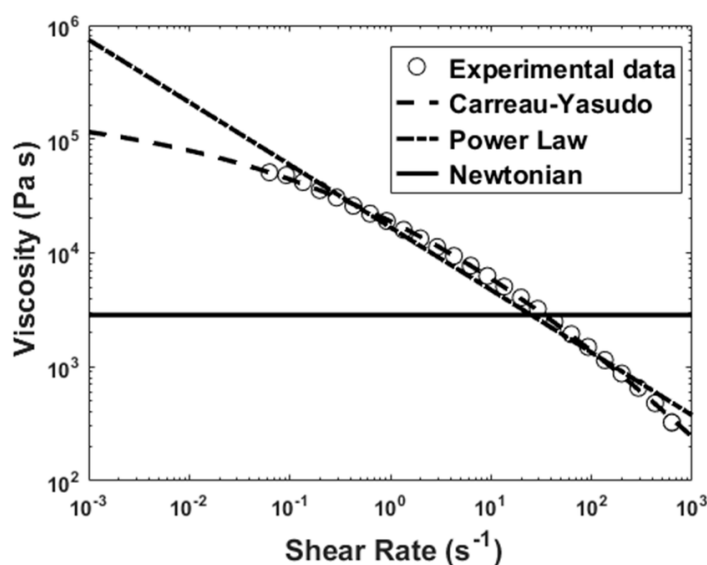
Obr. 2-26 Základní modely viskoelastického chování [50]

2.4.2 Smykový gradient a pseudoplasticita

Smykový gradient (shear rate) $\dot{\gamma}$ popisuje rychlost smykové deformace v tekoucí kapalině. Fyzikálně vyjadřuje rozdíl rychlostí dvou sousedních vrstev kapaliny dělený jejich kolmou vzdáleností a má tím pádem jednotku s^{-1} . V trysce roste od nuly v ose ke svému maximu u stěny, kde platí podmínka nulového skluzu. Pro typické FGF podmínky dosahuje smykový

gradient u stěny řádově desítek až stovek s^{-1} , u filamentových trysek (0,4 mm) i tisíce s^{-1} [51].

Pseudoplastické chování polymerní taveniny, tedy pokles zdánlivé viskozity s rostoucím smykovým gradientem, bylo již popsáno v kapitole 2.2.4 v kontextu šnekové extruze. Pro úplnost je zde uveden přehled matematických modelů, které toto chování popisují v simulacích. Nejjednodušší je Power-law model, který však nezachycuje Newtonovské plateau (konstantní zdánlivá viskozita) při nízkých a vysokých smykových gradientech. Modely Cross a zejména Carreau-Yasudo model plateau zahrnují a jsou v širokém rozsahu smykových gradientů přesnější, čehož se využívá v CFD analýzách [28]. Porovnání modelů lze vidět na Obr. 2-27. Všechny tyto modely ale popisují pouze viskózní složku odezvy – elastické efekty (swelling, normálová napětí) zachycují až viskoelastické modely diskutované v kapitole 2.4.1.



Obr. 2-27 Porovnání Power Law a Carreau-Yasudo a Newtonského modelu s experimentálními daty [52]

2.4.3 Relaxační čas a bezrozměrné charakteristiky toku

Viskoelastická tavenina potřebuje po přerušení deformace konečnou dobu k tomu, aby se vrátila ke své rovnovážné konformaci. Tato charakteristická doba se nazývá relaxační čas a označuje se λ . U polymerních tavenin se relaxační čas pohybuje řádově v tisícinách až jednotkách sekund podle molekulové hmotnosti, teploty a míry rozvětvení řetězců. Delší řetězce relaxují pomaleji, vyšší teplota relaxaci zrychluje. U FGF se pro PLA nejdelší relaxační čas pohybuje řádově v desetinách sekund – Patti et al. [53] naměřili pro komerční PLA filamenty hodnoty 0,24–0,30 s při dynamické reometrii v rozsahu teplot 130–210 °C. Ve skutečnosti však polymer nemá jen jeden relaxační čas, ale celé spektrum relaxačních časů odpovídající různým pohybovým módům řetězce [54].

Weissenbergovo číslo

Pro hodnocení míry, do jaké se v daném toku uplatňují elastické efekty, se používají dvě bezrozměrná čísla. Weissenbergovo číslo je definováno jako součin relaxačního času a smykového gradientu a vyjadřuje poměr elastických a viskózních sil v daném toku. Při Weissenbergově čísle výrazně menším než jedna dominuje viskózní chování a tavenina se chová téměř jako Newtonská kapalina. Při hodnotách přibližně rovných jedné se začínají uplatňovat elastické efekty včetně swellingu a normálových napětí.

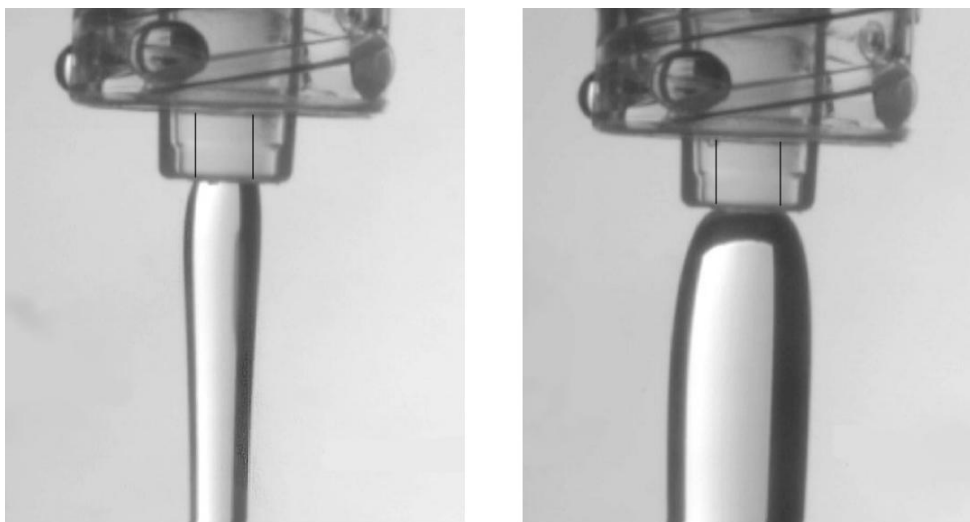
Praktickým problémem viskoelastických simulací je v literatuře popisovaný High Weissenberg Number Problem (HWNP [55]) – při vysokých hodnotách Weissenbergova čísla $Wi > 1$, ztrácejí standardní numerické schémata konvergenci. Pro obcházení tohoto problému byly vyvinuty formulace log-conformation representation [56] a DEVSS (Discrete Elastic-Viscous Split Stress), které posouvají prakticky dosažitelné hodnoty na $Wi \cong 10$ [49].

Deborahovo číslo

Deborahovo číslo je definováno jako poměr relaxačního času a charakteristického času procesu. Jeho název pochází z biblického citátu proroka Debory „hory tekly před Hospodinem“, který vyjadřuje, že na dlouhé časové škále se i pevné objekty chovají jako kapalina. Při Deborahově čísle výrazně menším než jedna má materiál dost času na relaxaci a chová se jako kapalina. Při hodnotách výrazně větších než jedna se materiál nestíhá deformovat a chová se elasticky.[57]

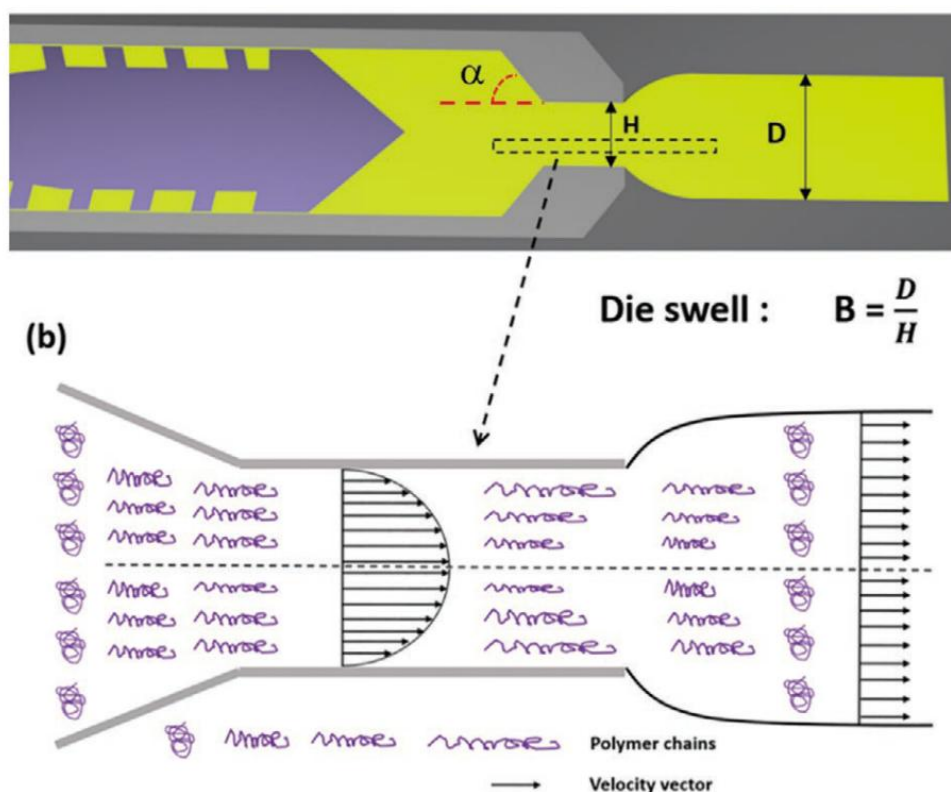
2.4.4 Swelling (Barusův efekt)

Barusův efekt, anglicky označovaný jako „die swell“ nebo „extrudate swell“, je projevem viskoelastického chování polymerní taveniny po výstupu z trysky (Obr. 2-28). Vzniká kombinací dvou mechanismů, relaxací elastické deformace nahromaděné při smykovém toku v trysce a elastickým zotavením v oblasti před tryskou. Velikost rozšíření je udávána poměrem swellingu (swell ratio) $B = \text{Rozměr extrudátu ku rozměru trysky}$. Poměr lze vyhodnocovat pro průměry (u kruhové trysky), obsahy, nebo i v daném směru, např. pouze v ose x . U tavených polymerů je B typicky 1,1–2 podle smykového gradientu, teploty a geometrie trysky. [58]



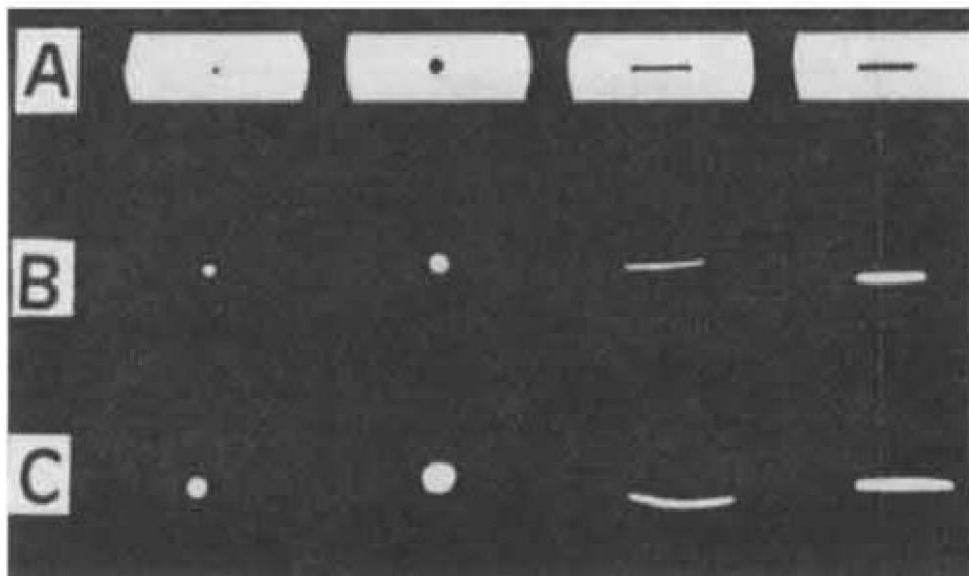
Obr. 2-28 Barusův efekt při nízké a vysoké rychlosti [59]

Jev spočívá v tom, že v úzkém kanále trysky jsou polymerní řetězce orientovány smykovým gradientem a jejich konformace se vychyluje z rovnovážného „klubka“. Po výstupu z trysky, kde smykový gradient náhle zaniká, dochází k relaxaci a návratu řetězců do smotané rovnovážné konformace (klubka), což doprovází radiální rozšíření a axiální zkrácení (zpomalení) extrudátu [58]. Průběh swellingu při průchodu tryskou je znázorněn na Obr. 2-29.



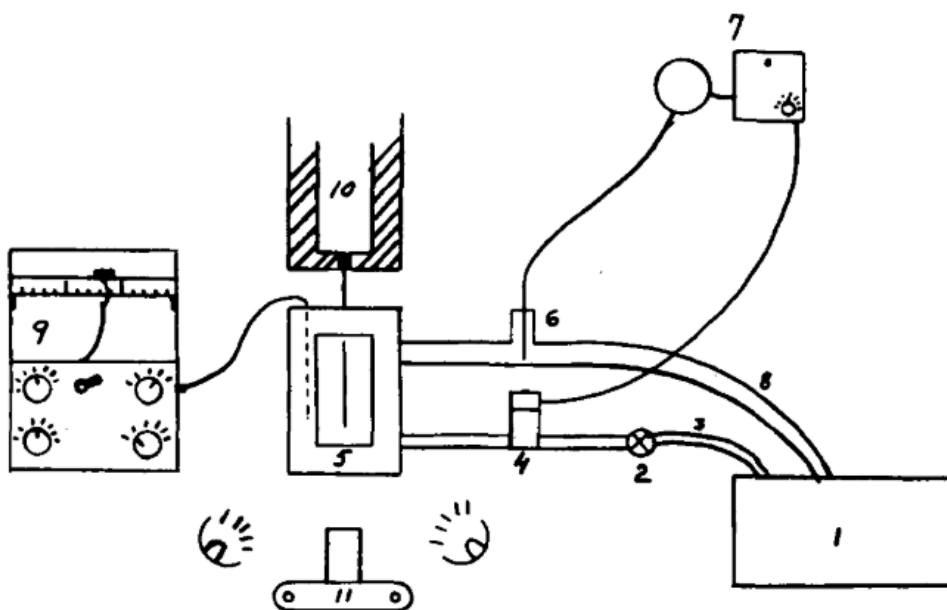
Obr. 2-29 Schematické znázornění mechanismu Barusova efektu: v trysce dochází k orientaci polymerních řetězců smykovým gradientem; po výstupu z trysky řetězce elasticky relaxují do rovnovážné konformace, což vede k radiálnímu rozšíření extrudátu. [58]

Chování swellingu bylo historicky zkoumáno hlavně na jednoduchých geometriích, nejčastěji na kruhovém kapilárním profilu nebo úzké štěrbině. Huang a White [60] v studii ukázali, že swelling ze štěrbiny je obecně větší než z kapiláry – při nízkých smykových gradientech dosahuje hodnot kolem 1,2 pro štěrbinu oproti zhruba 1,1 pro kapilární průřez. Výsledné tvary extrudátů z jejich práce lze vidět na Obr. 2-30.



Obr. 2-30 Fotky extrudátů v řezu. A) Průřez trysky, B) při nízkém smykovém gradientu (hodnota neuvedena, $\sim 10 \text{ s}^{-1}$), C) při vysokém smykovém gradientu (hodnota neuvedena, $\sim 500 \text{ s}^{-1}$). [60]

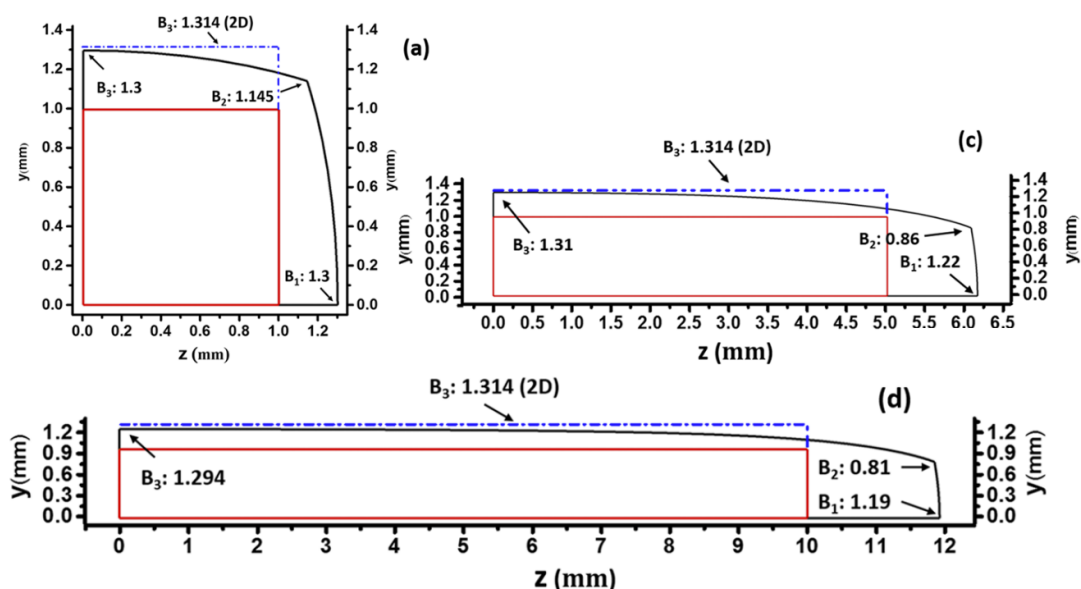
Vedle samotné velikosti swellingu je třeba zmínit i náročnost jeho přesného experimentálního stanovení. Aby měření odpovídalo swell ratio plně relaxovaného extrudátu, musí být současně splněny ustálený a izotermní tok, eliminace gravitačního průhybu vlákna a plné napěťové zotavení taveniny. Utracki et al. [61] proto navrhli speciální zařízení (Obr. 2-31), ve kterém je extrudát zachycován do temperované lázně s kapalinou, co má podobnou hustotu jako tavenina. Rozměr extrudátu je odečítán fotograficky v průběhu zotavení. Rovnovážného stavu bylo u sledovaných polymerů (PS, PE, PVC) typicky dosaženo již během prvních dvou minut, samotné sledování však trvalo až 40 minut, aby se zachytil i pomalý creep do plně relaxovaného stavu.



Obr. 2-31 Blokové schéma Utrackiho zařízení pro měření die swellu: (1) termostatická cirkulační lázeň, (2) ruční ventil, (3) flexibilní nerezová vstupní hadice, (4) solenoidový (elektromagnetický) ventil, (5) termostatická komora, (6) T-spojka pro čidlo regulátoru hladiny kapaliny, (7) oscilační relé regulátoru hladiny kapaliny, (8) flexibilní nerezová výstupní hadice, (9) zapisovač termočláunku, (10) kapilární reometr, (11) kamera. [61]

Tang et al. [58] v rešeršním přehledu upozorňují, i přes koncept Utrackiho zařízení je metoda kapalinové lázně v praxi obtížně reprodukovatelná. Prvním limitem je nalezení vhodné kapaliny, která zároveň polymer nerozpouští a má dostatečně blízkou hustotu k tavenině, aby plně eliminovala prověšení. Druhým problémem je optická nepřesnost fotografického odečtu rozměru, daná rozptylem světla na rozhraní s odlišným indexem lomu. Z těchto důvodů se moderní praxe od tohoto způsobu měření odklonila a převládají dva přístupy: offline měření, kdy se extrudát ochladí ve vzduchu nebo kapalině a po dosažení plné relaxace změří jeho průřez (tzv. pinch-off metoda), a online měření v reálném čase pomocí laserové mikrometrie nebo vysokorychlostních kamer, které navíc dokážou zachytit i časový vývoj swellingu od výstupu z trysky až po ustálení.

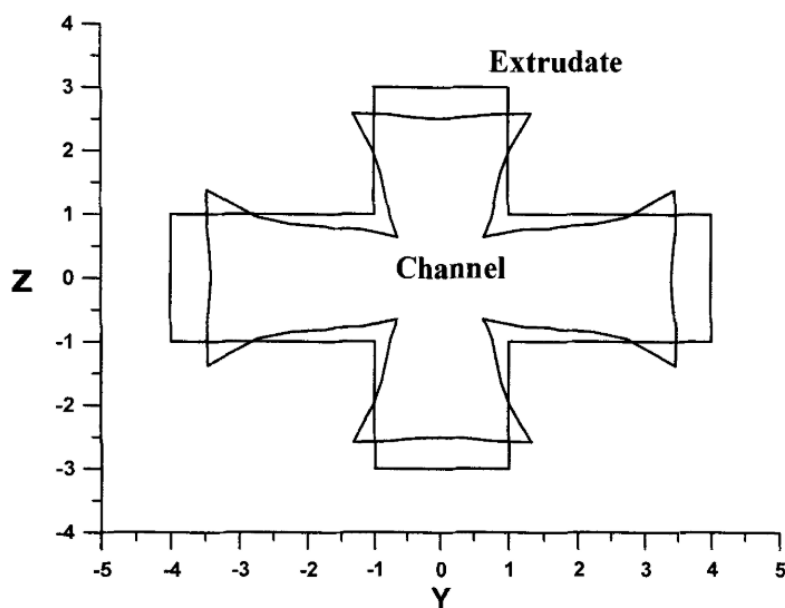
Rozšíření poznání přineslo zlepšení 3D numerických simulací v posledních letech. Tang et al. [49] pomocí softwaru ANSYS Polyflow s PTT modelem simulovali extruzi polypropylenu štěrbinovými tryskami s poměry W/H (šířka/výška štěrbin) od 1:1 až po 20:1. Zjistili, že se zvětšujícím se poměrem aspektu dochází ke kontrakčnímu toku, při němž swelling ratio na kratší stěně klesá pod 1 (tedy dochází k lokálnímu zúžení). Jejich výsledky lze vidět na Obr. 2-32.



Obr. 2-32 Výsledné swell ratio extrudátu pro štěrby s poměrem W/H a) 1:1, c) 5:1, d) 10:1 [49]

V navazující studii [62] Tang et al. zkoumali vliv délky trysky ($L/H = 2,5$ až 40) na swelling u poměru $W/H = 10$. Zjistili, že se zkracováním trysky klesá swelling ratio v šířce až o 28 %, zatímco ve střední části výšky stoupá až o 55 % a kontrakční zúžení na okrajích roste o 37 %. Vlivem procesních parametrů bylo na polypropylen i HDPE v těchto studiích experimentálně a numericky potvrzeno, že swelling ratio klesá s rostoucí teplotou taveniny, s prodlužující se délkou trysky (větší čas relaxace v plně vyvinutém toku) a se snižujícím se smykovým gradientem.

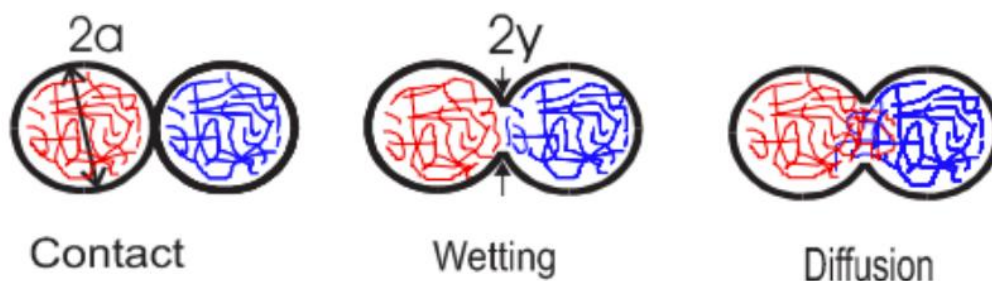
Gifford [63] řešil pomocí CFD návrh profilových trysek – hledal geometrii výstupního průřezu tak, aby výsledný extrudát po relaxaci odpovídal požadovanému tvaru. Hlavním přínosem je zjištění, že u nesymetrických profilů dochází kromě klasického swellu k translaci (u profilů s jednou rovinou symetrie) a ke zkroucení extrudátu (u plně asymetrických). Autor uvádí, že návrh profilových trysek je v průmyslu realizován metodou „cut and try“. Simulace tento proces neeliminují, ale můžou snížit počet pokusů. Aby byl výpočet umožněn, jeho model používá zobecněnou Newtonovu kapalinu bez viskoelastivity, zanedbává povrchové napětí, tření o vzduch i teplotní gradienty. Výsledek pro křížový průřez lze vidět na Obr. 2-33.



Obr. 2-33 Úprava křížové trysky pro dosažení požadovaného extrudátu[63]

2.4.5 Propojení vláken

Kvalita propojení prutů v uzlech prutové struktury je klíčová pro výsledné mechanické vlastnosti celého dílu [64]. U volně orientované aditivní výroby vznikají uzly jako bodové kontakty dvou prutů, které se mohou lišit jak geometrií, tak délkou depozice. Mechanismus tvorby spoje spočívá v interdifuzi polymerních řetězců přes rozhraní.



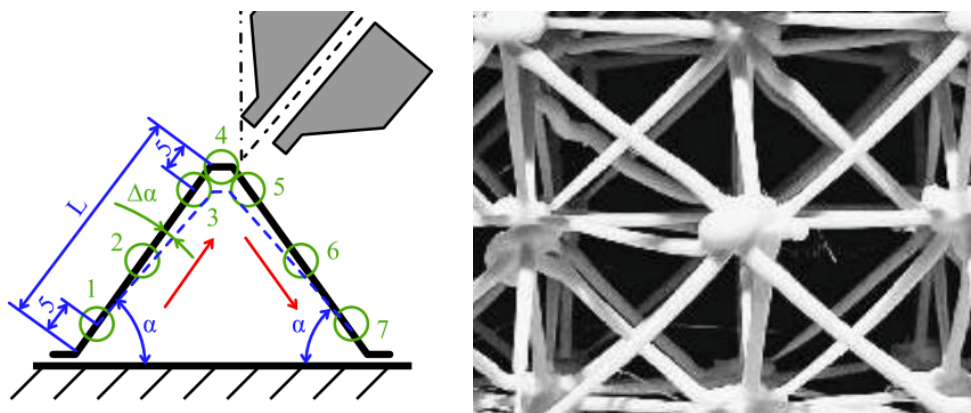
Obr. 2-34 Fáze propojení prutů [64]

Proces tvorby svaru mezi dvěma polymerními povrchy lze rozdělit do tří fází (Obr. 2-34): (a) povrchový kontakt: vlákna se dotýkají svými povrchy, dochází k nulovému překrytí, (b) natavení a tvorba krčku: při teplotách nižších než teplota skelného přechodu dochází ke vzniku mikroskopického krčku bez aktivní difuze materiálu, (c) difuze: při teplotách vyšších než teplota skelného přechodu probíhá interdifuze polymerních řetězců přes rozhraní, která je hlavním mechanismem zpevnění spoje.

Další studií k tématu je práce Sun et al. [64], která experimentálně zkoumala vliv procesních parametrů metody FDM (teplota extruze, teplota komory, rychlost) na kvalitu spoje polymerních vláken. Autoři ukázali, že klíčovým parametrem je teplota spoje v okamžiku

kontaktu – pokud se udržuje nad teplotou skelného přechodu po dobu delší než tzv. healing time (čas zotavení), pevnost spoje se blíží pevnosti pevného materiálu. Tento koncept healing time je dodnes používaný v kontextu difuzních modelů spoje v FDM/FGF.

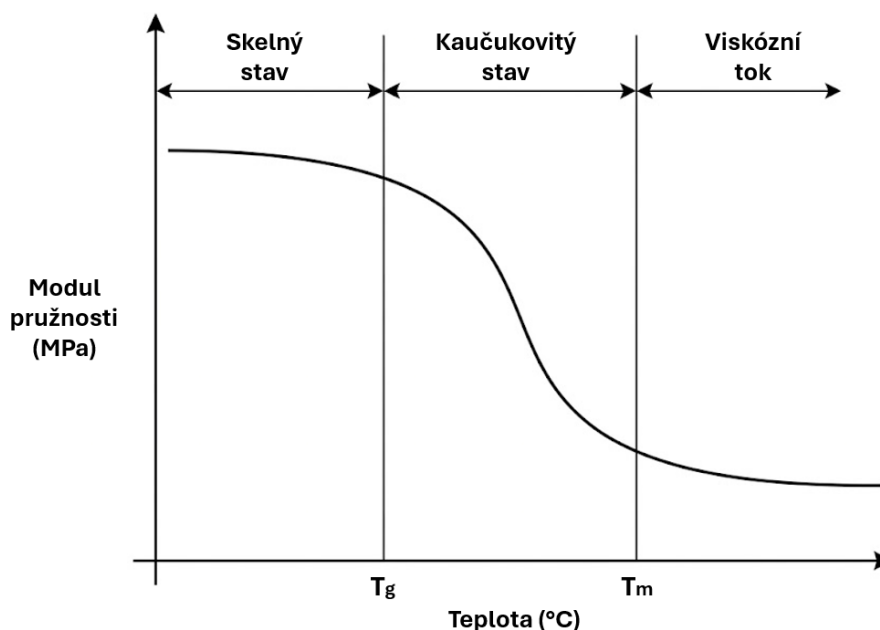
Experimentálně bylo u PLA opakovaně prokázáno, že hlavní limitou pevnosti spoje je velmi rychlé ochlazování pod teplotu skelného přechodu ($T_g \approx 60\text{ °C}$) [65]. Při standardních podmínkách FGF tisku struktur má prut pouze krátké okno, kdy je difuze termodynamicky aktivní, což u amorfnní fáze PLA odpovídá dosažení pouze malé části plné pevnosti pevného materiálu. V praxi se tento problém řeší dvěma přístupy: buď tisková hlava v uzlu krátce zastaví při zachované extruzi, čímž vzniká tzv. přeextruze a do uzlu se vnese přebytečný materiál i dodatečné teplo pro spojení sousedních prutů [43] (Obr. 2-35 vpravo), anebo se uzel nekonstruuje jako bod, ale jako krátký úsek dráhy (bod 4 na Obr. 2-35 vlevo), kterým hlava plynule prochází a doba jejího setrvání je tak dána délkou úseku[66].



Obr. 2-35 vlevo lichoběžníková dráha [66], vpravo přeextruze [43]

2.4.6 Teplota skelného přechodu a viskózního toku

Teplota skelného přechodu (glass transition temperature, T_g) je teplota, při níž u amorfnních nebo semikrystalických polymerů dochází k přechodu z tuhého (skelného) stavu do kaučukovitého. Nad T_g mohou polymerní řetězce vibrovat, což umožňuje viskoelastické chování, interdifuzi a plastickou deformaci [67].



Obr. 2-36 Závislost modulu pružnosti na teplotě u polymerů

Pro PLA se hodnota T_g pro standardní tiskové jakosti (komerční filament/granulát) pohybuje v rozmezí 55 až 65 °C, přičemž přesná hodnota závisí na podílu D-isomeru, molekulní hmotnosti, stupni krystalinity a přítomnosti plastifikátorů či aditiv. Slavković et al. pomocí dynamicko-mechanické tepelné analýzy (DMTA) na tištěném PLA určili $T_g = 65$ °C, přičemž modul pružnosti klesá z 1045,7 MPa v skelné fázi na 1,2 MPa v kaučukovité fázi – tedy přibližně o tři řády [67]. Příklad toho, jak může vypadat závislost modulu pružnosti polymeru na teplotě lze vidět na Obr. 2-36.

Nad teplotou tání $T_m \approx 170$ °C přechází PLA do viskózního toku. V této fázi lze polymer extrudovat, zatímco mezi T_g a T_m existuje kaučukovitá fáze, kde materiál vykazuje silnou viskoelastickou odezvu a je schopen velkých elastických deformací.

2.4.7 Tepelná vodivost

Tepelná vodivost λ polymerů je ve srovnání s kovy řádově nižší – u standardních termoplastů se pohybuje v rozsahu 0,1–0,5 W·m⁻¹·K⁻¹, tedy asi 1000× méně než u mědi či hliníku [68]. U PLA je typicky udávaná hodnota $\lambda \approx 0,13$ W·m⁻¹·K⁻¹. Na aditivní výrobě po vrstvách je specifické to, že výsledné díly mají výrazně anizotropní tepelnou vodivost. Prajapati et al. [69] experimentálně prokázali, že u FDM dílů je tepelná vodivost ve směru rasterování (podél vlákna) významně vyšší než ve směru budování (mezi vrstvami), přičemž oba parametry silně závisejí na vzduchové mezeře mezi sousedními vlákny. Tento poznatek může být relevantní i pro prutové struktury a správné propojení v uzlech, kdy teplejší prut musí zahřát prut ochlazený.

Kompozity s plnivý s vysokou tepelnou vodivostí (např. boron nitrid) představují cestu k významnému zvýšení κ polymerních tištěných dílů. Bagatella et al. [70] ukázali, že přidání 32 hm. % boron nitridu do specializovaného termoplastu zvyšuje tepelnou vodivost až na 1,97 W/m·K při zachování elektrické izolace.

Ostatní tepelné vlivy na extrudovaný prut v chlazeném vzduchovém prostředí zahrnují kromě vnitřní vodivosti i povrchovou konvekci (typicky $h = 10\text{--}30$ W/m²K u přirozené konvekce, až 100 W/m²K u nucené), sálání, obvykle zanedbatelné vzhledem k teplotám < 250 °C) a krystalizační entalpie (enthalpy of crystallization), vzhledem k nízké krystalinitě v tištěných dílech lze také často zanedbat. krystalizační entalpie uvolňuje teplo strukturní změnou z amorfního do krystalického stavu, když se polymerní řetězce začnou skládat do krystalitů (uspořádaných lamel) [71].

2.5 Analýza řešerše

Tato kapitola je syntézou a analýzou klíčových poznatků z předchozích podkapitol řešerše.

Z kapitoly 2.1 vyplývá, že FGF je technologie přímo navazující na desítky let průmyslové praxe vstřikolisů a kontinuální plastikářské extruze. Klíčovým specifikem oproti FFF je nemožnost retrakce – šnekový extrudér není objemové čerpadlo a po zastavení rotace tlak v komoře dále vytlačuje materiál. Z této vlastnosti pramení nelinearita procesního chování: kapitoly 2.2.4 a 2.2.3 popsaly, že vztah mezi otáčkami šneku a hmotnostním průtokem je sice ve stabilním provozním rozsahu lineární, ale jeho směrnice se mění s geometrií trysky, viskozitou taveniny (díky pseudoplasticitě) a se zpětným tlakem.

Při přechodu od stacionárních průmyslových vstřikolisů k robotickému 3D tisku však dosavadní poznání ztrácí přímou použitelnost. Kapitola 2.2 ukázala, že robotický FGF tisk se v posledních letech rozvíjí především v segmentu velkoformátové výroby forem pro kompozitní průmysl, ale akademické publikace se soustředí pouze na kruhový tvar výstupního průřezu. Specificky robotický FGF tisk prutových struktur nebyl doposud v literatuře zkoumán, akademické skupiny věnující se tisku struktur používaly FFF extrudér.

Branch Technology je jediným dohledatelným případem komerčního využití FGF tisku v kombinaci s nekruhovými průřezy trysky pro výrobu prutových struktur. Kapitola 2.3.5 popisuje, že firma vlastní patent a navazující patentovou rodinu, která chrání také zařízení s nekruhovými průřezy trysek. Firma nezveřejňuje žádné publikace ani veřejně dostupná data.

Otázku, zda existence patentové ochrany odráží akademická pracoviště od výzkumu této technologické větve, nelze z dostupných informací jednoznačně potvrdit ani vyvrátit. V praxi však patentová ochrana odráží od průmyslově-akademických partnerství v daném oboru, blokuje cestu ke komercializaci a znemožňuje financování výzkumu, jehož výsledky

nelze volně přenést do praxe. Pro tuto práci patent nepředstavuje překážku, ale pravděpodobně přispívá, společně s úzce specializovanou aplikační oblastí, k tomu, proč akademická literatura na téma prutových struktur vyráběných robotickým FGF tiskem nebyla nalezena.

Kapitola 2.3 identifikovala několik vzájemně provázaných závěrů. Maxwelllovo kritérium dělí prutové struktury na ohybově a tahově dominantní; Gibson-Ashbyho model přitom ukazuje, že tahově dominantní mřížky (např. BCCXYZ) mají při shodné relativní hustotě řádově vyšší modul i pevnost než mřížky ohybově dominantní (např. BCC). Tento rozdíl je však podmíněn dvěma předpoklady, ideální geometrií prutů a kvalitními spoji v uzlech. Gong et al. experimentálně i numericky kvantifikovali, že geometrická nepřesnost prutu (typicky prohyb způsobený nedostatečnou rychlostí ochlazování a vlivem gravitace na polotekutou taveninu) může měnit tahově dominantní strukturu lokálně do ohybového režimu a vnáší do ní nechtěné ohybové momenty. Geometrická přesnost prutu je proto jedním z primárních procesních cílů robotického tisku struktur.

Z kapitoly 2.4 vyplývá, že polymerní tavenina je viskoelastická kapalina s konečným relaxačním časem λ řádově v desetinách sekundy a že v reálných FGF podmínkách dosahuje smykový gradient hodnot řádu desítek až stovek s^{-1} . Tím pádem lze odhadnout Weissenbergovo číslo Wi na hodnotu desítek až stovek – tedy silně viskoelastického režimu, ve kterém jsou elastické jevy (zejména swelling) výrazné a nelze je zanedbat. Klasické experimentální studie Huanga a Whitea jsou omezeny na kruhové kapiláry a úzké štěrby; Tang et al. následně numericky ukázali, že u štěrbinových profilů s vysokým poměrem aspektu W/H dochází k lokálním kontrakcím na okrajích. Gifford na čistě Newtonovském CFD modelu doplnil, že u plně asymetrických profilů se kromě swellu objevuje translace a zkroucení extrudátu, jeho model však neobsahuje viskoelasticitu a jedná se spíše o odhad pro snížení počtu nutných experimentů k dosažení požadovaného tvaru. Pro členité tvary však systematická experimentální či numerická studie chybí, přenos poznatků ze štěrbin a kapilár je pouze analogický.

Tvar trysky tedy ovlivňuje výsledný tvar prutu dvěma způsoby současně: jednak geometrií samotného výstupního otvoru, jednak velikostí a směrovou anizotropií swellingu. První způsob je triviální – když má tryska tvar kruhu, prut vystupuje jako válec. Druhý způsob, anizotropní swelling říká, že po zániku smykového gradientu výstupem z trysky tavenina elasticky relaxuje, ne však všude stejně. Kde byl před extruzí největší smykový gradient, lze očekávat největší swelling.

V kapitole 2.4.4 byly popsány tři podmínky pro přesné stanovení swellingu, pro jejichž splnění Utracki et al. navrhli zařízení s termostatovanou kapalinovou lázní. To se však v praxi neujalo kvůli omezené použitelnosti v běžné laboratorní praxi. Z toho plyne dvojitý závěr pro tuto práci. Pro experimentální kvantifikaci swellingu u nekruhových trysek je v rámci této práce zvolena pinch-off metoda – ta odpovídá moderní offline praxi popsané v kapitole 2.4.4, je konstrukčně proveditelná na pracovišti a nevyžaduje speciální zařízení.

Současně z toho plyne, že hodnoty swell ratio publikované v literatuře nelze mezi pracemi porovnávat napřímo, protože se liší jak metodikou (pinch-off s žíháním, přímé chlazení vzduchem, online laserová mikrometrie), tak procesními podmínkami; tato omezení je třeba zohlednit při interpretaci experimentálních výsledků.

Přímá viskoelastická CFD simulace toku polymerní taveniny ve volně orientované FGF extruzi s nekruhovou tryskou je pro rozsah této diplomové práce prakticky nedosažitelná. Klíčové důvody jsou tři. Viskoelastická simulace vyžaduje kompletní spektrum relaxačních časů, parametry konstitutivního modelu (PTT, Giesekus, K-BKZ) a teplotní závislost viskozity. Druhou překážkou je teplota taveniny v trysce, která u FGF není nastavovaným procesním parametrem, ale výstupem komplexní vazby mezi otáčkami šneku, geometrií komory, výkonem topných patron a okolní konvekci. Její korektní zavedení jako okrajové podmínky by vyžadovalo měření mimo rámec práce a kontaktní měření přímo v ose proudu není proveditelné, jelikož přítomnost teploměru v tavenině by tok narušila. Změna toku by pak mohla znehodnotit průběžné výsledky ostatních probíhajících výzkumů na pracovišti. Třetí překážkou je tzv. High Weissenberg Number Problem: při Wi v řádu desítek až stovek ztrácejí standardní numerické formulace konvergenci, a u nekruhových průřezů s lokálně ještě vyššími smykovými gradienty se stabilita simulace dále zhoršuje.

Z těchto důvodů je v práci zvolen hybridní přístup – zjednodušená multidisciplinární analýza, která slouží jako výběrové kritérium pro rozměry vybraných průřezů. Swelling a geometrická přesnost prutů a jejich mechanické vlastnosti jsou pak ověřovány experimentálně. Ze syntézy výše uvedených zjištění vyplývají tři hlavní mezery v dosavadním odborném poznání, na které tato diplomová práce přímo reaguje:

(M1) Vliv tvaru nekruhového průřezu trysky na geometrii a mechanické vlastnosti volně extrudovaných prutů v podmínkách robotického FGF tisku nebyl v dostupné akademické literatuře systematicky kvantifikován. Jediné komerční řešení (Branch Technology) žádná otevřená data nepublikuje a akademické skupiny zabývající se tiskem struktur publikují články výhradně s kruhovými tryskami nebo s filamentovým extrudérem.

(M2) Swelling u geometricky členitých nekruhových profilů není v literatuře experimentálně popsán. Dostupné studie se omezují na kruhové kapiláry a úzké štěrby; přenos jejich výsledků na profily s rameny je pouze analogický a nebyl experimentálně ověřen.

(M3) Mechanickou únosnost prutů s různými nekruhovými průřezy o shodné ploše lze sice ve vzpěru i ohybu analyticky odhadnout přes moment setrvačnosti, tento odhad však dosud nebyl v aditivní výrobě experimentálně ověřen – a lze očekávat, že reálné hodnoty ovlivní swelling, který tvar prutu odchyluje od tvaru otvoru trysky.

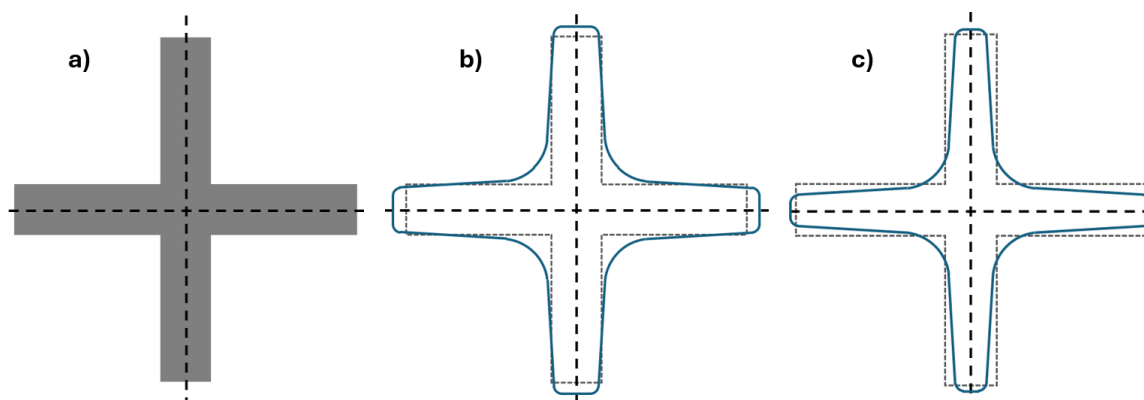
3 CÍLE PRÁCE

Cílem diplomové práce je výzkum vlivu použití nekruhových průřezů trysky na robotický FGF tisk polymerních prostorových prutů a jeho experimentální ověření. Práce zjišťuje, jak tvar průřezu trysky ovlivňuje skutečný tvar extrudovaného prutu, jeho tvarovou stabilitu během tisku a jeho výslednou vzpěrnou a ohybovou únosnost, a tyto charakteristiky porovnává s referenčním kruhovým průřezem o shodné nominální ploše.

3.1 Výzkumná otázka 1

O1: Jak ovlivňuje tvar průřezu trysky skutečný tvar volně extrudovaného polymerního prutu s nekruhovým průřezem?

H1: Skutečný tvar po extruzi bude ovlivněn Barusovým (die swell) efektem a natahováním pohybu extrudéru. U křížového průřezu dojde k rozšíření v jádru se současným zúžením ramen, odhad očekávaného tvaru je znázorněn na Obr. 3-1 c).



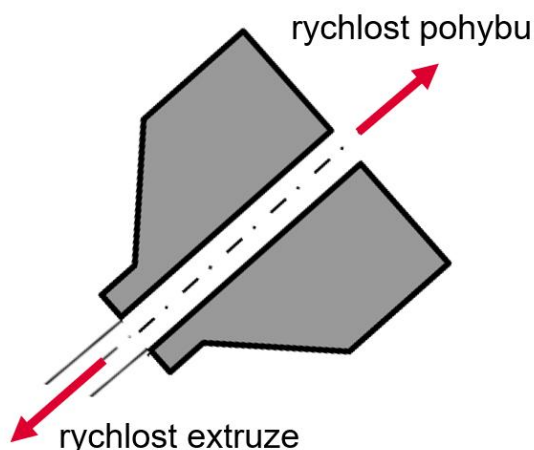
Obr. 3-1 a) průřez trysky, b) die swell volnou extruzí c) die swell po natažení vlivem pohybu extrudéru

Vysvětlení H1: Hypotéza je v této kapitole formulována a vizualizována pouze na příkladu křížového průřezu kvůli tomu, že jsou na něm efekty nejlépe představitelné. Očekává se, že identifikované mechanismy budou přenositelné i na ostatní zkoumané profily, neboť všechny obsahují kombinaci jádra a tenkých rysů, u nichž platí stejné fyzikální zákonitosti.

Z rešerše vyplývá, že u extruze štěrbinami se materiál chová následovně: po větší části délky štěrbinu převažuje pozitivní laterální expanze materiálu vlivem Barusova efektu, zatímco na koncích štěrbinu (u hran) naopak dochází k lokálnímu zúžení vlivem rozložení smykových polí a uvolnění normálových napětí [49]. Křížový průřez lze tvarově rozložit na jádro spojené se čtyřmi štěrbinami představujícími ramena. Podle popsaného mechanismu tedy ve středu kříže nastane výrazné nabobtnání jádra, zatímco u konců jednotlivých ramen se průřez

začne zužovat. Výsledný tvar po volné extruzi proto bude odpovídat variantě b) na Obr. 3-1, tj. zaobleným ramenům s rozšířeným centrálním uzlem.

Při tisku prostorových mřížkových struktur však nelze prut považovat za volně extrudovaný, pro zachování přímosti prutu musí být rychlost pohybu extrudéru udržována mírně vyšší než rychlost samotné extruze materiálu (viz Obr. 3-2). Rychlost extruze materiálu je zde chápána jako lineární rychlost materiálu vystupujícího z trysky, neboli délka materiálu vystupujícího z trysky za sekundu. Tímto se prut drží napnutý a je axiálně natahován. Natažení působí proti nárůstu plochy průřezu a profil zužuje. U kříže tato kombinace Barusova efektu a tažení vede k tvaru znázorněnému na Obr. 3-1 c): rozšířené jádro zůstává zachováno, ramena jsou však ještě výrazněji zúžena.



Obr. 3-2 Popis rychlostí, upraveno z [66]

3.2 Výzkumná otázka 2

O2: Jaký vliv má geometrie na tvarovou stabilitu prutu a mechanické vlastnosti?

H2.1: Nekruhové průřezy zajistí lepší tvarovou stabilitu vlivem rychlejšího odvodu tepla. Umožnění rychlejší výroby bez ztráty přesnosti.

H2.2: Nekruhové průřezy o shodné ploše s referenčním kruhovým průřezem dosahují dle analytických výpočtů vyšší vzpěrné a ohybové únosnosti, jelikož mají větší moment setrvačnosti. V reálné robotické FGF výrobě však bude tato analytická předpověď zkreslena Barusovým efektem a tažením prutu rychlostním poměrem (O1). U některých kombinací geometrie a procesních parametrů povede výsledná redukce a deformace průřezu k tomu, že vytištěný nekruhový prut nedosáhne mechanických vlastností referenčního kruhu.

Vysvětlení H2.1: Z rešerše vyplývá, že rychlost ochlazení má zásadní vliv na tvarovou stabilitu prutu, konkrétně na to, jak se prut před ztuhnutím prohne vlivem gravitace. Profily s vyšším poměrem o/S tuhnou rychleji než kruhový referenční průřez o shodné nominální

ploše, jelikož je k tepelné výměně k dispozici několikanásobně větší obvod při téže ploše. Velikost Barusova efektu však může poměr o/S výrazně snížit.

Rychlejší tuhnutí přímo zvyšuje tvarovou stabilitu prutu, neboť v polotekuté fázi je prut citlivý na deformaci vlivem gravitace i pohybem extrudéru. Jakmile povrch prutu ztuhne pod T_g , tyto deformační mechanismy se zastavují a tvar prutu se „zafixuje“. Z procesního hlediska se tím zvyšuje možná tisková rychlost, limitujícím faktorem totiž většinou není samotná extruze, ale doba, po kterou je prut polotekutý.

Vysvětlení H2.2: Pro analytické porovnání platí, že moment setrvačnosti I průřezů o shodné ploše s referenčním kruhem je výrazně vyšší, jelikož materiál je rozprostřen dál od neutrální osy a tím přispívá k I podle Steinerovy věty výrazněji než kruh. Při zachování shodné plochy tedy vychází $I_x > I_{kruh}$, což se projeví vyšší vzpěrnou silou i vyšší ohybovou tuhostí.

Tento výpočet je v analytické rovině banální úlohou. V reálné robotické FGF extruzi je však skutečný tvar prutu odlišný od nominální geometrie trysky, jak bylo popsáno u otázky O1. Kombinací Barusova efektu a axiálního natažení vzniká prut s jiným tvarem, než je nominální. V mezním případě, kdy je tato změna dostatečně významná, může efektivní moment setrvačnosti vytištěného prutu klesnout pod hodnotu referenčního kruhu o shodné nominální ploše. Zvolená nekruhová geometrie pak paradoxně přinese mechanické zhoršení namísto očekávaného zlepšení. Hranice této inverze závisí na konkrétní kombinaci tvaru trysky, tiskové rychlosti a teploty taveniny, a proto ji nelze stanovit pouze analyticky, vyhodnocení vyžaduje experimentální měření skutečného průřezu prutu.

Pro analytický odhad mechanických vlastností nekruhových průřezů vůči referenčnímu kruhovému průřezu $\varnothing 5$ mm je vycházeno z Euler-Bernoulliho ohybového nosníku pro tříbodový ohyb a Eulerovy kritické síly pro vzpěr. V experimentální sérii zůstávají materiálové konstanty (modul pružnosti E , mez pevnosti σ_y) a parametry metodiky (rozpětí podpor L , délka prutu, součinitel okrajových podmínek K) shodné napříč všemi profily, proto se v relativním porovnání mezi profily vykrátí a zůstávají pouze geometrické veličiny.

Tříbodový ohyb

Maximální únosnost prostě podepřeného nosníku zatíženého silou uprostřed rozpětí má tvar:

$$F_{omax} = 4 \cdot \sigma_y \cdot \frac{I}{L \cdot c} \quad (1)$$

kde σ_y je mez pevnosti materiálu v ohybu, L rozpětí mezi podporami, I kvadratický moment průřezu vůči neutrální ose a c vzdálenost krajního vlákna od neutrální osy. Po vyloučení konstant (σ_y , L a numerická konstanta 4) zůstává relativní únosnost úměrná pouze průřezovému modulu $W = I/c$:

$$F_{max,ohyb} \propto W = \frac{I}{c} \quad (2)$$

Vzpěr

Eulerovu kritickou sílu vzpěru ideálního přímého prutu popisuje vztah:

$$F_{crit} = \pi^2 \cdot E \cdot \frac{I_{min}}{(K \cdot L)^2} \quad (3)$$

kde E je modul pružnosti materiálu, I_{min} minimum momentu setrvačnosti průřezu, L délka prutu a K součinitel typu vzpěru. Po vyloučení konstant E , K , L a π^2 a s využitím toho, že u všech zkoumaných profilů s rotační symetrií $N \geq 3$ platí $I_{min} = I$, zůstává:

$$F_{crit} = I \quad (4)$$

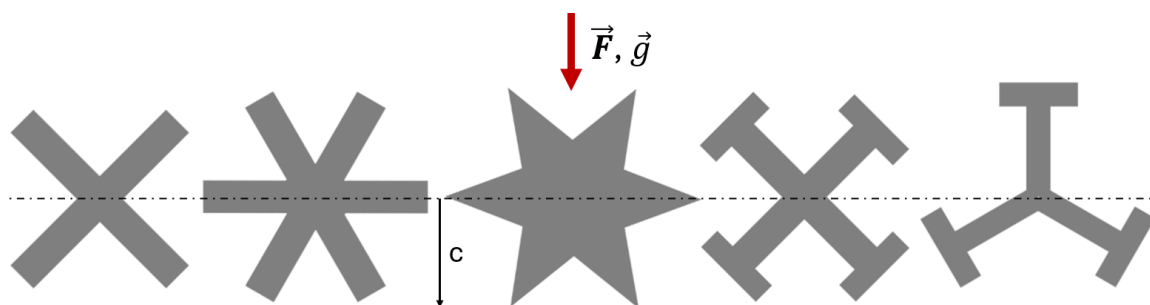
Geometrické vstupy pro jednotlivé průřezy

Hodnoty kvadratického momentu I a vzdálenosti krajního vlákna c byly stanoveny z CAD modelů jednotlivých průřezů určených v kapitole 4.3.1 a jsou vypsány v Tab. 3-1. Referenční kruhový průřez má nominální průměr $d = 5$ mm.

Tab. 3-1 Geometrické vstupy pro analytický odhad

Průřez	I (mm ⁴)	c (mm)	W (mm ³)
Kruh (Ø 5 mm)	30,68	2,500	12,27
Vločka	54,43	3,515	15,49
Hvězda	56,26	3,924	14,34
Kříž	64,55	3,364	19,19
3-T	68,45	3,145	21,77
4-T	71,09	3,507	20,27

Uvažovaná orientace průřezů při ohybu vůči směru zatěžování a gravitačnímu zrychlení lze vidět na Obr. 3-3. Na obrázku je také ukázána veličina c .



Obr. 3-3 Orientace prutů při ohybu a tisku

Analytický odhadované relativní zlepšení vůči kruhovému průřezu

Pro každý profil je v Tab. 3-2 uvedeno, jakou analyticky predikovanou únosnost (ohyb), resp. kritickou sílu (vzpěr) vykazuje vůči referenčnímu kruhovému průřezu o shodné nominální ploše v procentuálním rozdílu.

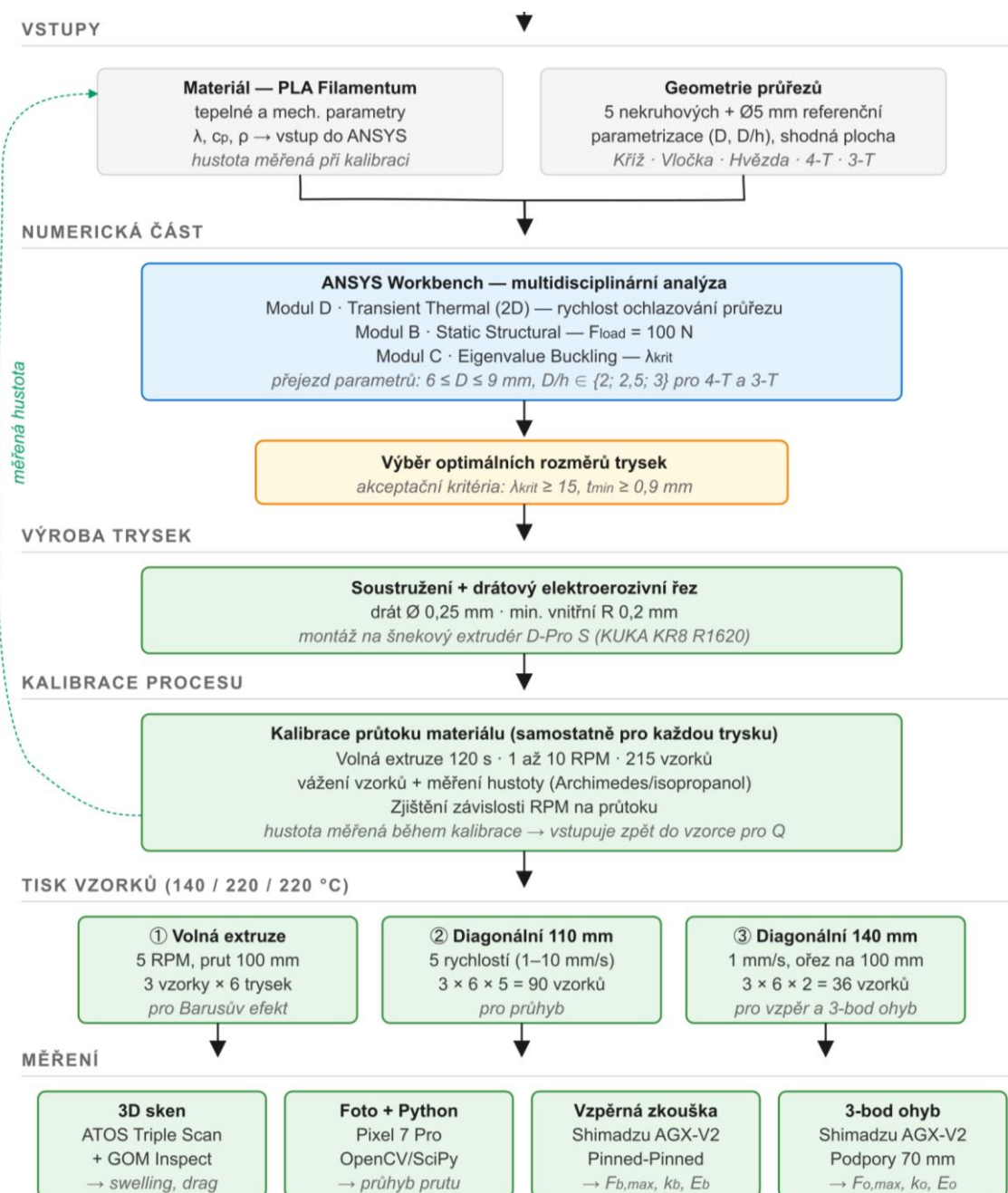
Tato analytická predikce neuvažuje koncentrátoři napětí, možné lokální vybočení tenkostěnných prvků (zejména u Hvězdy), nepravidelnost vzniklou tiskovým procesem a hlavně ani Barusův efekt deformující skutečnou geometrii průřezu po extruzi. Skutečné výsledky mechanických zkoušek se proto mohou od těchto hodnot odchylovat a proto je nutné je experimentálně ověřit.

Tab. 3-2 Analytická predikce zlepšení vlastností nekruhových profilů

Průřez	Tříbodový ohyb	Vzpěr
Kruh	0	0
Vločka	+26 %	+77 %
Hvězda	+17 %	+83 %
Kříž	+56 %	+110 %
3-T	+77 %	+123 %
4-T	+65 %	+132 %

4 MATERIÁL A METODY

Práce se metodicky dělí na numerickou a experimentální část. Na základě multidisciplinárních numerických analýz budou vybrány vhodné rozměry trysek, ty budou vyrobeny a bude pomocí nich proveden tisk několik sad vzorků sloužících pro ověření hypotéz. Závěrečné vyhodnocení určí, zda nekruhové trysky mohou mít přínos při využití na výrobu prutových struktur. Schéma na Obr. 4-1 Souhrnné schéma metodiky práce shrnuje metodiku celé práce.



Obr. 4-1 Souhrnné schéma metodiky práce

4.1 Použitý materiál (PLA granulát)

Pro experimentální výrobu vzorků byl použit PLA granulát Filamentum PLA Natural. PLA (polylaktid) je termoplastický polyester biologického původu, široce používaný v aditivní výrobě pro nízkou teplotu zpracování, dobrou tvarovou stabilitu a nízké smrštění při tuhnutí. V granulátové formě je vstupní materiál pro FGF tisk přibližně pětikrát levnější než v podobě filamentu, což činí FGF technologii ekonomicky výhodnou pro velkoformátový tisk. Zároveň není vstup materiálu omezen průměrem filamentu, což umožňuje větší průtoky v porovnání s FFF.

Klíčové materiálové parametry použitého PLA granulátu shrnuje Tab. 4-1. Hodnoty byly v převzaty z technického listu [72], chybějící hodnoty byly vyžádány od výrobce v e-mailové komunikaci. Všechn spotřebovaný materiál byl ze stejné šarže (jeden pytel materiálu). V rámci kalibrace průtoku byla měřena hustota materiálu, v tabulce je tudíž uvedena hustota naměřená i udávaná výrobcem.

Tab. 4-1 Vlastností granulátu PLA Natural [72]

Vlastnost	Symbol	Veličina	Hodnota
Tepelná vodivost	λ	W/(m·K)	0,17
Měrná tepelná kapacita	c_p	J/(kg·K)	1 300
Součinitel teplotní roztažnosti	α	K ⁻¹	73×10 ⁻⁶
Melt Flow Index (210 °C, 2,16 kg)	MFI	g/10 min	6
Teplota skelného přechodu	T_g	°C	55
Teplota tání	T_m	°C	155
Hustota (naměřena; dána výrobcem)	ρ	g/cm ³	1,2504 ± 0,0019; 1,24

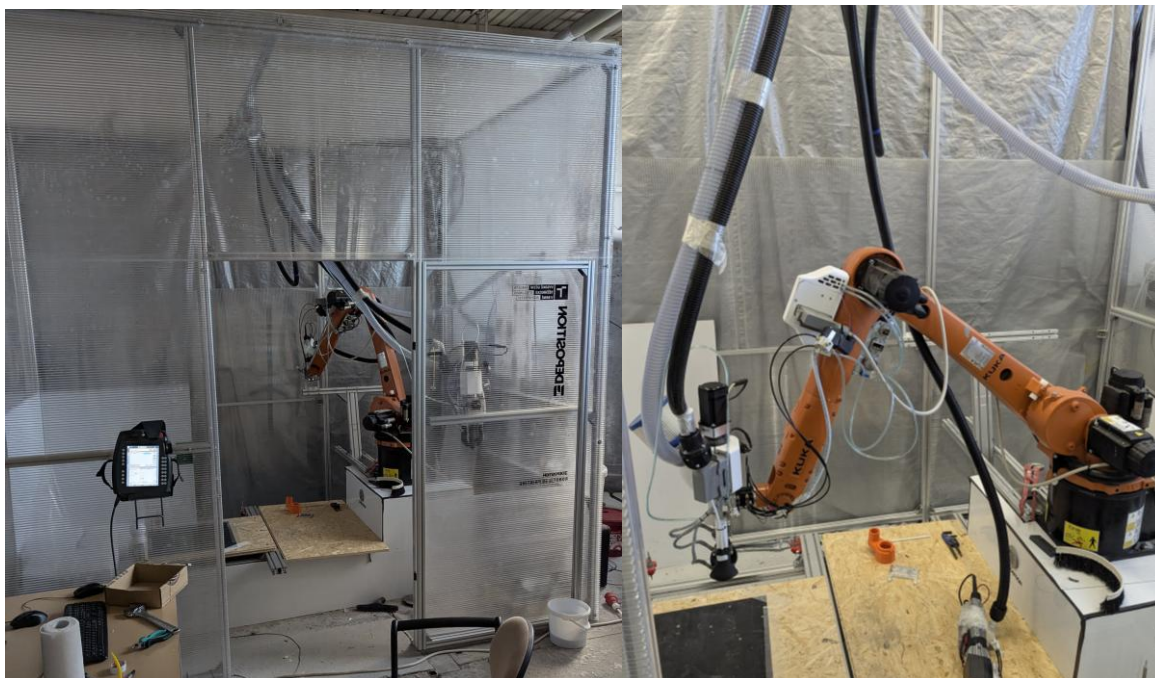
Materiál byl pravidelně sušen při teplotě 50 °C dle pokynů výrobce a byl skladován v uzavřené nádobě. Sušení je u PLA zásadní, protože absorbovaná vlhkost při tavení snižuje hustotu materiálu a vypařením v něm poté vznikají vzduchové bubliny [73]. Tvar granulátu lze vidět na Obr. 4-2.



Obr. 4-2 Tvar granulátu Fillamentum PLA Natural [72]

4.2 Robotické tiskové pracoviště

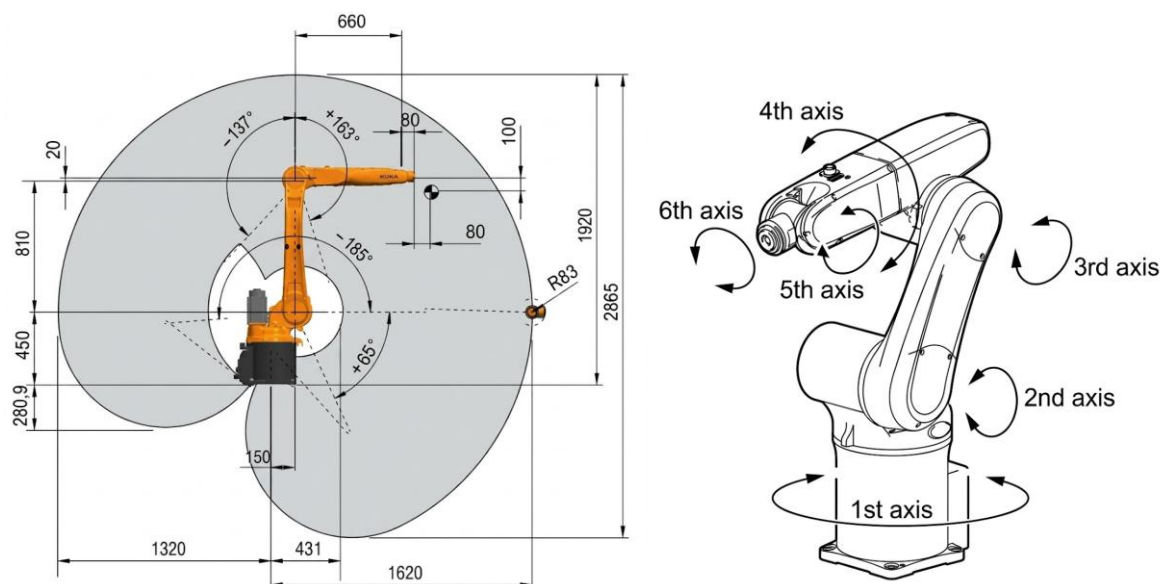
Experimentální výroba probíhala na robotickém pracovišti, které tvoří průmyslový robot KUKA KR8 R1620 vybavený šnekovým FGF extrudérem konstrukce od firmy 3Deposition, výrobní buňku lze vidět na Obr. 4-3. Firma 3Deposition je spin-off FSI VUT v Brně a zaměřuje se převážně na velkoformátovou aditivní výrobu z betonu a polymerů. Pracoviště je v současné době primárně upraveno pro hybridní výrobu (aditivní výroba s následným obráběním). V černém husím krku je přivedena kabeláž, připojena k extrudéru pomocí multipin konektoru Harting. Přes průsvitnou hadici je do extrudéru přiváděn materiál.



Obr. 4-3 Buňka pro FAM, Rameno s extrudérem

4.2.1 6-osý robot KUKA KR8 R1620

Robot KUKA KR8 R1620 patří do střední třídy průmyslových manipulátorů s nosností 8 kg a maximálním dosahem 1620 mm. Šest rotačních os umožňuje plně prostorové polohování konečného efektoru s přesností $\pm 0,04$ mm (dle datového listu výrobce). Tato přesnost je dostatečná pro dosažení rozměrové tolerance prutů řádu desetin milimetru, což odpovídá nárokům aditivní výroby velkoformátových prutových struktur.



Obr. 4-4 vlevo pracovní prostor KR8 1620 [74], vpravo rotační osy 6-osého ramene [75]

4.2.2 FGF extrudér D-Pro S

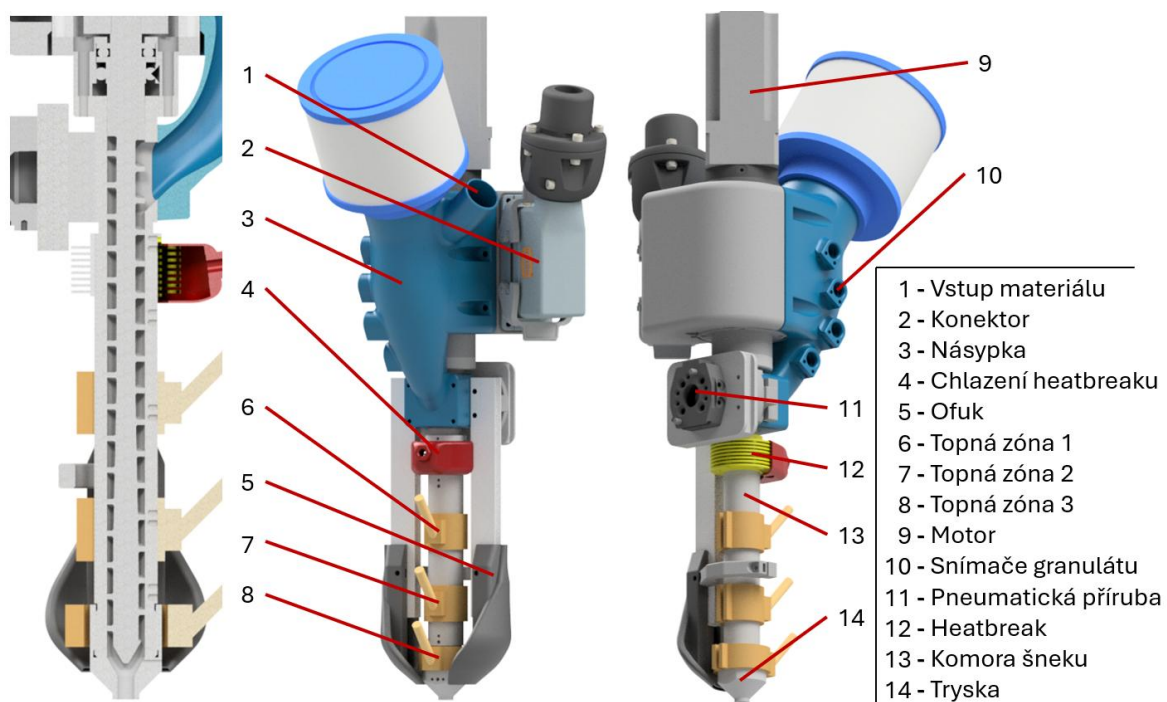
Tisk je prováděn pomocí šnekového extrudéru vyvinutého firmou 3Deposition, který je navržený pro montáž na koncový efektor robota. Konstrukčně se řadí mezi jednošnekové gravitačně plněné extrudéry s krátkým procesním šnekem. Klíčové konstrukční parametry shrnuje Tab. 4-2 dole.

Pohonný systém využívá closed-loop krokový motor CS-M22430 s točivým momentem 3 Nm v kombinaci s planetovou převodovkou o převodovém poměru 20:1. Reálný hmotnostní průtok je vždy nižší než teoretická hodnota a závisí na použitém materiálu, teplotě, geometrii trysky a strategii pohybu robota. Z těchto důvodů je nutné pro každou kombinaci provést individuální kalibraci závislosti otáček na průtoku.

Tab. 4-2 Parametry šnekového extrudéru

Parametr	Hodnota
Vnitřní průměr komory	18 mm
Délka šneku k průměru (L/D)	14:1
Kompresní poměr šneku	2,2 : 1
Topný výkon (3 zóny)	3 × 130 W
Pohon	Krokový motor 3 Nm, převod 20 : 1
Maximální teoretický hmotnostní průtok	~3 000 g/h

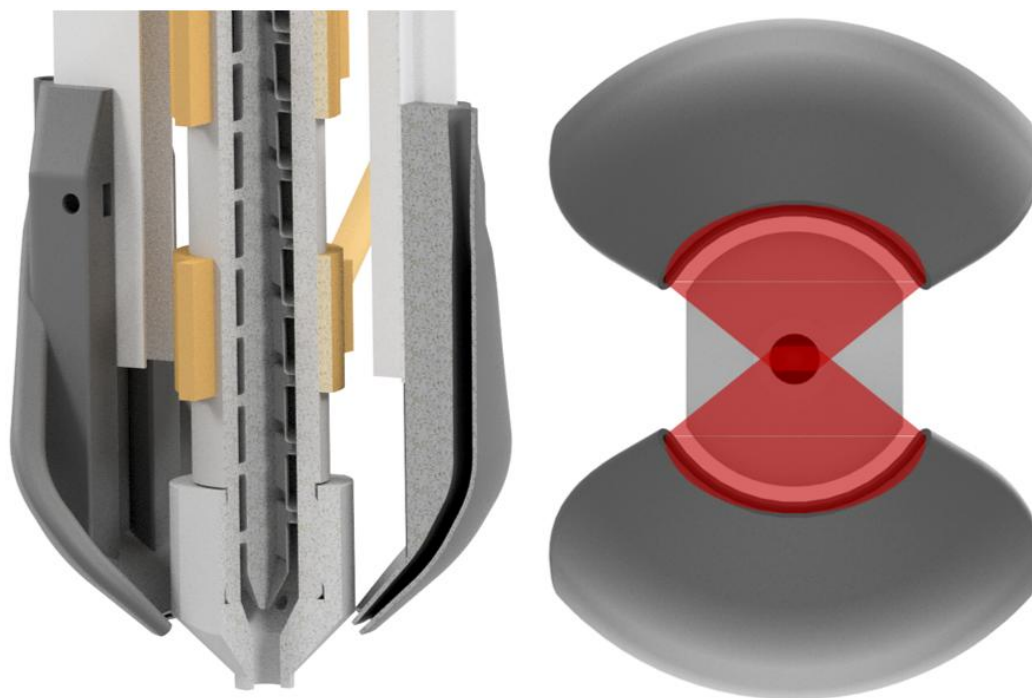
Model extrudéru s popisy hlavních částí lze vidět na Obr. 4-5. Extrudér je ke koncovému efektoru robotického ramene uchycen pneumatickou přírubou. Ta slouží pro rychlou výměnu nástroje, což je klíčová vlastnost pro hybridní výrobu. Heatbreak (12) rozděluje zařízení na studenou a horkou část, aby se granulát nezačal tavit předčasně. Zároveň chrání části zařízení před přehřátím či roztavením (u PLA dílů, jako např. násypka). Heatbreak je vzduchově chlazen (4), což umožňuje nastavení vyšších teplot již těsně za ním, na topné zóně 1 (6). Díky tomu je materiál více homogenizován. Extrudér je zakončen tryskou na závitu, standardně se u něj používají trysky v rozsahu 4 až 8 mm. Díky závitu lze trysku snadno vyměnit.



Obr. 4-5 Popis extrudéru 3Deposition D-Pro S

4.2.3 Chlazení extrudované stopy

Pro stabilizaci tvaru volně extrudovaného prutu je bezprostředně po výstupu z trysky stopa ochlazována proudem stlačeného vzduchu. Vzduch vstupuje zvrchu do nástavce (Obr. 4-6), který distribuuje proud vzduchu po obvodě a zajišťuje symetrické a rovnoměrné ochlazování prutu. To je u tisku struktur kritické – pokud proud vzduchu ochlazování není symetrický, nebo je moc silný, může prut před ztuhnutím deformovat. Zóna, ve které vzduch proudí, je vyznačena červenou plochou na Obr. 4-6 vpravo.



Obr. 4-6 Ofuk pro ochlazování prutu

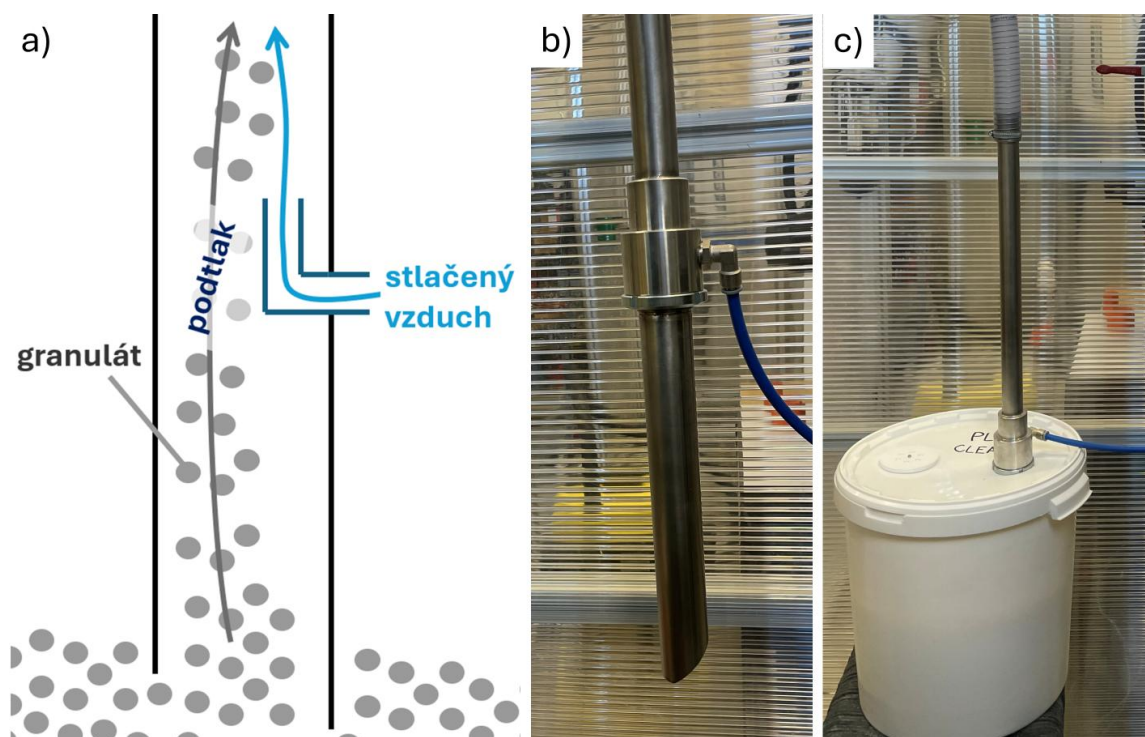
Průtok chladicího vzduchu je řízen proporcionálním ventilem se zpětnou vazbou z průtokového senzoru, což umožňuje regulaci chladicího výkonu během tisku. Pro tisk vzorků byla hodnota ofuku vždy volena jako maximální možná, tj. 80 L/min.

4.2.4 Přívod materiálu

Granulát je do násypky šnekové komory (Obr. 4-5, bod 1) dopravován vakuovým ejektorem pracujícím na principu Venturiho efektu, viz schéma a fotodokumentace na Obr. 4-7. Materiál je nasáván ze zásobní nádoby umístěné vně krytované tiskové buňky průsvitnou pružnou hadicí a unášen proudem vzduchu vzhůru do násypky.

Princip dopravy znázorňuje schéma na Obr. 4-7 a). Do ocelové trubice vložené do zásobní nádoby s granulátem je přiváděn proud stlačeného vzduchu, pod místem vstřiku vzduchu vzniká podtlak, který nasává granulát ze zásobní nádoby a unáší jej spolu s proudem vzduchu vzhůru do násypky.

Zásobní nádoba se nachází mimo krytovaný pracovní prostor robota, což umožňuje její dosypávání během tisku bez nutnosti otevírat krytování buňky (při běžném provozu je na dveřích buňky umístěna bezpečnostní klika, která se při tisku uzamkne).



Obr. 4-7 Přívod granulátu

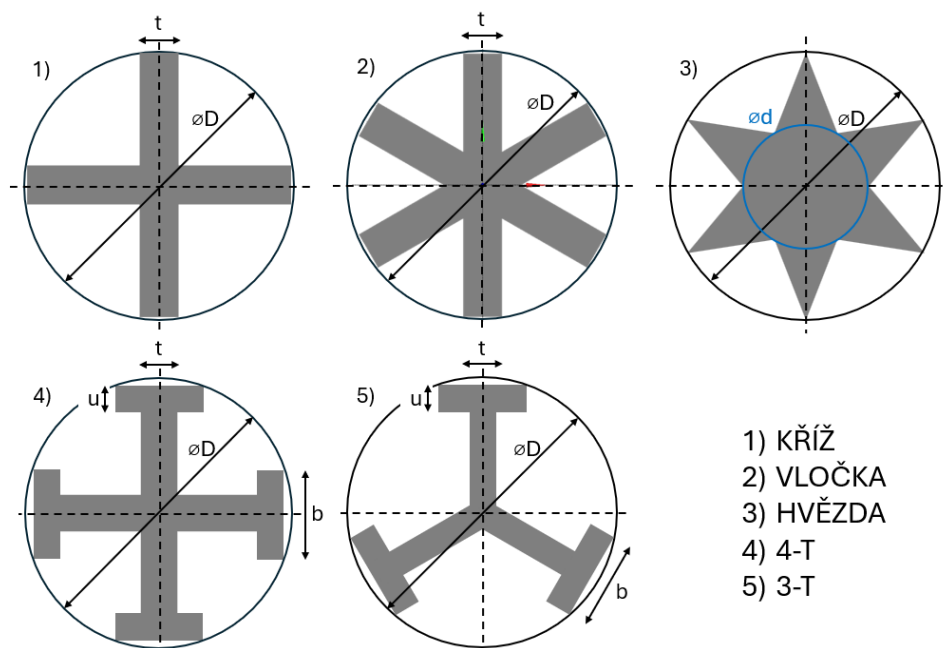
4.3 Nekruhové průřezy trysek

4.3.1 Volba průřezů

Pro výzkum vlivu tvaru průřezu trysky na geometrické a mechanické vlastnosti tištěného prutu bylo v první řadě nutné zvolit nekruhové průřezy, jejichž chování je porovnáváno s referenční kruhovou tryskou o průměru 5 mm. Hlavním kritériem výběru byl vysoký poměr obvodu k ploše průřezu o/S . Při zachování shodné plochy průřezu vede tento poměr k větší tepelné výměně s okolním vzduchem, a tím k rychlejšímu ochlazení volně extrudovaného prutu. Z tohoto důvodu byly z úvahy vyřazeny jednoduché tvary (trojúhelník, čtverec), u nichž je nárůst poměru o/S vůči kruhu zanedbatelný relativně s vybranými průřezy.

Druhým požadavkem vyplývajícím z rešerše je symetrie profilu. Nesymetrické rozložení hmoty totiž vede k nerovnoměrnému swellingu – jedna strana profilu expanduje více než protilehlá, vzniká ohybový moment a prut se postupně stáčí stranou, což u volné extruze znamená ztrátu tvarové stability.

Uvedeným kritériím vyhovuje pět profilů znázorněných na Obr. 4-8. Tři z nich (1, 2, 5) navazují na geometrie publikované v patentu Boyd et al. [41], zbývající dva (3, 4) byly navrženy jako vlastní modifikace. Profil 3 (Hvězda) přímo navazuje na profil 2 (Vločka) a je na něm možné pozorovat vliv nahrazení ramen o konstantní šířce cípy hvězdy. Profil 4 (4T) je modifikace profilu 1 (Kříž), u níž byla část materiálu přesunuta do zakončení ramen. Při zachování shodné plochy průřezu vede tato redistribuce k současnému navýšení kvadratického momentu průřezu i poměru o/S (intenzivnější ochlazování).

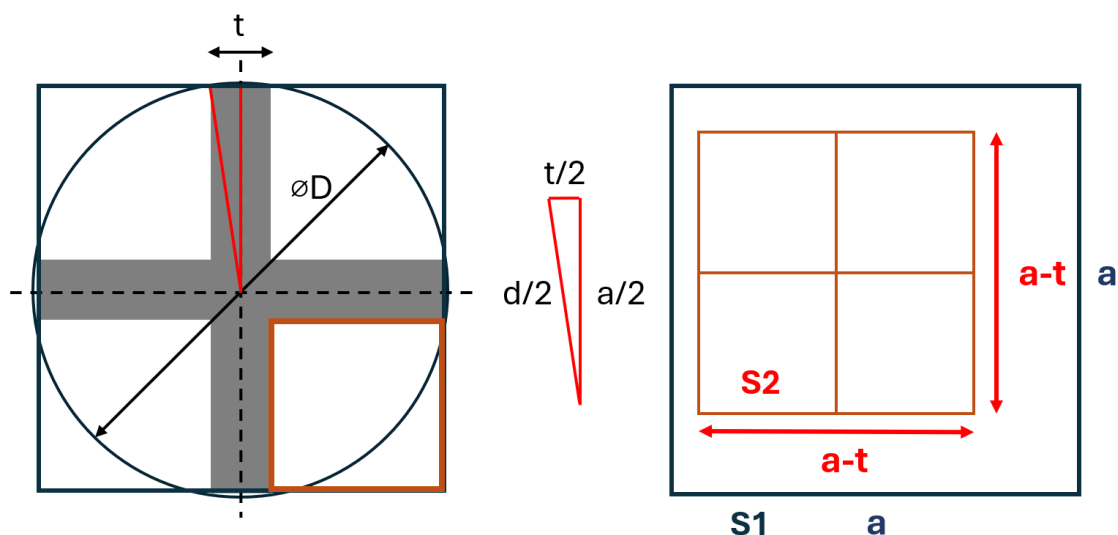


Obr. 4-8 Vybrané neokružové průřezy trysek a jejich číslování

4.3.2 Parametrizace profilů

Profily byly parametrizovány tak, aby mohou být zkoumány různé kombinace rozměrů a jejich vliv na výsledky výpočtu. Popis rozměrů parametrů lze vidět na Obr. 4-8. Každý průřez je řízen jednou hodnotou a případně poměry mezi ostatními rozměry. Tou jednou hodnotou je průměr kružnice, do které je průřez vepsaný. Na základě průměru, podmínky stejného obsahu a nastavených poměrů budou dopočítány hodnoty všech rozměrů v průřezu.

Pro průřez 1 (Kříž) byl charakteristický rozměr tloušťka t . Odvození vzorce pro definici tloušťky je popsáno na Obr. 4-9. Rozměr a je strana čtverce, do kterého je kříž vepsaný, viz obrázek.



Obr. 4-9 Definice profilu Kříž

$$S = S_1 - S_2 + 4 \cdot S_3 \quad (5)$$

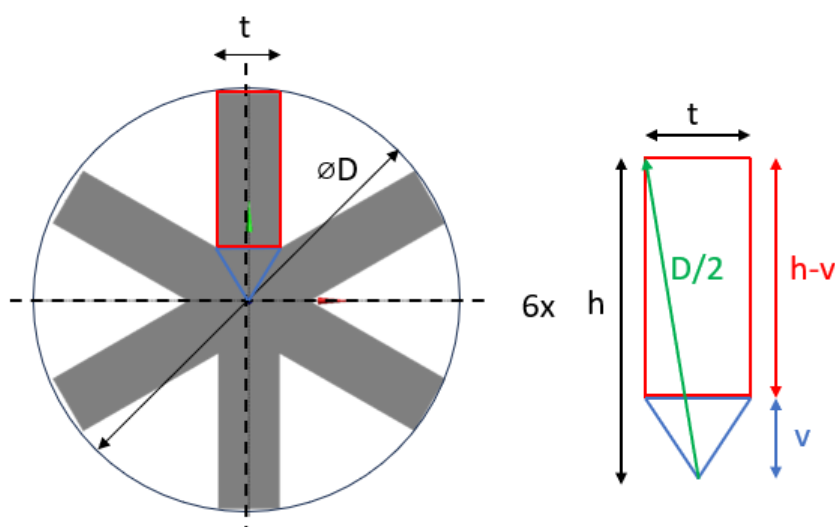
$$S = a^2 - (a - t)^2 \quad (6)$$

$$a = 2 \cdot \sqrt{\left(\frac{d}{2}\right)^2 - \left(\frac{t}{2}\right)^2} \quad (7)$$

$$a = \sqrt{d^2 - t^2} \quad (8)$$

$$t = \frac{\sqrt{2d^2 - S - 2\sqrt{d^4 - d^2S - S^2}}}{\sqrt{5}} \quad (9)$$

Průřez 2 (Vločka) má, stejně jako průřez 1, charakteristický rozměr tloušťku t . Odvození vzorců pro průřez 2 je popsáno pod Obr. 4-10.



Obr. 4-10 Definice profilu Vločka

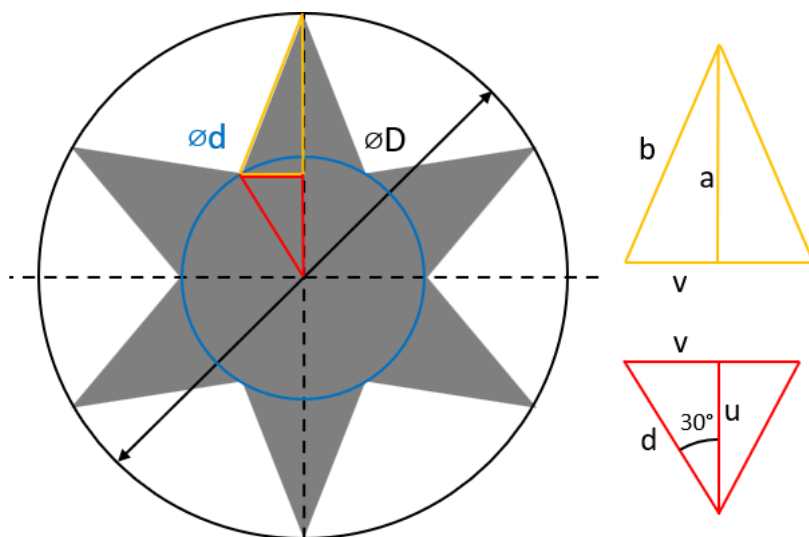
$$h = \sqrt{\frac{d^2}{4} - \frac{t^2}{4}} \quad (10)$$

$$v = \frac{t/2}{\tan(30^\circ)} \quad (11)$$

$$S = 6 \cdot \left[(h - v) \cdot t + v \cdot \frac{t}{2} \right] \quad (12)$$

$$t = \sqrt{\frac{2}{21}} \cdot \sqrt{3d^2 - \sqrt{3} \cdot S - \sqrt{9d^4 - 6\sqrt{3} \cdot d^2 \cdot S - 4S^2}} \quad (13)$$

Průřez 3 (hvězda) se od dvou předchozích liší ve svém charakteristickém rozměru. Vzhledem k tomu, o jaký tvar se jedná, je zde jako charakteristický rozměr volen vnitřní průměr d . Odvození vzorců pro průřez 3 je popsáno na Obr. 4-11.



Obr. 4-11 Definice profilu Hvězda

$$a = \frac{D}{2} - u \quad (14)$$

$$u = \frac{d}{2} \cdot \cos(30^\circ) \quad (15)$$

$$v = \frac{d}{2} \cdot \sin(30^\circ) \quad (16)$$

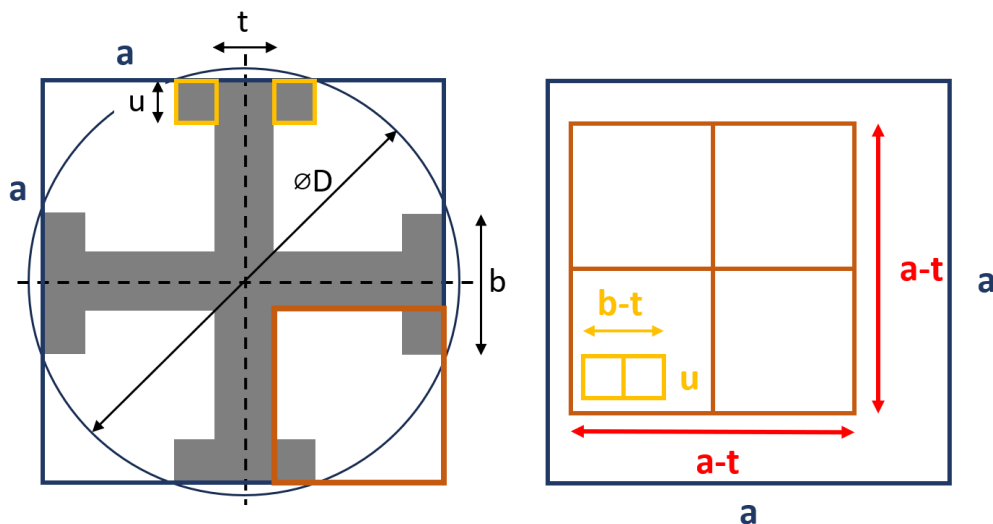
$$b = \sqrt{v^2 + a^2} \quad (17)$$

$$S = 6 \cdot \frac{\sqrt{3} \cdot (d/2)^2}{4} + 6 \cdot \frac{d}{2} \cdot \sin(30^\circ) \cdot \left(\frac{D}{2} - \frac{d}{2} \cdot \cos(30^\circ) \right) \quad (18)$$

$$S = \frac{3 \cdot d \cdot D}{4} \quad (19)$$

$$d = \frac{4S}{3D} \quad (20)$$

U průřezu 4 (4-T) je již nutné definovat 2 charakteristické hodnoty, u a t . Pro lepší porovnání a zjednodušení výběru byla hodnota u volena jako $u=t$. Odvození vzorců pro průřez 4 je popsáno na Obr. 4-12. Rozměr b je dán poměrem $b = D/x$, kde $x \in \{2; 2,5; 3\}$.



Obr. 4-12 Definice profilu 4-T

$$S_1 = a^2 \quad (21)$$

$$S_2 = (a - t)^2 \quad (22)$$

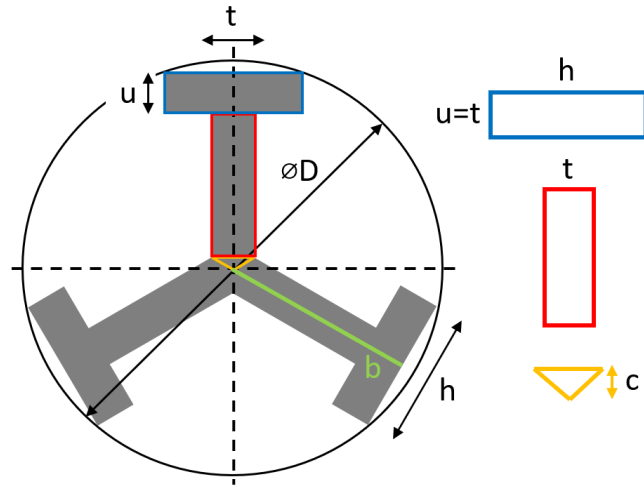
$$S_3 = (b - t) \cdot b \quad (23)$$

$$S = S_1 - S_2 + 4 \cdot S_3 \quad (24)$$

$$S = a^2 - (a - t)^2 + 4 \cdot (b - t) \cdot u \quad (25)$$

$$t = a - 2 \cdot u - \sqrt{a^2 - S - 4 \cdot a \cdot u + 4 \cdot u \cdot (b + u)} \quad (26)$$

U posledního z pěti průřezů (3-T) byla velikost u také volena jako $u=t$. Odvození vzorců pro průřez 5 je popsáno na Obr. 4-13. Rozměr h je dán poměrem $h = D/x$, kde $x \in \{2; 2,5; 3\}$.



Obr. 4-13 Definicje profilu 3-T

$$S_1 = h \cdot t \quad (27)$$

$$S_2 = \left(b - \frac{t/2}{\tan(60^\circ)} - k \cdot t \right) \cdot t \quad (28)$$

$$S_3 = \frac{t^2}{4 \cdot \sqrt{3}} \quad (29)$$

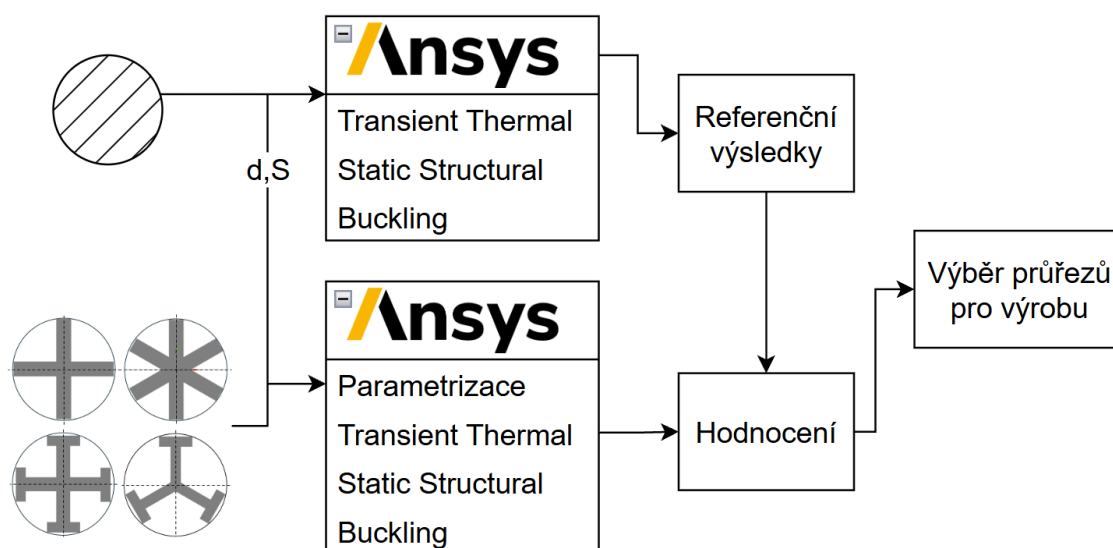
$$b = \sqrt{\left(\frac{D}{2}\right)^2 - \left(\frac{h}{2}\right)^2} \quad (30)$$

$$u = t; \quad h = k \cdot D; \quad c = \frac{t/2}{\tan(60^\circ)} \quad (31)$$

$$S = S_1 + S_2 + S_3 = 3 \cdot \left(\left(b - \frac{t/2}{\tan(60^\circ)} - k \cdot t \right) \cdot t + h \cdot t + \frac{t^2}{4\sqrt{3}} \right) \quad (32)$$

$$t = \frac{6b + 6h - 2\sqrt{9b^2 + 18bh + 9h^2 - (\sqrt{3} + 12k) \cdot S}}{\sqrt{3} + 12k} \quad (33)$$

4.4 Metodika numerické části



Obr. 4-14 Schéma postupu řešení numerické části práce

V rámci numerické části byla provedena multidisciplinární analýza za účelem vybrat nejvhodnější kombinace rozměrů. Pro vybrané průřezy budou vytvořeny modely prutů o identické délce, u nichž tranzientní teplotní analýza určí rychlost ochlazování, respektive vývoj maximálních a průměrných teplot v čase. Následně budou pruty podrobeny výpočtu vzpěrné stability. Stejný postup bude aplikován i na referenční vzorek, kterým je standardní prut s kruhovým průřezem o průměru 5 mm. Aby bylo možné výsledky objektivně porovnat, byla stanovena podmínka, že plocha všech zkoumaných průřezů musí být shodná s plochou referenčního vzorku. Bez tohoto omezení by nebylo možné určit, zda jsou rozdíly ve vlastnostech způsobeny geometrií, nebo pouze změnou množství materiálu. Podmínka stejného obsahu také vyřadí nutnost testování na tah/tlak, jelikož:

$$\sigma = \frac{F}{S} \quad (34)$$

$$F_n = F \quad (35)$$

$$S_n = S \quad (36)$$

$$\sigma_n = \sigma \quad (37)$$

Průměr opsané kružnice, který definuje ostatní rozměry průřezu, je omezen z obou stran. Vzhledem k podmínce zachování plochy a skutečnosti, že jsou profily vepsány do kruhu, nemůže být tento průměr menší než u referenční trysky (tj. 5 mm). Horní hranice je pak limitována štíhlostním poměrem délky prutu v buňce k jeho průřezu, který by podle praktických zkušeností měl být kolem 1:10. Při stanovené maximální velikosti jedné buňky 100 mm vyplývá, že průměr opsané kružnice by neměl překročit 10 mm. Protože chování průřezů není zpočátku zcela známo, byla zvolena bezpečnostní rezerva 1 mm. Pro simulace a výrobu se tedy uvažuje s maximálním průměrem opsaného kruhu 9 mm.

Vybrané pruty by také měly být minimálně stejně odolné, jako referenční kruhový, jehož hodnota součinitele kritického zatížení kruhového průřezu λ_{krit} je rovna 11,5. U nekruhových průřezů jsou očekávány větší deformace a vychýlení od ideálního tvaru vlivem složitější geometrie a větším tlakovým gradientem v trysce. Tyto faktory významně sníží hodnotu λ_{krit} . Z tohoto důvodu byla zavedena rezerva pro minimální hodnotu součinitele, která je po průřezech požadována $\lambda_{kritmin} = 15$. Všechny limitace jsou shrnuty v Tab. 4-3.

Tab. 4-3 Limitace průřezů

Parametr	Symbol	Jednotka	Limitní hodnota
Průměr opsané kružnice profilu	D_{min}	mm	6,0
	D_{max}	mm	9,0
Minimální rozměr průřezu	t_{min}	mm	0,9
Součinitel krit. zatížení na vzpěr	λ_{krit}	-	15,0

4.4.1 Numerický model

Multidisciplinární analýza byla provedena v prostředí ANSYS Workbench s cílem posoudit tepelné a mechanické vlastnosti pěti vybraných nekruhových průřezů (Kříž, Vločka, Hvězda, 4-T, 3-T). Pro srovnání výsledků byla zavedena limitace, kde všechny zkoumané průřezy musí mít shodný obsah S s referenčním kruhem o průměru 5 mm. Tato podmínka zajišťuje, že rozdíl ve vlastnostech je primárně způsoben změnou geometrie, nikoli rozdílem v objemu materiálu. Model pro nekruhový prut je tvořen třemi navzájem propojenými moduly: Termální analýza nekruhového průřezu (D), Statická strukturální analýza (B) a Vzpěrná analýza (C), jak je znázorněno ve schématu postupu řešení níže. Na schématu lze též vidět modul (A) Tranzientní termální úlohy, z něj jsou však pouze vytaženy referenční hodnoty kruhového prutu do dalších výpočtů v bloku parametrů.

zajištěny rychlejší výpočty snížením zbytečného množství prvků a také konzistentní síť pro všechny kombinace. U 2D modelu v modulu D, který pracuje pouze s průřezem, jsou využity plošné elementy. Jelikož se jedná pouze o 2D úlohu, výpočty byly velmi rychlé a síť mohla být hustější. Pro všechny termální analýzy byla volena stejná velikost prvku 0,1 mm.

Termální analýza nekruhového průřezu (Modul D: Transient Thermal)

Tato úloha je koncipována jako 2D tranzientní analýza přenosu tepla a modeluje proces chladnutí materiálu po extruzi. Analýza zjišťuje vliv geometrie nekruhového průřezu na rychlost pasivního ochlazení prutu a monitoruje maximální a průměrné teploty v průřezu pro daný čas. Analýzou je také pozorována teplota obálky profilu a teplota jádra (střed).

Při analýze vlivu geometrie na proces ochlazování je nutné zohlednit charakter proudění chladicího vzduchu kolem nekruhových průřezů. V případě členitých profilů se skulinami, tj. profily 4 a 5 (4-T, 3-T) lze předpokládat, že ve srovnání s konvenčním kruhovým průřezem bude nucená konvekce se vzduchem, který je na extrudovaný prut vyfukáván, vykazovat lokální neúčinnosti ochlazování a hodnota konvence bude ve skulinách nižší.

Zatímco u kruhového průřezu dochází k obtékání, u profilů 4 a 5 se proudící vzduch v úzkých prostorech zasekne. Při návrhu výpočtu bylo uvažováno, že v těchto skulinách vznikají zóny s nízkou rychlostí proudění. Přestože tyto nekruhové profily mají výrazně větší plochu, efektivita odvodu tepla je v těchto kritických místech snížena, což může vést k nerovnoměrnému ochlazování napříč průřezem prutu během fáze tuhnutí.

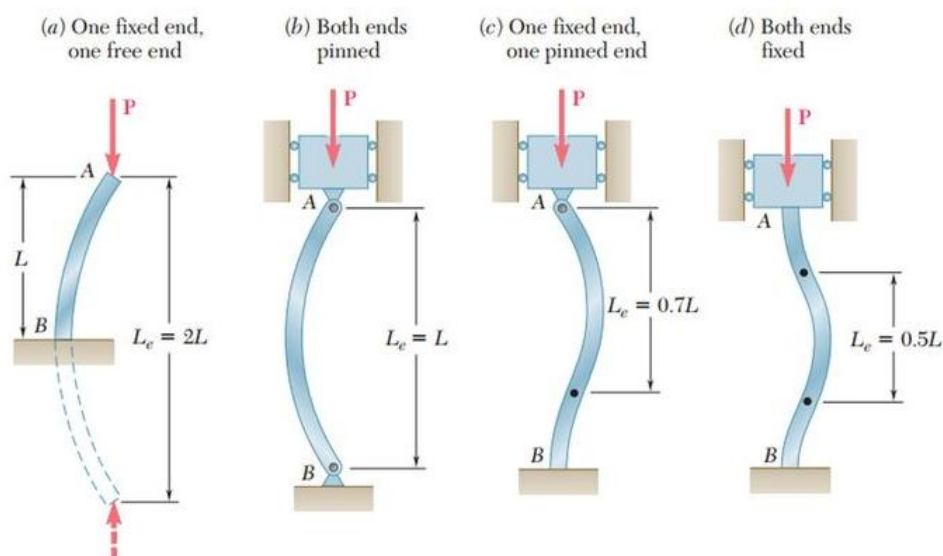
Chladicí část extrudéru však vzduch na extrudovaný materiál fouká pod úhlovým natočením vůči ose, ne normálově. Lze předpokládat, že toto proudění napomáhá zvýšit konvekci ve skulinách, jelikož vzduch ve skulině dále posouvá v axiálním směru. I přes nižší součinitel přestupu tepla v drážkách tento mechanismus významně přispívá k rovnoměrnějšímu chladnutí a rychlejšímu tuhnutí polymeru i v kritických detailech průřezu. Se skulinou se pak díky tomu nepracuje jako s izolovanou částí.

Vzpěr nekruhového prutu (Moduly B a C)

Stabilita prutu je analyzována dvoufázovým přístupem vázaným v ANSYS Workbench, zahrnujícím Statickou strukturální analýzu (Modul B) a následnou Vzpěrnou analýzu (Modul C). Tato metodika umožňuje stanovit kritické zatížení pro ztrátu stability (vzpěr) zkoumaných nekruhových průřezů.

Modul Static Structural řeší lineární strukturální odezvu 3D objemového modelu prutu na aplikované mechanické zatížení. Z rešerše plyne, že je při analýze stability jednotlivých prutů v buňce nejčastěji uvažován model oboustranné vetknutí, tedy typ Fixed–Fixed. Znázornění oboustranného vetknutí lze vidět na Obr. 4-16 d). Tento předpoklad vychází ze skutečnosti, že uzlové body v mřížce se chovají jako tuhé spoje, které díky vzájemnému propojení s okolními pruty prakticky zabraňují rotaci prutu v uzlu. Tento teoretický

předpoklad byl následně aplikován v numerickém modelu nastavením odpovídajících okrajových podmínek v modulu Static Structural.



Obr. 4-16 Efektivní délka prutu při vzpěru pro různé kombinace vazeb [74]

Na prut o délce 60 mm jsou tedy aplikovány následující okrajové podmínky a zatížení. Na jednom konci prutu je definováno pevné vetknutí (Fixed Support), které zabráňuje posuvu i rotaci ve všech směrech. Na druhém konci prutu je aplikována vazba remote displacement, s možností pohybu pouze v axiálním směru, a konstantní axiální tlaková síla $F_{load} = 100$ N. Tato síla slouží jako referenční zatížení pro následnou vzpěrnou analýzu.

Modul C Eigenvalue Buckling provádí lineární analýzu stability. Analýza je navázána na Modul B a využívá geometrii, okrajové podmínky a stav zatížení definovaný statickou úlohou z Modulu B. Hlavním výsledkem analýzy je součinitel kritického zatížení λ_{krit} . Ten reprezentuje faktor, kterým je nutné násobit aplikované referenční zatížení F_{load} pro dosažení kritické síly na vzpěr F_{krit} :

$$F_{krit} = \lambda_{krit} \cdot F_{load} \quad (38)$$

Výstupní parametry z Modulů C (Buckling) a D (Transient Thermal) jsou následně s odborným posudkem využity v hodnocení pro výběr rozměrů trysek.

4.5 Výroba a montáž trysek

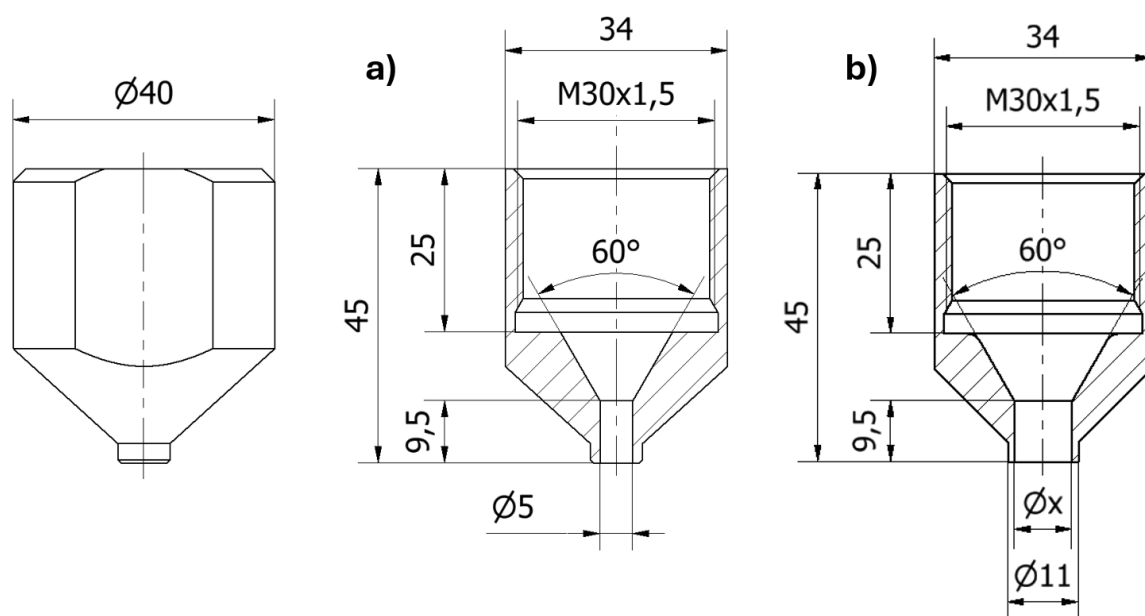
Trysky byly vyráběny kombinací soustružení a elektrojiskrovým obráběním (drátořez). Nejdříve byl soustružen polotovár, do kterého byl následně vyřezán tvar průřezu. Pro řezání profilů byl použit drát o průměru 0,25 mm.

Velká nevýhoda tohoto experimentálního řešení, kterou bude při praktickém využití na tisk struktur nutno vyřešit, je přesná orientace profilu vůči ose robota. Jelikož v současném řešení extrudéru se trysky montují přes běžný metrický závit, není přesně daná poloha otočení profilu vůči ose robota. Pro potřeby experimentů byl tento problém kompenzován rotací 6. osy během generování dráhy do požadované orientace profilu, v praxi by však toto řešení silně omezovalo možnosti výroby.

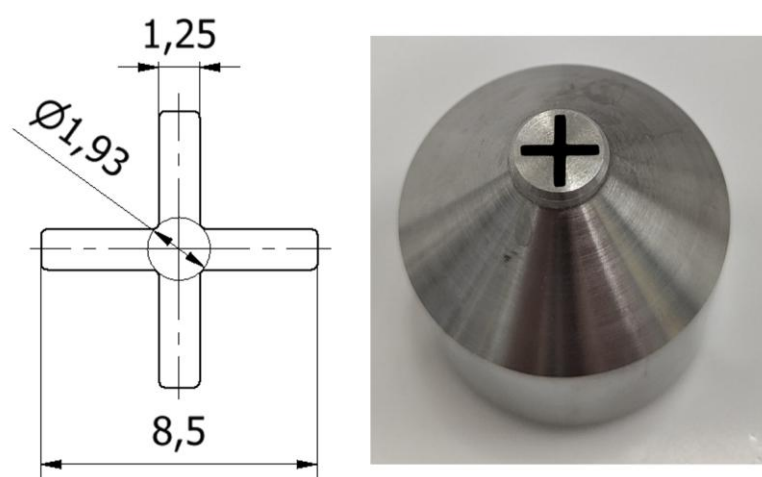
Vnitřní geometrie nekuhových průřezů trysek je omezena výrobním procesem drátového elektroerozivního obrábění (drátořez). Použitý drát má průměr 0,25 mm a opal vznikající elektrickým výbojem přidává po obvodu drátu dalších přibližně 0,1 mm, čímž je teoretický minimální poloměr vyrobitelného vnitřního zaoblení roven $R_{min} = 0,175$ mm. S ohledem na stáří použitého stroje a doporučení obsluhy byl jako minimální konstrukční poloměr vnitřních zaoblení v geometrii trysek zvolen R 0,2 mm, který poskytuje rezervu pro výrobní toleranci. Tato hodnota je dodržena u všech pěti nekuhových profilů na všech vnitřních ostrých přechodech.

S tímto rádiusem nebylo počítáno v numerické části, jelikož ještě nebyla tato limitace známa. Původně bylo uvažováno použití přesného stroje s drátem R 0,05 mm a opalem 0,01 mm, který by limitoval minimální rádius na zanedbatelnou hodnotu $R_{min} = 0,035$ mm. Z kapacitních důvodů však stroj s tímto drátem nakonec k dispozici nebyl. Vypočítané rozměry byly kvůli tomu upraveny tak, aby i s rádiusy splňovaly podmínku rovných obsahů. Jediný průřez, u kterého měl rádius pozorovatelný vliv, byla hvězda (ostré úhly).

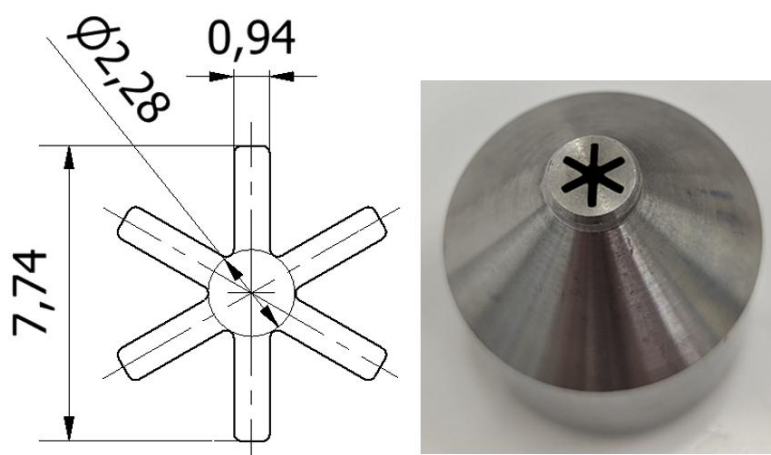
Vedlejší rozměry trysek (tj. ty, co nepopisují samotný tvar průřezu) byly převzaty z již existující referenční kruhové trysky, která byla vyvinuta firmou 3Deposition v rámci sestavy extrudéru. Její základní rozměry lze vidět na Obr. 4-17 a). Pro nekuhové průřezy bylo nutné rozšířit spodní část, jelikož průřezy dosahují velikosti opsané kružnice $\varnothing$ 9 mm. Upravené rozměry lze vidět na Obr. 4-17 b), kde se $\varnothing x$ měnil v závislosti na velikosti opsané kružnice profilu. Velikosti opsaných kružnic a rozměrů byly získány z numerických simulací, výsledky jsou popsány v kapitole 5.1. Na Obr. 4-18 až Obr. 4-22 jsou ukázány výrobní rozměry jednotlivých průřezů a vyhotovené trysky. Nekótované poloměry jsou $R = 0,2$ mm. U průřezu hvězda je ukázán i střední rozměr jednotlivých cípů, ten bude dále použit při vyhodnocování experimentálních měření.



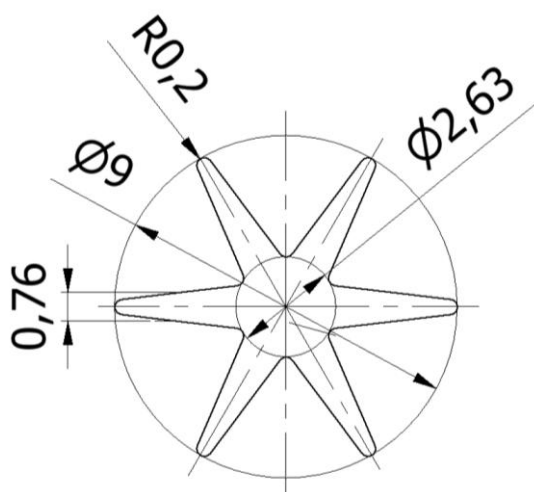
Obr. 4-17 a) Základní rozměry referenční trysky b) nekuhových tryssek



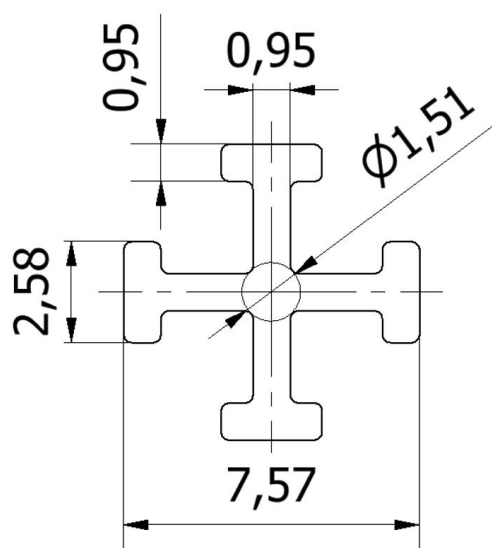
Obr. 4-18 Tryska Kříž



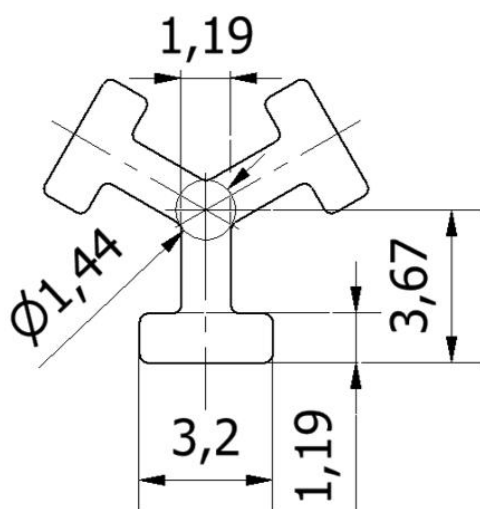
Obr. 4-19 Tryska Vločka



Obr. 4-20 Tryska Hvězda



Obr. 4-21 Tryska 4-T



Obr. 4-22 Tryska 3-T

4.6 Experimentální měření

V rámci experimentální části byly realizovány čtyři měření charakterizující tištěné pruty: hodnocení Barusova efektu (swelling), měření průhybu prutu během tisku, vzpěrná zkouška a třibodový ohyb. Před vlastními experimenty byla provedena kalibrace hmotnostního průtoku materiálu z extrudéru. Pro každý typ měření jsou v této kapitole popsány použité vzorky, metodika měření a způsob vyhodnocení dat.

Pro všechna měření a kalibrace v této práci bylo nastavení teplot na třech topných zónách extrudéru shodné: 140 °C (zóna 1), 220 °C (zóna 2) a 220 °C (zóna 3, tryska). Experimenty byly prováděny při teplotě $24\text{ °C} \pm 2\text{ °C}$.

4.6.1 Kalibrace průtoku materiálu

Jak popsala rešerše, šnekový extrudér není objemovým čerpadlem, skutečný hmotnostní průtok taveniny při daných otáčkách šneku závisí na viskozitě materiálu, teplotě zpracování a geometrii trysky a tím vyvolaném protitlaku v komoře. Pro každý z testovaných průřezů trysky je proto nezbytné experimentálně zjistit závislost průtoku na otáčkách šneku, aby bylo možné při všech navazujících měřeních (Barusův efekt, průhyb prutu, vzpěr, třibodový ohyb) nastavit pro každou trysku takové otáčky, které odpovídají požadovanému objemovému průtoku, a zajistit tím srovnatelné množství materiálu na jednotku času napříč všemi průřezy.

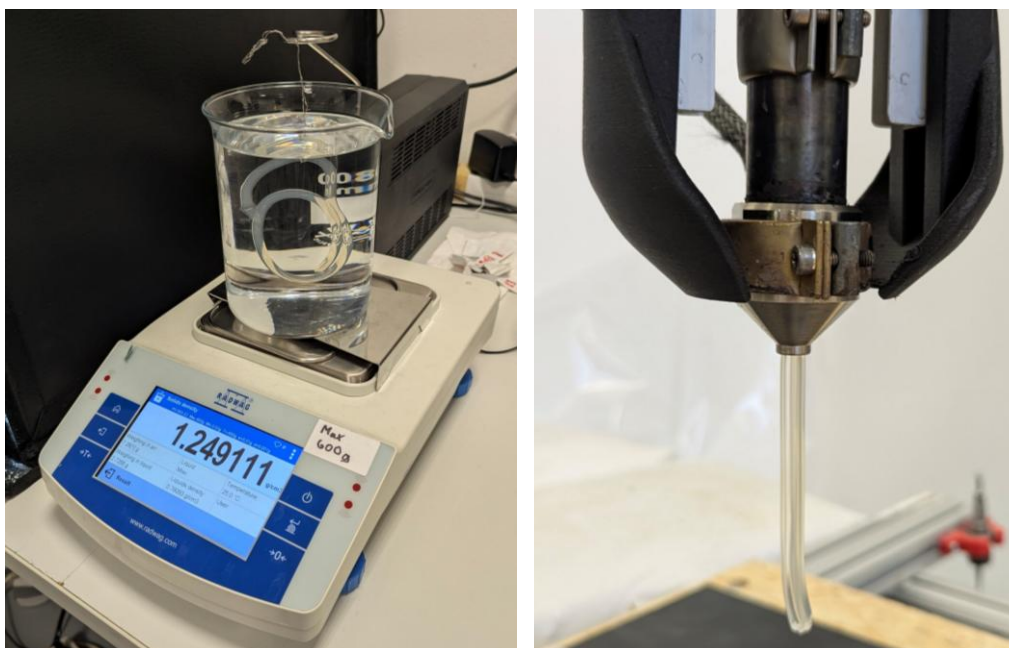
Kalibrace probíhala pro každý průřez samostatně metodou volné extruze. Pro každé otáčky byl extrudér uveden do ustáleného stavu a následně po dobu 120 sekund extrudoval materiál do volného prostoru (Obr. 4-23 vpravo). Vyextrudovaný materiál byl následně zvážen, byla určena jeho hustota a vypočítán průtok. Nejdůležitějším krokem před každým krátkým měřením s extrudérem je ustálení toku taveniny. Doba, po kterou je materiál v komoře extrudéru vystaven topným zónám, je nepřímo úměrná otáčkám šneku. Při nižších otáčkách se materiál ohřívá delší dobu a dosahuje vyšší teploty, při vyšších otáčkách je čas kratší a teplota nižší. Při úplném přerušení toku materiál v komoře asymptoticky dosahuje teploty topných zón, kterou by za žádných provozních otáček nedosáhl.

Před zahájením vlastního měření je proto nutné nechat extrudér určitou dobu volně extrudovat na cílových otáčkách, dokud není ze systému vyplaven veškerý materiál s odlišnou tepelnou historií, zejména přehřátý materiál z předchozích period stání či z nižších otáček. Tento přípravný krok předchází všem měřením, avšak u kalibrace mu byla přikládána největší váha. Při výměně trysky, kdy musí materiál ve šnekové komoře stát několik minut, byla provedena extruze při 10 RPM (otáčky za minutu) po dobu 5 minut s následnou extruzí 1,5 RPM (první měřená hodnota) po dobu dvou minut. Až poté bylo zahájeno měření. Mezi každou změnou otáček pak byla opět provedena kalibrační dvouminutová extruze.

Vyextrudovaný materiál byl zvážen na laboratorní váze RADWAG PS 600.X2 s přesností 0,5 mg. Na váze byla také určena hustota materiálu pro každý vzorek ponořením do isopropylu, jehož hustota byla zkalibrována pomocí skleněného kalibračního tělesa. Z hustoty a hmotnosti byl následně určen průtok za sekundu podle vztahu:

$$Q = \frac{m \cdot 1000}{\rho \cdot t} \quad (39)$$

Kde Q (mm³/s), m (g), ρ (g·cm⁻³), t (s). Použitá váha a zjištění hustoty lze vidět na Obr. 4-23 vlevo.



Obr. 4-23 vlevo váha RADWAG PS 600.X2, vpravo extruze do volného prostoru

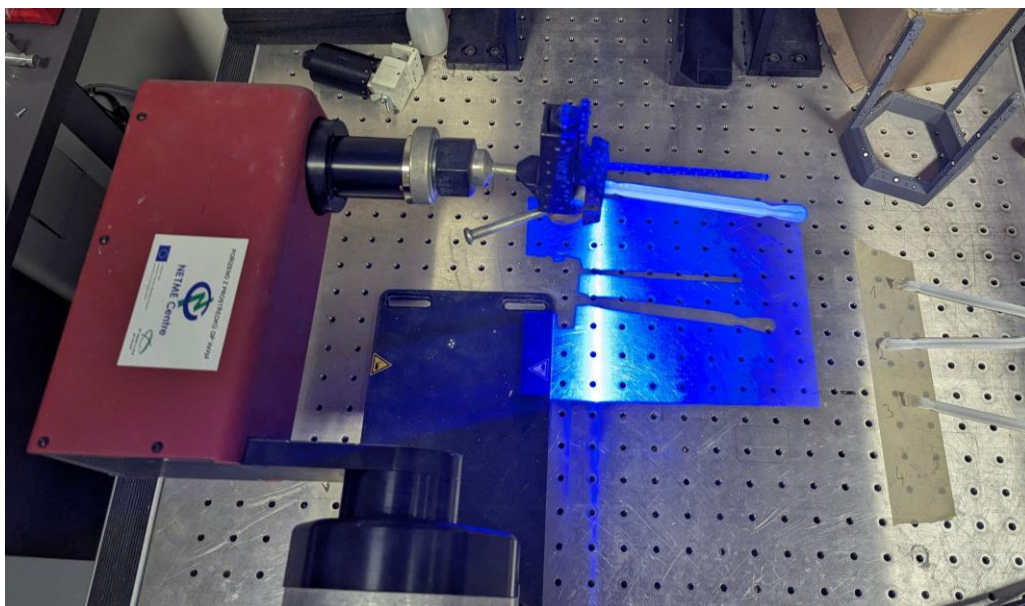
Pro každý průřez bylo provedeno minimálně sedm měření při nominálních otáčkách šneku 1,5; 2,5; 3,5; 5,0; 6,5; 8,0 a 10,0 ot/min, velikost jedné sady 5 vzorků. U průřezu 4-T bylo provedeno osm měření, přebývající série byla převzata z předchozího experimentu se stejnou metodikou. Celkově bylo měřeno 215 vzorků. Otáčky a jim příslušné objemové průtoky byly následně proloženy lineární regresí, z které vyplynuly lineární rovnice závislosti otáček na průtoku pro každý průřez.

4.6.2 Barusův efekt (die swell) u volné extruze

Metodika měření

Naskenování každého vzorku bylo provedeno optickým 3D skenerem GOM ATOS Triple Scan (Obr. 4-25 vlevo) s MV 170 mm. Skener vytváří hustou bodovou síť, která je následně převedena na trojúhelníkovou polygonální síť reprezentující reálný povrch tělesa. Vzorky byly upnuty do svěráku umístěném na polohovacím zařízení pro automatizaci skenů.

V řídicím programu lze nastavit požadovaný počet skenů na jednu otáčku, objekt je pak natočen o daný úhel, proveden sken, zase pootočen o stejný úhel, dokud není k dispozici plná síť tělesa. Průběh skenu lze vidět na Obr. 4-24.



Obr. 4-24 Automatický sken vzorků

Vzorky

Vzorky pro hodnocení swellingu byly vyrobeny volnou extruzí materiálu do prostoru bez podpory (Obr. 4-25 vpravo). Po obou stranách užité délky vzorku byl ponechán materiál navíc. Na začátku (část, která z trysky vyjede první) má přebytečný materiál 2 důvody. Prvním je manipulační a upínací prostor pro pozdější 3D skenování, druhým je zatížení měřené části prutu – materiál po výstupu z trysky má tendenci se lehce zkroutit. Proto bylo voleno použití materiálu navíc, aby se zkroutil místo měřené části a držel ji rovnou.



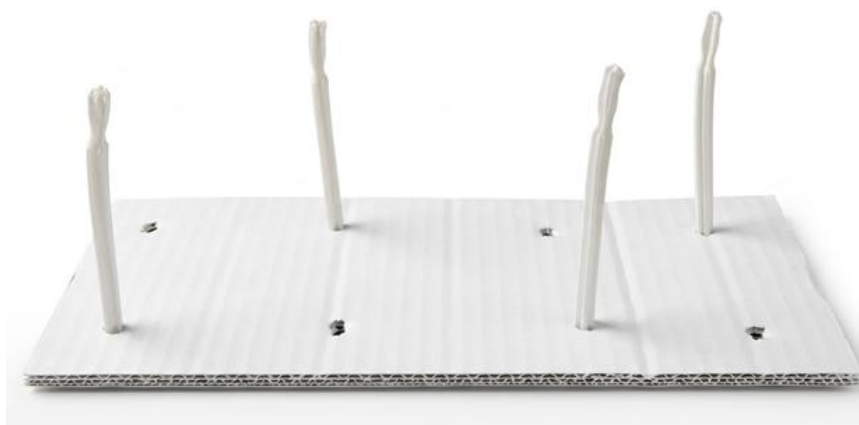
Obr. 4-25 Vlevo volná extruze vzorku, vpravo Atos TripleScan [76]

Na konci (část, která je při ukončení experimentu nejbližší trysce) má přebytečný materiál opět dvě odůvodnění. Experiment je nutné ukončit tak, aby samotným odjímáním prutu nedošlo k poškození vzorků. Materiál je nutno odstříhnout, což přirozeně plastifikovaný polymer deformuje. Ukončení tisku proto probíhalo tak, že byla nejdříve po dobu 60 s vypnuta extruze se stálým ochlazováním. Zkoumaná část vzorku tak plně ztuhla. Následně byl vyextrudován další materiál, který již mohl být deformován odjímáním vzorku. Tato část později sloužila také pro manipulaci. Příklad hotových vzorků lze vidět na Obr. 4-26. Žlutě vyznačená je část o délce 65 mm začínající 10 mm od výstupu z trysky, na které byl Barusův efekt zkoumán.



Obr. 4-26 Nahoře vzorek křížového průřezu (se stopami po titanovém nástřiku), dole vzorek tvaru hvězda s titanovým nástřikem

Tisknutý PLA Natural je v transparentní podobě opticky průhledný a při použití na tisk prutů také lesklý (u vrstveného tisku se lesklost ztrácí, jelikož se světlo láme v jednotlivých vrstvách), což znemožňuje přímé skenování bez úpravy povrchu (vzorek na Obr. 4-26 nahoře má na sobě stopy Ti prášku, před nástřikem jsou vzorky více průhledné, viz jiná měření níže). Vzorky byly proto před skenováním nástříkány tenkou vrstvou titanového prášku (Obr. 4-27), který vytvoří matný neodrážející povrch vhodný pro skenování světlem. Po nástřiku se vzorky neuchopovaly za užitnou délku, aby nedošlo k poškození nanesené vrstvy, manipulace probíhala výhradně za přesah na obou koncích.

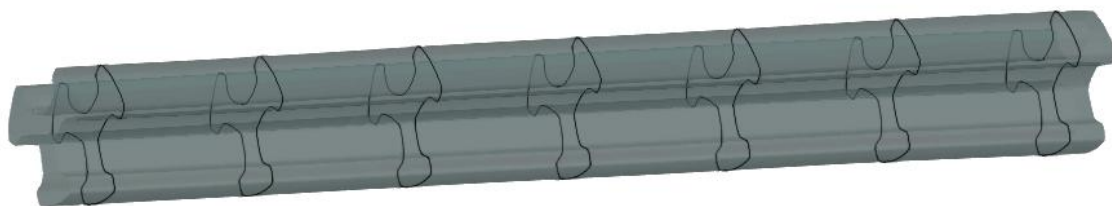


Obr. 4-27 Nástřik vzorků Ti práškem

Vzorky byly tištěny při konstantních otáčkách šneku 5 ot/min. Pro každý typ průřezu byla tištěna sada 3 vzorků, celkem tedy 18 vzorků.

Vyhodnocení

Po naskenování byl každý sken oříznut na již zmíněnou shodnou délku 65 mm. První dělicí rovina byla umístěna 10 mm od výstupu trysky, tento úsek odpovídá přechodové oblasti, ve které extruze stabilizovala tok a tvar průřezu prutu, a druhá dělicí rovina byla umístěna ve vzdálenosti odpovídající celkové délce 65 mm. Nařezání bylo provedeno v programu PrusaSlicer.



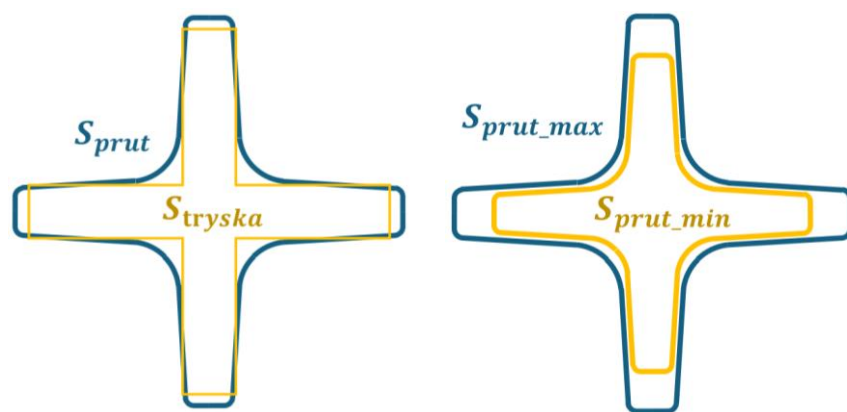
Obr. 4-28 Vzorek o délce 65 mm vyhodnocován v 7 řezech, nominální prvek skryt

Naskenované geometrie byly importovány do softwaru GOM Inspect 2018 společně s nominálním prutem (negativ průřezu trysky, ideální tvar bez swellingu). Sken prutu byl pomocí best-fit pozicován vůči nominálnímu prutu, aby bylo možné srovnat ideální průřez od reálného.

Z každého prutu byla odebrána série sedmi rovinných řezů kolmých na podélnou osu prutu (Obr. 4-28). Řezy byly od sebe vzdáleny 10 mm, první řez začíná ve vzdálenosti 2,5 mm od kraje prutu. V každém řezu byla odečtena plocha průřezu S a obvod průřezu o . U prvního a posledního řezu byl dále zjištěn průměr největší vepsané kružnice a průměr nejmenší opsané kružnice.

Swelling B je v této práci definován jako relativní nárůst plochy průřezu prutu oproti ploše trysky udávaný v procentech podle vztahu

$$B = \frac{S_{\text{prut}} - S_{\text{tryska}}}{S_{\text{tryska}}} \cdot 100$$



Obr. 4-29 Schématické znázornění vyhodnocovaných hodnot

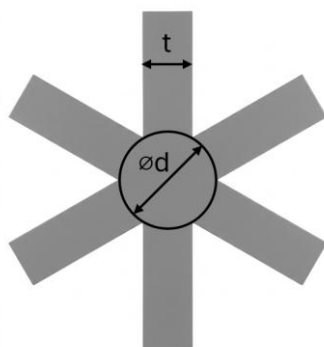
Předpokládá se, že plocha průřezu klesá podél délky prutu vlivem gravitačního natahování, které postupně zmenšuje průřez tím, jak se materiál v dosud plastickém stavu pod vlastní vahou protahuje. Pro charakterizaci swellingu s minimálním vlivem dragu je proto použit řez na začátku, který byl vytištěn nejdříve a byl tím pádem při tuhnutí nejméně natahován. Drag ΔS_{prut} je v této práci definován jako procentuální úbytek obsahu průřezu vlivem gravitačního natahování a jeho hodnota je dána rovnicí

$$\Delta S_{prut} = \frac{S_{prut_max} - S_{prut_min}}{S_{prut_max}} \cdot 100$$

Kde S_{prut_max} (mm²) je maximální velikost plochy prutu, tj. řez na začátku a S_{prut_min} (mm²) je minimální velikost plochy prutu, tj. na konci.

Dále byl pozorován tvarový poměr o/S , což je poměr délky obvodu k ploše průřezu. Očekává se, že velikost tohoto poměru bude mít přímou úměru na rychlost ochlazení prutu. Tvarový poměr je zkoumán jak u nominálního průřezu, tak skutečného, pro každý prut.

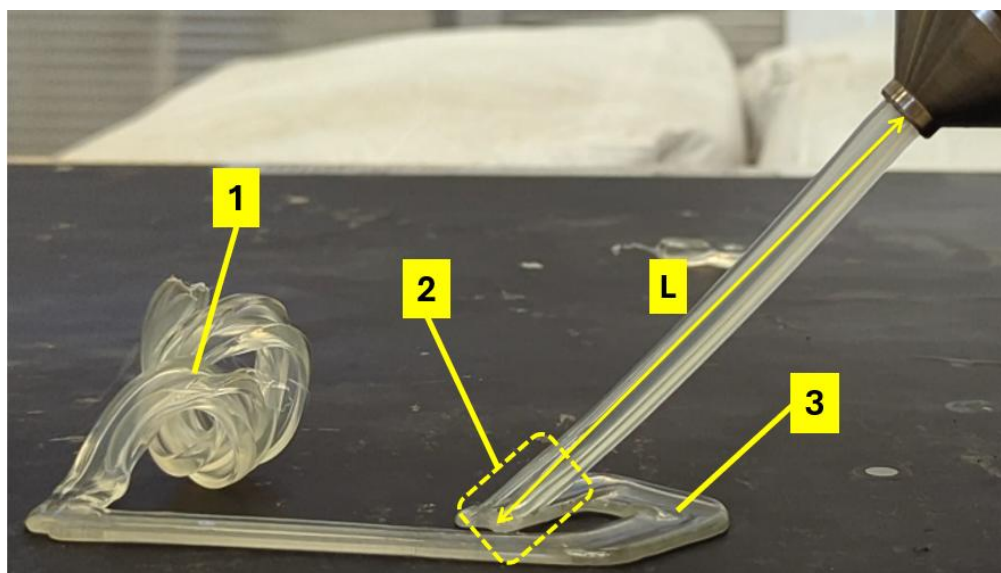
Štíhlost rysů tvaru je definována jako poměr průměru největší vepsané kružnice (jádra, d) ku charakteristickému rozměru profilu (Obr. 4-30). U profilů, které jsou definovány tloušťkou, je jako charakteristický rozměr uvažována právě tloušťka. U hvězdy je charakteristický rozměr definován jako šířka v půlce cípu, viz Obr. 4-20.



Obr. 4-30 Definice štíhlosti

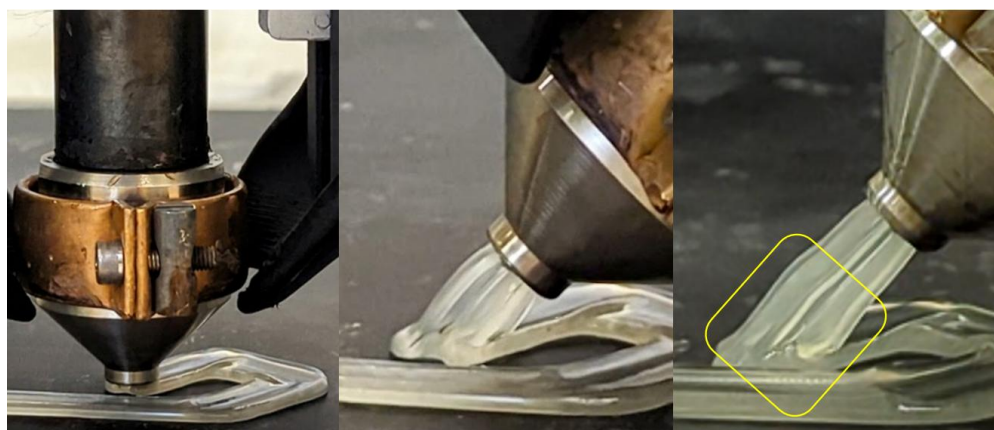
4.6.3 Tištěné vzorky

Pro experimenty popsané v dalších kapitolách, které se již zabývají tištěnými vzorky, byla metodika tisku jednotlivých vzorků stejná, lišily se akorát parametry. Vzorek je metodicky designovaný tak, aby simuloval tisk diagonálního prutu ve struktuře. Tisk vzorku lze dle funkčnosti rozdělit na 4 části. Jejich vyznačení lze vidět na Obr. 4-31:



Obr. 4-31 Výroba diagonálně tištěných vzorků

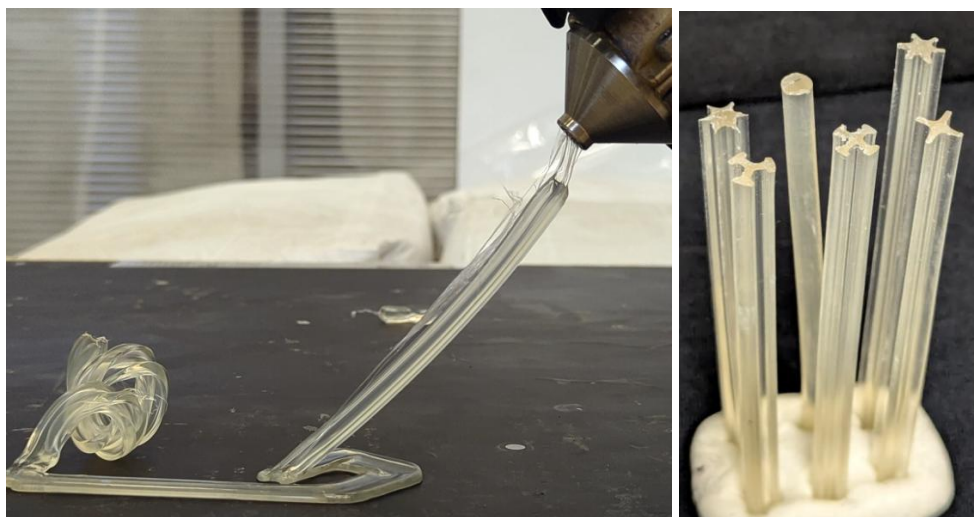
- Pro sjednocení teploty začíná každý tisk volnou extruzí (1) při 15 RPM po dobu jedné minuty. Důležitost tohoto kroku je popsána v předchozích kapitolách.
- Část 2 je deformovaná vlivem natočení tiskové hlavy z vertikální polohy pod úhel 45° vůči podložce. Vzhledem k tomu, že současný extrudér není na tisk struktur designovaný, tento krok nelze udělat na místě, jinak by došlo ke kolizi tiskové hlavy s podložkou. Při natočení se extrudér musí zároveň zvednout od podložky, aby ke kolizi nedošlo. Tato část je u všech vzorků po tisku odřezána a má délku 10 mm. Její vznik lze vidět na Obr. 4-32.



Obr. 4-32 Vznik deformované části prutu

- Část 3 stabilizuje prut při tisku a zajišťuje, aby nedošlo k odtržení od podložky. Principem má také sloužit jako příprava materiálu na tisk, jelikož je již extrudován na podložku a ne volně do vzduchu, což zajistí zpětný odpor a také simuluje tisk první vrstvy struktury. Účinnost tohoto jevu však zkoumána nebyla a není plně dokázáno, jestli tento princip skutečně přináší benefit k stabilizování toku.
- Předchozí 3 popsané části slouží pouze k sjednocení tisku všech vzorků a jsou ve finále odstraněny. Testovaný je pouze tištěný prut, na schématu značený délkou L , ze kterého je odřezána část 2.

V momentě, co extrudér dojde do polohy definované délkou L (konec prutu), se pohyb i extruze zastaví se stále aktivním chlazením. Délka této pauzy je pro každou rychlost pohybu odlišná a závisí na době, za kterou dokáže prut ztuhnout tak, aby nebyl deformovaný následujícím pohybem extrudéru. Experiment je ukončen odsazením extrudéru od konce prutu pomalou rychlostí a následným návratem do počáteční polohy. Dokončený tisk lze vidět na Obr. 4-33 vlevo:



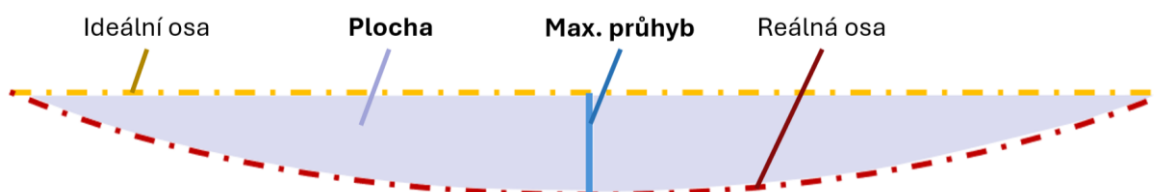
Obr. 4-33 Vlevo dokončený tisk vzorku, vpravo odřezané pruty

Na obrázku je viditelný stringing mezi koncem prutu a tryskou a také stringing po délce prutu. Ten je dán smočením trysky do taveného polymeru při tisku první vrstvy, na výsledný vzorek tento efekt nemá vliv. Výsledné zpracování vzorků se pak liší podle typu měření a je popsáno v příslušné podkapitole. Pro další měření je pak přípravná část odstraněna a zkoumané vzorky jsou samostatné pruty, viz Obr. 4-33 vpravo. U nekruhových průřezů také záleží, jak je profil při tisku otočený. Aby docházelo k průhybu a ne ke krutu/vybočení, profily byly při tisku orientovány tak, aby v tahové části ohybu byla nejmenší vzdálenost c na Obr. 3-3.

4.6.4 Průhyb prutu – tvarová stabilita

Vzorky

Vzorky byly tištěny metodikou popsanou v kapitole 4.6.3., délka prutu $L = 110$ mm. Měřenou veličinou je odchylka skutečné osy prutu od ideální, ta je definována jako přímka vzniklá spojením dvou krajních bodů skutečné osy. Odchylka je vyhodnocována dvěma způsoby, prvním je maximální průhyb v jednom bodě, druhý je určení plochy pod křivkou reálné osy ohraničené ideální osou (Obr. 4-34). Zatímco maximální průhyb popisuje pouze jeden bod, plocha kvantifikuje celkový rozsah deformace a umožňuje rozlišit i pruty se shodným průhybem avšak odlišným tvarem zakřivení.



Obr. 4-34 Vyhodnocované prvky tvarové stability

Pro každý typ průřezu byly tištěny pruty při pěti tiskových rychlostech: 1; 3,5; 5; 7 a 10 mm/s. Pro každou kombinaci průřezu a rychlosti byla vytištěna série 3 vzorků. Zvolený rozsah pokrývá interval od velmi pomalého tisku (referenční stav s minimální deformací) až po rychlosti, při kterých se očekává vysoká deformace až selhání tisku. Pro představu, po konzultacích s pracovníky výzkumné skupiny robotického tisku bylo zjištěno, že předchozí tisky prutových struktur se šnekovým extrudérem (Obr. 2-21) probíhaly při rychlosti pohybu 1 až 1,5 mm/s s tryskou o průměru 6 mm.

Metodika měření

Pro vyhodnocení tvarové stability prutu během tisku byla zvolena optická metoda založená na automatickém zpracování fotografického záznamu. Hlavní motivací volby tohoto postupu byla rychlost zpracování vůči alternativě v podobě 3D skenování, při zachování přesnosti dostatečné pro účely této práce. Vzhledem k tomu, že se měřená deformace odehrává primárně v jedné rovině a vzorky jsou polohovány tak, že očekávané místo největšího průhybu je ve středu fotografie, 2D rovinná projekce byla uznána za dostatečnou aproximaci reálné geometrie.

Vzorek byl umístěn na matně černou textilní podložku, která vytváří kontrastní pozadí a eliminuje jakýkoliv odraz. Pro převod naměřených hodnot z pixelů do milimetrů byly kolem prutu rozmístěny kruhové fotogrammetrické značky, jejichž bílý střed má známý průměr $\varnothing 3$ mm; pro každý snímek bylo použito šest značek (tři nad a tři pod prutem) rovnoměrně rozmístěných podél jeho délky. Snímky byly pořízeny telefonem Google Pixel 7 Pro, vzorek byl pro minimalizaci zakřivení vždy umístěn v prostředním bloku 3x3 mřížky

fotografie, což odpovídá vzdálenosti kamery 40 cm a rozlišitelnosti 16 px/mm. Příklad fotografie před zpracováním lze vidět na Obr. 4-35.



Obr. 4-35 Nezpracovaná fotografie vzorku Kruh při 5 mm/s

Metodika vyhodnocení

Konce prutu byly v programu GIMP překryty černou barvou, tato úprava slouží jako jednoznačně definovaný geometrický koncový bod analýzy a současně eliminuje chaotické struktury na koncích prutů (viz Obr. 4-35), které by jinak negativně ovlivnily detekci osy.



Obr. 4-36 Fotografie prutu připravena k vyhodnocení

Vyhodnocení je provedeno skriptem v jazyce Python s využitím knihoven OpenCV, NumPy, SciPy a matplotlib. Zpracování má pět logických fází, popsanych v následujících odstavcích:

- detekce kalibračních značek a stanovení převodu pixel/mm
- maskování značek a segmentace prutu,
- PCA (analýza hlavních komponent) hlavního směru a transformace souřadnic
- extrakce horní a dolní obálky a osy prutu metodou sweep profilu
- výpočet vyhodnocovaných veličin a jejich převod do milimetrů

Bílé středy kalibračních značek jsou ve snímku detekovány prahováním jasu. Aby se vyloučily falešné pozitivy z lesklých míst na prutu nebo světlých částí látky, prochází každý kandidát strukturní kontrolou: ověřuje se kruhovitost jeho obvodu i shoda jasu okolního prstence a vnějšího pozadí s předpokládaným vzhledem značky a látky. Z přijatých značek je vypočten lokální převod pixelů na milimetry. Při šikmé orientaci kamery se měřítko mírně mění napříč obrazem; pro každý bod osy prutu se proto stanoví vážený průměr měřítek všech značek, kde váha je převrácená druhá mocnina vzdálenosti od dané značky:

$$s_{lok}(x, y) = \frac{\sum_i \left(\frac{s_i}{d_i^2} \right)}{\sum_i \left(\frac{1}{d_i^2} \right)} \quad (40)$$

kde s_i je měřítko i -té značky a d_i vzdálenost bodu (x, y) od ní. Tento postup kompenzuje drobnou nerovinnost scény, pokud relativní rozptyl měřítek mezi značkami nepřekročí 2 %. Značky bližší danému bodu mají na měřítko větší váhu, než vzdálenější značky. Vyšší rozptyl je v protokolu uveden jako varování a snímek je nutné zopakovat s pečlivější orientací kamery.

Z fotografie je následně vyhodnocena samotná osa prutu. Algoritmus nejprve odstraní oblast značek překrytím barvou látky, aby neovlivňovaly detekci, a poté provede odečtení pomalu se měnícího pozadí (velký morfologický filtr). Na takto vyrovnaném snímku je aplikován automatický práh, který odděluje prut od pozadí. Z vybraných pixelů je analýzou hlavních komponent (PCA) určen směr ideální osy prutu a celý systém souřadnic je rotován tak, aby ideální osa prutu ležela vodorovně. Otočení prutu značně ulehčí následné vyhodnocení převedením na 1D úlohu (průhyb je ve svislé ose kolmo na ideální osu). Pro každý sloupec rotované masky je následně určena horní a dolní hranice prutu; jejich středem je dán bod osy a polovinou jejich vzdálenosti poloviční šířka prutu. Výsledná osa je vyhlazena a v okrajových oblastech, kde se prut blíží k černým koncovým značkám, lineárně extrapolována až k jejich hraně.

Maximální průhyb δ_{max} je dán maximální kolmou vzdáleností reálné osy od ideální:

$$\delta_{max} = \max |(p - P_0) \cdot \vec{n}| \quad (41)$$

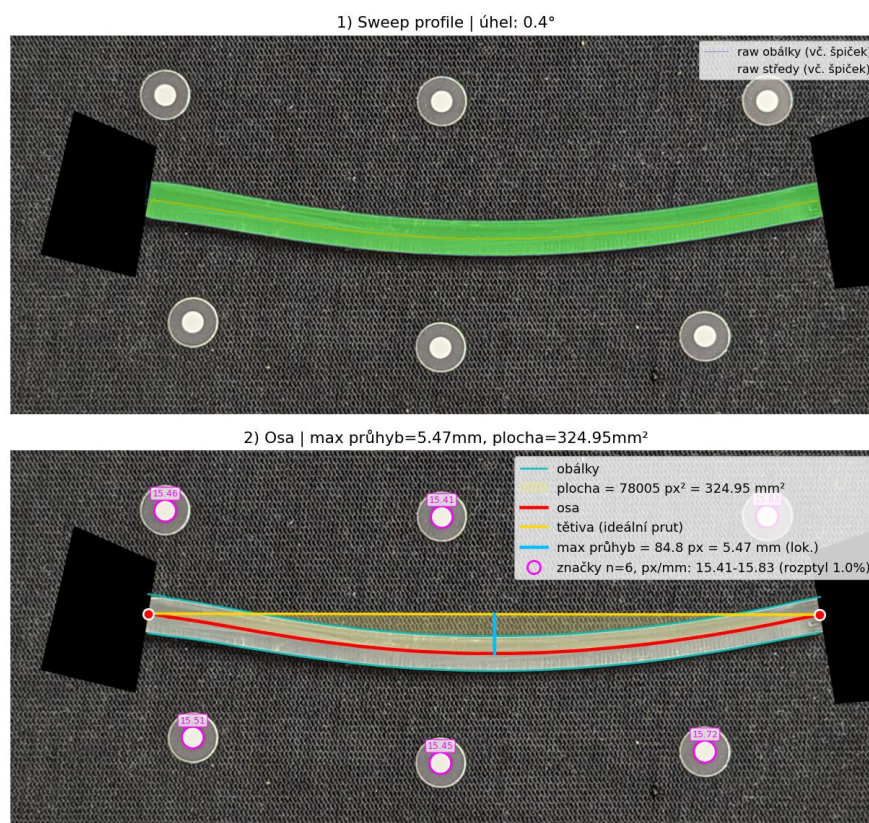
kde p je bod na reálné ose, $\vec{n}$ je jednotkový vektor kolmý na ideální osu a P_0 jeho počáteční bod. Pozice maxima na ideální ose je vyjádřena v procentech délky.

Jako sekundární kritérium je vyhodnocena plocha S_{pruhyb} obsažená mezi reálnou a ideální osou, získá se numerickou integrací absolutní hodnoty kolmé vzdálenosti podél ideální osy.

$$S_{pruhyb} = \int_0^{end} |(p(t) - P_0) \cdot \vec{n}| dt \quad (42)$$

Kde t je parametr ideální osy od 0 (její start) po end (její konec).

Výstup z python skriptu je následně grafická analýza všech prutů (příklad na Obr. 4-37) pro možnost kontroly detekce a CSV soubor s hodnotami všech vyhodnocovaných veličin pro každý vzorek: maximálního průhybu, plochy mezi osami, délky oblouku, délky ideální osy a mediánové šířky prutu (vše v px i mm), pozice maxima a úhlu hlavní osy, dále charakteristik kalibrace (počet značek, medián, min, max, směrodatná odchylka a relativní rozptyl měřítka pixel/mm) a odvozených relativních metrik.



Obr. 4-37 Zpracovaná fotografie s vyhodnocením

Pro každou kombinaci průřezu trysky a rychlosti tisku jsou popsány veličiny vyhodnoceny pro sérii tří vzorků. Ze série jsou vypočteny aritmetický průměr, směrodatná odchylka a variační koeficient. Závislosti průměrných hodnot δ_{max} a S_{pruhyb} na posuvové rychlosti jsou následně vyneseny do grafů. Vzhledem k charakteristice vzorků (od rovných až po silně zdeformované) se délka ideální osy mezi vzorky mírně liší. Výsledky tak byly vyhodnocovány i jako poměr δ_{max} a S_{pruhyb} ku délce ideální osy. Poměr má za cíl eliminovat vliv proměnné výsledné délky vzorku na výsledek.

Rozlišovací schopnost a nejistota metody

V úvodu této podkapitoly bylo uvedeno pixelové rozlišení snímků 16 px/mm (0,063 mm). Tato hodnota však neudává reálnou rozlišovací schopnost samotného vyhodnocení průhybu, protože průhyb se nepočítá z polohy jednotlivých pixelů, nýbrž jako vzdálenost dvou vyhlazených os. Skutečnou rozlišovací schopnost je tedy nutné odvodit od způsobu, jakým osa prutu vzniká.

Reálná osa prutu je v každém axiálním řezu vypočtena průměrováním přes celou šířku prutu $W \approx 80$ až 130 px a následně vyhlazena podél délky přes $N > 1000$ axiálních řezů na úseku $L \approx 100$ mm. Náhodný šum pixelové úrovně se tímto průměrováním redukuje teoreticky faktorem $1/\sqrt{(W \cdot N)} \approx 1/300$ (odvozeno z rovnice pro vyhlazení), čímž se teoretická

rozlišovací schopnost detekce polohy osy posouvá řádově na $\sigma_{\text{teor}} \approx 0,0002$ mm, tj. tři řády pod velikost pixelu.

Absolutní přesnost je však omezena systematickými chybami, které se průměrováním nepotlačí: zkreslení čočky, perspektivní zkreslení při ne zcela kolmé orientaci kamery vůči rovině scény a výrobní tolerance tištěných kalibračních značek. Kombinovaná absolutní nejistota měření průhybu byla na základě těchto vlivů odhadnuta na $\pm 0,1$ mm. Jelikož vyhodnocované snímky jsou foceny při stejných podmínkách, tato chyba bude u všech vzorků stejná. Výsledky tedy lze spolehlivě porovnat mezi sebou.

4.6.5 Vzpěr

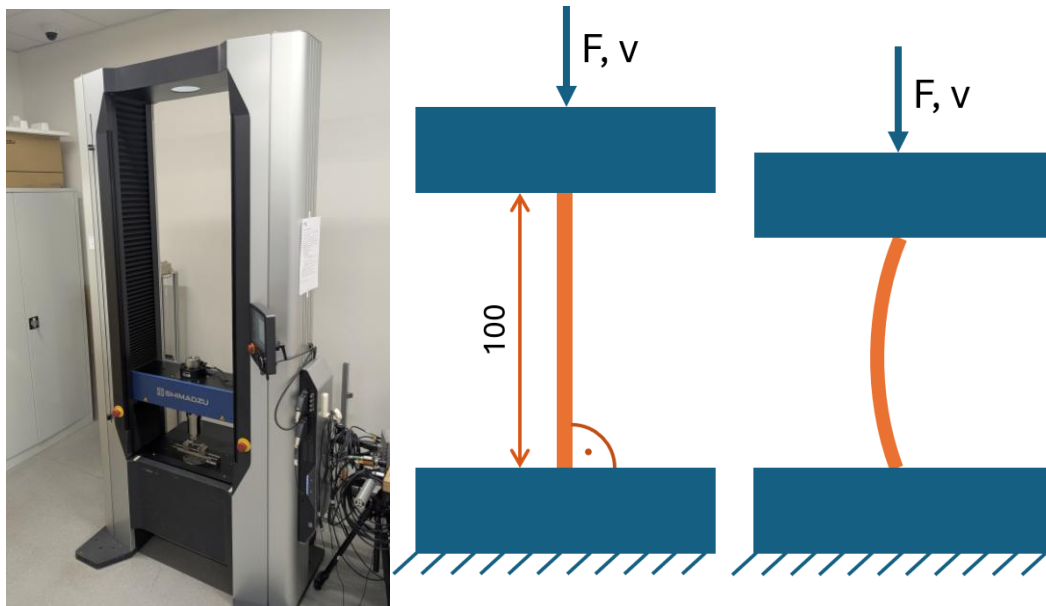
Vzorky

Tištěná délka prutu byla 140 mm. Po vychladnutí byl prut z obou stran zkrácen o 20 mm, výsledná délka zkušební vzorku tak činí 100 mm. Krajiní úseky obsahují přechodovou oblast (start a konec extruze), jejichž geometrie neodpovídá ustálenému průřezu, a proto jsou vyřazeny. Rychlost tisku byla pro všechny vzorky této skupiny nastavena na 1 mm/s. Tato hodnota minimalizuje deformaci prutu v průběhu chladnutí, přičemž zároveň odpovídá realistickému procesnímu stavu. Zcela nulová deformace by neodpovídala podmínkám reálného tisku, a vyhodnocené mechanické vlastnosti by tedy nereprezentovaly skutečně dosažitelný „ideální“ prut ve struktuře.

U vzorků byly řezné plochy zbroušeny do roviny kolmé na podélnou osu prutu. Toto opatření je nezbytné, protože během vzpěrné zkoušky vzorek dosedá řeznou plochou přímo na zatěžovací plochy zkušebního zařízení. Úhlová odchylka řezné plochy by způsobila, že vzorek by neselhal ztrátou vzpěrné stability prutu. Vyhodnocená kritická síla by pak nereprezentovala vzpěrnou stabilitu prutu, ale geometrickou nepřesnost vzorku. Pro každý typ průřezu byla připravena série 3 vzorků.

Metodika a vyhodnocení

Zkouška na vzpěr byla provedena na univerzálním zkušebním stroji Shimadzu AGX-V2 100 kN v uchycení viz Obr. 4-38. Provedení experimentu neodpovídá módu Fixed-Fixed použitému v numerických simulacích, tenké výběžky některých průřezů (Vločka, Hvězda) by v plně vetknutém upnutí byly poškozeny dříve, než by došlo ke ztrátě vzpěrné stability. Vzorky byly proto postaveny zbroušenými čely kolmo na rovnoběžné desky stroje, což odpovídá módu Pinned-Pinned s malou rotační tuhostí stykových ploch. Pro vzájemné porovnání průřezů, které je primárním cílem zkoušky, je toto zjednodušení dostačující. Validace vůči simulaci by stejně nebyla relevantní, protože numerický model neuvažuje swelling, a skutečný tvar vytištěného prutu se proto liší od simulovaného.



Obr. 4-38 Testovací stroj Shimadzu, zatěžování vzorků a typ vzpěrné deformace

Po předzátížení 10 N, při kterém byl vzorek polohován kolmo na podložky pomocí úhelníku s přípravkem, byla zatěžovací rychlost 5 mm/min až do dosažení poklesu aktuální síly na 50% maximální hodnoty. Pro každý průřez byly zkoušeny tři vzorky; u referenčního kruhového průřezu musely být provedeny 4 testy, jelikož výsledky jednoho z nich musely být vyřazeny kvůli selhání testu.

Nezpracovaná data ze zkušebního stroje (čas, síla, posuv) byla exportována ve formátu CSV a vyhodnocena vlastním skriptem v jazyce Python. Pro každý vzorek byly z naměřené závislosti síla–posuv odečteny následující charakteristické veličiny:

Maximální vzpěrná síla F_{bmax} je absolutní maximum síly z celého záznamu zatěžování, identifikované jako bod, ve kterém ztrácí prut stabilitu a síla začne klesat.

Axiální tuhost k_b je definována jako směrnice lineární regrese mezi 25 % a 75 % maximální síly F_{bmax} na vzestupné části zatěžovací křivky. Spodní hranice 25 % eliminuje počáteční nelineární oblast, zhruba nad hranicí 75 % začíná přecházet deformace z axiální do ztráty vzpěrné stability.

Energie pro ztrátu stability E_b je vyhodnocena jako numerická integrace plochy pod křivkou síla–posuv od počátku zatěžování (síla = 0) po dosažení F_{bmax} . Integrace je provedena lichoběžníkovou metodou (numpy.trapezoid). Energie představuje práci vykonanou do okamžiku ztráty vzpěrné stability.

Pro každou sérii průřezů jsou vyhodnoceny aritmetický průměr a výběrová směrodatná odchylka pro tři vzorky.

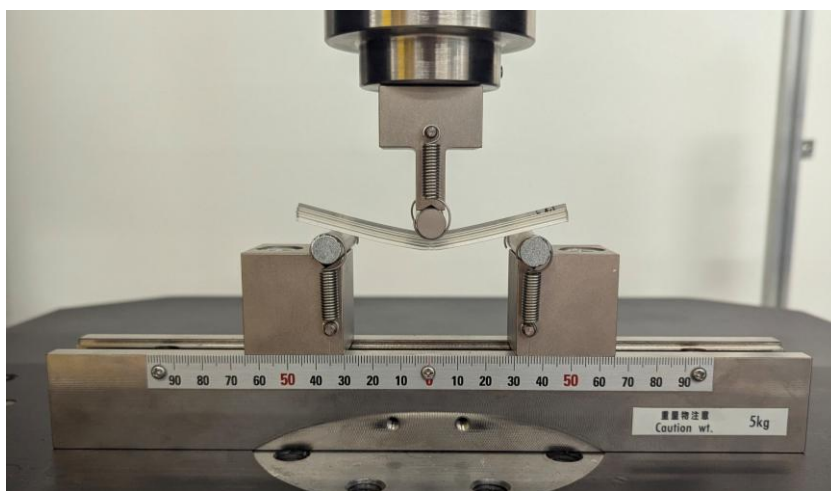
4.6.6 Tříbodový ohyb

Vzorky

Vzorky pro tříbodový ohyb byly připraveny shodným postupem jako vzorky pro vzpěrnou zkoušku s vynecháním broušení čelních ploch, jelikož jejich přesnost do tříbodového ohybu nijak nevstupuje a broušení tedy není potřebné.

Metodika a vyhodnocení

Tříbodový ohyb byl realizován na Shimadzu AGX-V2 100 kN (Obr. 4-38) s uchycením, které lze vidět na Obr. 4-39. Vzdálenost podpor byla 70 mm, průměr válcových podpor 10 mm. Po předtížení 10 N byla zatěžovací rychlost 3 mm/min až do dosažení poklesu aktuální síly na 50% maximální hodnoty. Pro každý průřez byly zkoušeny tři vzorky.



Obr. 4-39 Tříbodový ohyb vzorku

Surová data ze zkušebního stroje (čas, síla, průhyb, napětí, deformace) byla exportována ve formátu CSV, následně byla zpracována python skriptem, jehož výstupy byly následně vloženy do Excelu pro jednoduchou vizualizaci a vyhodnocení výsledků. Pro každý vzorek byly z naměřené závislosti síla–průhyb (průhyb = posuv) odečteny následující charakteristické veličiny:

Maximální ohybová síla F_{omax} je absolutní maximum síly z celého záznamu, indikující dosažení mezní únosnosti prutu při ohybovém zatížení. Průhyb při dosažení F_{omax} je odečítán ze synchronního záznamu pohybu trnu.

Ohybová tuhost k_o je definována jako směrnice lineární regrese úseku závislosti síla–průhyb v rozsahu 10 % až 50 % maximální síly F_{omax} na vzestupné větvi zatěžovací křivky. Spodní hranice 10 % eliminuje nelineární kontaktní efekty na začátku zkoušky, horní hranice 50 % zachovává regresi v lineárně-elastické oblasti. Pro výpočet je vyžadováno alespoň 5 datových bodů v daném intervalu.

Energie do max. síly E_o je vyhodnocena jako integrace plochy pod křivkou síla–průhyb od počátku zatěžování po dosažení F_{omax} . Integrace je provedena lichoběžníkovou metodou.

Hmotnostně normalizovaná maximální síla F_{norm} – skutečné hodnoty pro výpočet napětí nelze jednoduše měřit, vlivem Barusova efektu a tažení prutu pohybem extrudéru se geometrie odchyluje od výstupního otvoru trysky způsobem, který nelze analyticky předpovědět. Výpočet napětí navíc u nekruhových průřezů s ostrými přechody (kříž, hvězda) není jednoznačně aplikovatelný a neodráží koncentrátoři napětí v zářezech. Pro porovnatelnost mezi profily se proto vychází z hmotnostní normalizace naměřené síly.

Jak již bylo popsáno, nastavení tisku zajišťuje, že objem a hmotnost materiálu relativně k dané délce jsou pro všechny průřezy stejné, z čehož vychází, že i plocha průřezu musí být stejná. Drobné odchylky v hmotnosti odráží nepřesnosti kalibrace průtoku a chybovost krátkých tisků. Naměřená maximální síla F_{omax} je proto lineárně přepočítána vůči hmotnosti referenčního kruhového vzorku podle vztahu $F_{norm} = F_{omax} \cdot (m_{refkruh} / m_{profil})$. Hmotnost je uvažována jako průměrná hmotnost všech 3 vzorků v sérii. Příklad: má-li prut nekruhového profilu průměrnou hmotnost o 10 % nižší než referenční kruh, výsledná $F_{norm} = F_{omax} \cdot 1/0,90 \approx 1,11 \cdot F_{omax}$. Nepředpokládá se, že by maximální síla u ohybu měla s hmotností lineární závislost, jedná se však o hmotnostní odchylky v rámci jednotek procent.

U vzorků hvězda a vložka nebylo pozorováno poškození prutu horní válcovou podporou, což by v opačném případě mohlo zásadně ovlivnit výsledky.

Pro každou sérii průřezů jsou vyhodnoceny aritmetický průměr a výběrová směrodatná odchylka pro tři vzorky.

4.6.7 Barusův efekt u tištěných prutů

Po zjištění výrazné změny průřezů vlivem natahování prutů při tisku byla nakonec pozorována i změna tvaru Barusovým efektem po natažení tiskem. Skeny byly získány stejným způsobem jako skeny v kapitole 4.6.2, vyhodnocována však byla pouze velikost průměrná velikost swellingu a obvod, pro zjištění poměru o/S. Z časových důvodů však bylo toto měření provedeno jen pro 1 vzorek každého průřezu a výsledky tak jsou pouze doplňkové primárně pro vizualizaci přibližného tvaru po natažení.

4.7 Statistická analýza dat

Zpracování naměřených dat probíhalo převážně v prostředí MS Excel; pro analýzu záznamů ze zkušebního stroje (vzpěrná zkouška, tříbodový ohyb) byl použit doplňkový Python skript v s knihovnami pandas, numpy, openpyxl a matplotlib.

Pro každou kombinaci průřezu trysky a typu měření jsou uváděny aritmetický průměr, výběrová směrodatná odchylka s Besselovou korekcí ($n-1$), minimální a maximální naměřená hodnota a další doplňkové hodnoty. V prostředí MS Excel jsou tyto charakteristiky počítány funkcemi `=AVERAGE` a `=STDEV.S`. Výběrová směrodatná odchylka s Besselovou korekcí předpokládá, že tři vzorky představují výběr z teoreticky neomezeného souboru měření.

Lineární regrese kalibrace průtoku materiálu $n = a \cdot Q + b$ (Kapitola 4.6.1) byla provedena MS Excel funkcemi `=SLOPE` (sklon a), `=INTERCEPT` (posun b) a `=RSQ` (koeficient determinace R^2) metodou nejmenších čtverců.

U mechanických zkoušek (vzpěrná zkouška, třibodový ohyb) je tuhost k vyhodnocena jako směrnice lineární regrese vzestupné větve závislosti síla–posuv v rozsahu 10 % až 50 % maximální síly F_{max} u třibodového ohybu, resp. 25 % až 75 % F_{max} u vzpěrné zkoušky. Pro vzpěrnou zkoušku se vyšší spodní mez 25 % volí proto, aby se eliminoval počáteční nelineární region z usazování vzorku, který u kompaktních průřezů (zejména referenčního Kruhu) jinak uměle snižuje vypočtenou tuhost. Horní mez 75 % využívá toho, že u vzpěrných zkoušek je vzestupná větev téměř lineární až do okolí peaku, na rozdíl od relativně nižších úrovních F_{max} . Tuhost i energie jsou počítány v Pythonu funkcemi `numpy.polyfit` (s `deg = 1`) a `numpy.trapezoid`.

Pro hodnocení lineární závislosti mezi dvojicemi sledovaných veličin (například štíhlost $\times$ swelling, nebo nominální tvarový poměr $\times$ Drag plochy) byl použit Pearsonův korelační koeficient r . V Excelu byla k jeho výpočtu použita funkce `=CORREL`, která vrací Pearsonův korelační koeficient mezi dvěma datovými řadami. Pearsonův koeficient r nabývá hodnot v intervalu $<-1; +1>$, kde znaménko vyjadřuje směr korelace a absolutní hodnota její sílu. Síla korelace je v práci klasifikována podle pásem: $|r| < 0,3$ – slabá; $0,3 \leq |r| < 0,7$ – střední; $|r| \geq 0,7$ – silná korelace.

Korelace každé sledované dvojice byla počítána ve dvou variantách, pouze přes pět nekruhových profilů ($n = 5$) a přes všech šest profilů včetně referenčního kruhového průřezu ($n = 6$), pro izolaci vlivu referenčního bodu na výsledek. Pro veličiny, které pro kruhový průřez nejsou definovány (například štíhlost), jsou hodnoty r pro $n = 5$ a $n = 6$ shodné, neboť kruhový bod je z výpočtu vyloučen (nemá jádro).

Vzhledem k nízkému počtu vzorků nejsou v práci vypsány p -hodnoty Pearsonových koeficientů ani jejich konfidenční intervaly; hodnoty r jsou interpretovány jako popisné charakteristiky pozorovaných závislostí.

5 VÝSLEDKY

5.1 Výsledky numerických výpočtů v Ansys

Tato kapitola předkládá přehled dat získaných z multidisciplinárních numerických simulací v prostředí ANSYS Workbench. Hlavním cílem této fáze výzkumu bylo posoudit vliv změny geometrie pěti vybraných nekruhových průřezů (Kříž, Vločka, Hvězda, 4-T a 3-T) na jejich chování při ochlazování a vzpěru. Výsledky slouží jako primární kritérium pro výběr vhodných kombinací rozměrů trysek, které jsou následně podrobeny experimentální verifikaci.

Analýza se zaměřuje na aspekty určující kvalitu dané kombinace rozměrů a očekávanou úspěšnost výroby. Tím prvním je součinitel kritického zatížení λ_{krit} , jehož hodnota je rovna $F_{krit} / 100$. Definuje odolnost prutu vůči ztrátě stability na vzpěr a je pomocí něj posuzována mechanická kvalita kombinací rozměrů. Druhým aspektem je termální odezva po daném čase ochlazování, pro jejíž posouzení jsou použity dvě veličiny. Tou první je maximální teplota na průřezu T_{max} , ta se nejčastěji nachází ve středu průřezu. Druhou veličinou je průměrná teplota na průřezu T_{avg} . Porovnání těchto dvou veličin umožňuje popsat mechanismus tuhnutí prutu.

Referenční hodnoty kruhového průřezu:

- Součinitel kritického zatížení $\lambda_{krit} = 11,461$
- Teplota po 10 s: $T_{min} = 175,64 \text{ °C}$, $T_{avg} = 193,59 \text{ °C}$, $T_{max} = 210,17 \text{ °C}$

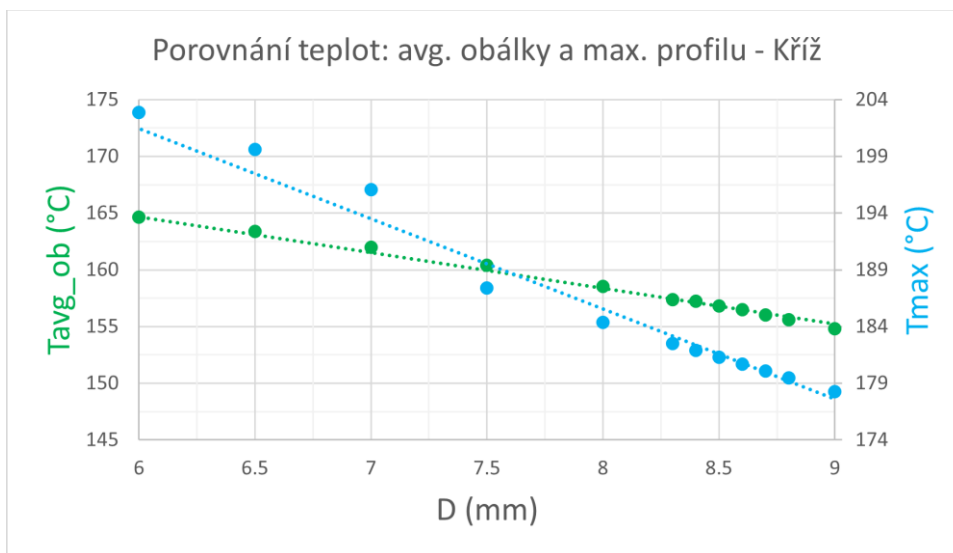
5.1.1 Průřez 1 – Kříž

Termální analýza Kříže vykazuje klesající trend průměrné i maximální teploty s rostoucím průměrem opsané kružnice D (Graf 5-1). Při zachování konstantní plochy průřezu $S_{nom} = 19,65 \text{ mm}^2$ vede zvětšování D nezbytně ke ztenčování ramen a zvyšování poměru o/S , což umožní větší přestup tepla. Důsledkem je rychlejší ochlazování celého průřezu, což potvrzují funkce $T_{avg}(D)$ a $T_{max}(D)$.

$$T_{avg}(D) = -6 \cdot D + 209,8 \text{ } ^\circ\text{C} \quad (43)$$

$$T_{max}(D) = -7,95 \cdot D + 249,1 \text{ } ^\circ\text{C} \quad (44)$$

Z hlediska vzpěrné stability má Kříž lokální maximum únosnosti při $D \approx 8,5 \text{ mm}$ (Graf 5-2). Pro nižší hodnoty D převažuje klasický Eulerův vzpěr a kritická síla roste s rostoucím momentem setrvačnosti průřezu. Při překročení uvedené hranice dochází k přechodu na lokální vybočení tenkých stěn ramen. Z hlediska výběru rozměrů trysky leží optimální hodnota mírně pod tímto maximum, kde je ještě zachována dostatečná tloušťka ramen pro globální Eulerův vzpěrný mód.



Graf 5-1 Porovnání maximální a průměrné teploty – Kříž



Graf 5-2 Závislost kritické síly na průměru – Kříž

5.1.2 Průřez 2 – Vločka

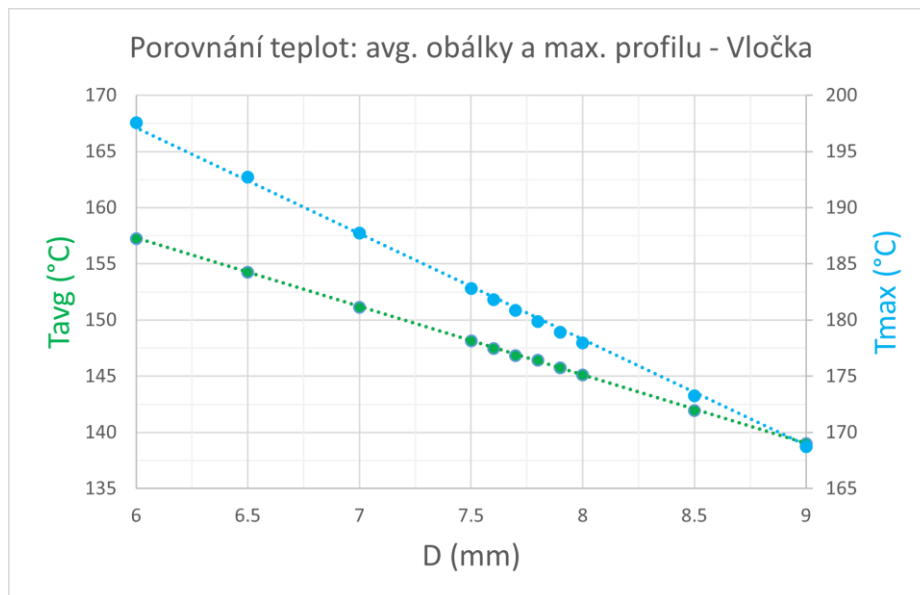
Lineární spojnice trendů pro maximální a průměrnou teplotu průřezu Vločka po uplynutí času 10 s je vidět na Graf 5-3. Jejich křivky jsou definovány funkcemi:

$$T_{avg}(D) = -8,9 \cdot D + 224,5 \text{ } ^\circ\text{C} \quad (45)$$

$$T_{max}(D) = -9,4 \cdot D + 253,6 \text{ } ^\circ\text{C} \quad (46)$$

Vločka vykazuje strmější pokles obou teplot s rostoucím D než Kříž. Příčinou je vyšší počet paprsků na obvodu profilu (šest oproti čtyřem u Kříže), což při zachované ploše vede k vyššímu poměru o/S .

Vzpěrná únosnost Vločky roste s D do hodnoty kolem 7,7 mm, kde dosahuje maxima. Tenčí ramena u Vločky však dříve než u Kříže přecházejí do módu lokálního vybočení, takže optimální pracovní oblast pro výběr rozměru leží níže než u předchozího profilu.



Graf 5-3 Porovnání maximální a průměrné teploty – Vložka



Graf 5-4 Závislost kritické síly na průměru – Vložka

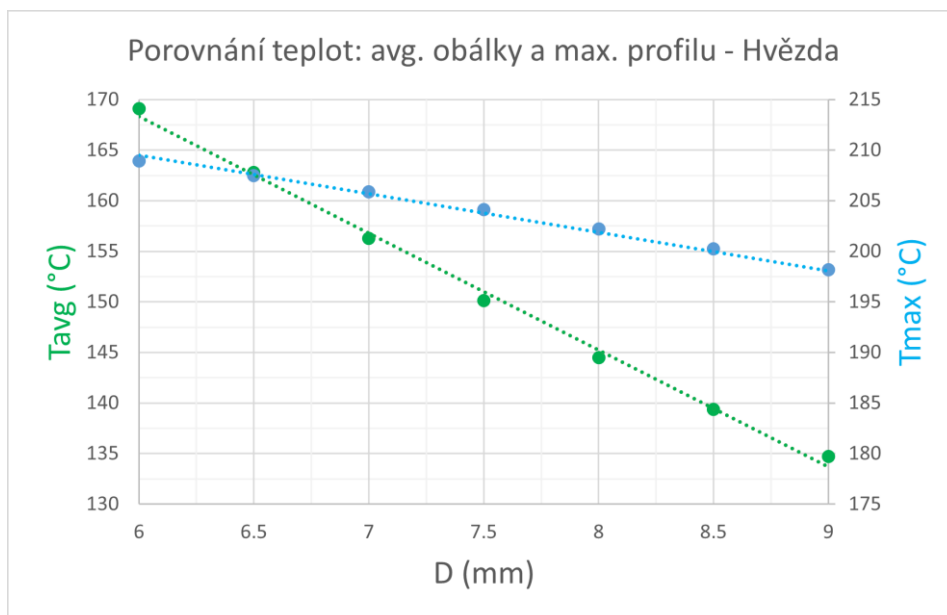
5.1.3 Průřez 3 – Hvězda

$$T_{avg}(D) = -3,8 \cdot D + 232,4 \text{ }^{\circ}\text{C} \quad (47)$$

$$T_{max}(D) = -8,8 \cdot D + 241,6 \text{ }^{\circ}\text{C} \quad (48)$$

Termální analýza Hvězdy vykazuje sklon T_{avg} s rostoucím D pouze $-3,8 \text{ }^{\circ}\text{C/mm}$, zatímco T_{max} klesá podstatně rychleji sklonem $-8,8 \text{ }^{\circ}\text{C/mm}$ (Graf 5-5). Tento rozdíl, indikuje nerovnoměrné rozložení tepla v průřezu. Tenká dlouhá ramena chladnou rychle, a střed zůstává relativně izolovaným teplým bodem. S rostoucím D se rozdíl teplot zvětšuje až na $60 \text{ }^{\circ}\text{C}$, ramena se ztenčují a prodlužují.

U vzpěrné únosnosti Hvězdy (Graf 5-6) lze pozorovat, že v rozsahu D 6 až 9 mm nemá lokální maximum s následným prudkým spádem jako oba předchozí profily, ke změně typu ztráty stability tak nejspíše dojde až při větším průměru.



Graf 5-5 Porovnání maximální a průměrné teploty – Hvězda



Graf 5-6 Závislost kritické síly na průměru – Hvězda

5.1.4 Průřez 4 – 4-T

$$T_{avg2}(D) = -3,55 \cdot D + 205 \quad (49)$$

$$T_{max2}(D) = -3,22 \cdot D + 230,2 \quad (50)$$

$$T_{avg2,5}(D) = -3,76 \cdot D + 206 \quad (51)$$

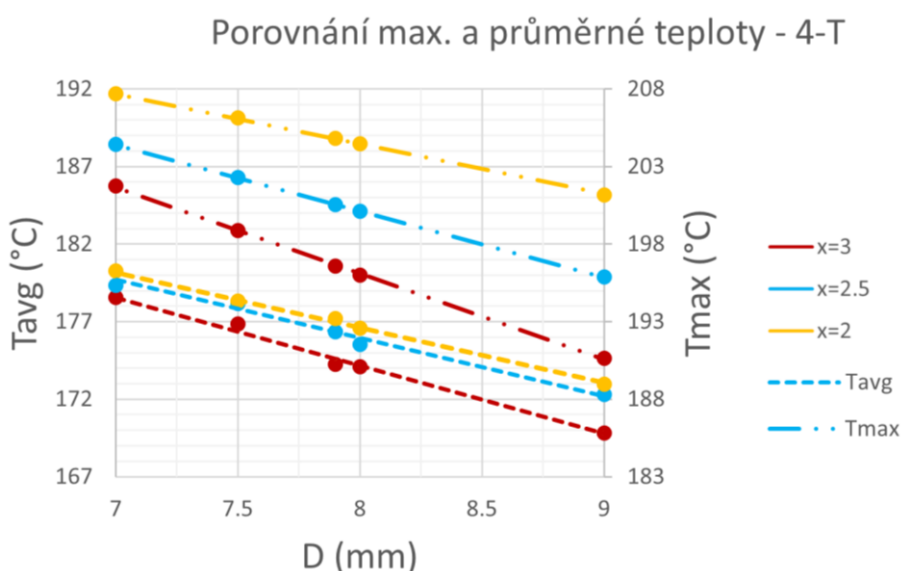
$$T_{max2,5}(D) = -4,27 \cdot D + 234,3 \quad (52)$$

$$T_{avg3}(D) = -4,4 \cdot D + 209,2 \quad (53)$$

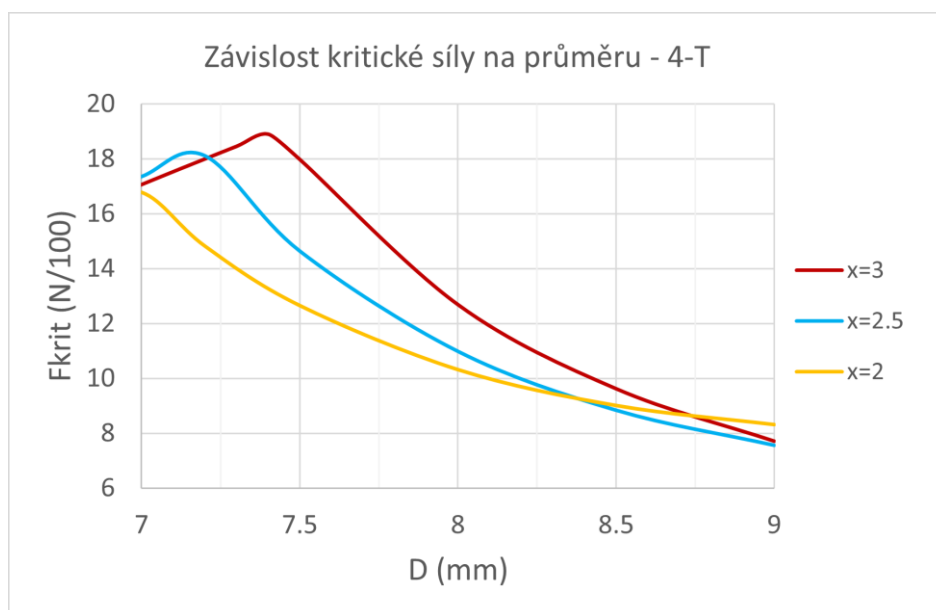
$$T_{max3}(D) = -5,56 \cdot D + 240,6 \quad (54)$$

Profil 4-T byl analyzován ve třech variantách bezrozměrného poměru D/b , kde D je průměr opsané kružnice a b šířka T výběžku definovaná v metodice (Obr. 4-12). Rozsah D zde neměl spodní hranici 6 mm jako u většiny profilů, ale 7 mm, jelikož profil při nižší hodnotě nebyl geometricky realizovatelný. Sledované hodnoty poměru jsou $x = D/b = 2; 2,5; 3$, jejich rozlišení nese index v rovnicích výše. S rostoucím poměrem D/b klesají obě sledované teploty výrazněji (Graf 5-7). Sklon T_{avg} roste z $-3,55$ °C/mm při $x = 2$ na $-4,4$ °C/mm při $x = 3$, sklon T_{max} obdobně z $-3,22$ na $-5,56$ °C/mm. Změna poměru D/b zvětšuje mezeru mezi rohy T výběžků a skulina tak méně izoluje.

Maximum kritické síly vzpěrné únosnosti leží v intervalu $D = <7$ až 7,4 mm v závislosti na zvoleném poměru D/b (Graf 5-8). Pro nižší poměr D/b převažuje lokální vybočení a maximum nastává při nižším D , jelikož je více materiálu v T výběžku a tloušťka po celém profilu je tím pádem nižší. Naopak pro vyšším poměr D/b zůstává globální Eulerův mód dominantní do vyšších hodnot D .



Graf 5-7 Porovnání maximální a průměrné teploty – 4-T



Graf 5-8 Závislost kritické síly na průměru – 4-T

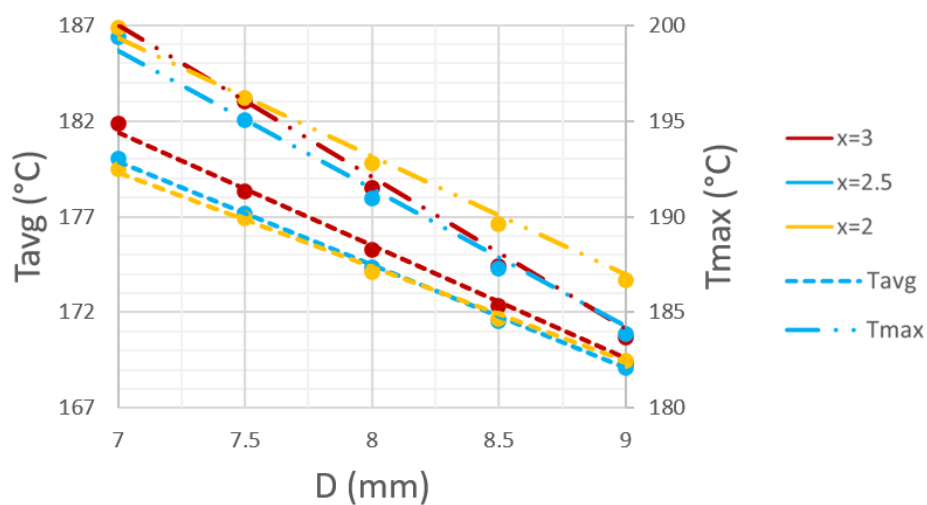
5.1.5 Průřez 5 – 3-T

Profil 3-T byl analyzován ve třech variantách bezrozměrného poměru D/h (s hodnotami 2; 2,5; 3), kde h je šířka T výběžku definovaná v metodice. Profil má trojnásobnou symetrii namísto čtyřnásobné u 4-T. Stejně jako u 4-T, rozsah D zde neměl spodní hranici 6 mm jako u většiny profilů, ale 7 mm, jelikož profil při nižší hodnotě nebyl geometricky realizovatelný.

Termální chování (Graf 5-9) je podobné jako u 4-T: tři ramena s příčnými T výběžky zajišťují rychlejší ochlazování než kompaktní kruhový průřez, ovšem o něco pomaleji než u Vločky nebo Kříže kvůli výpočetnímu uvažování skulin v profilu jako částečně izolované části.

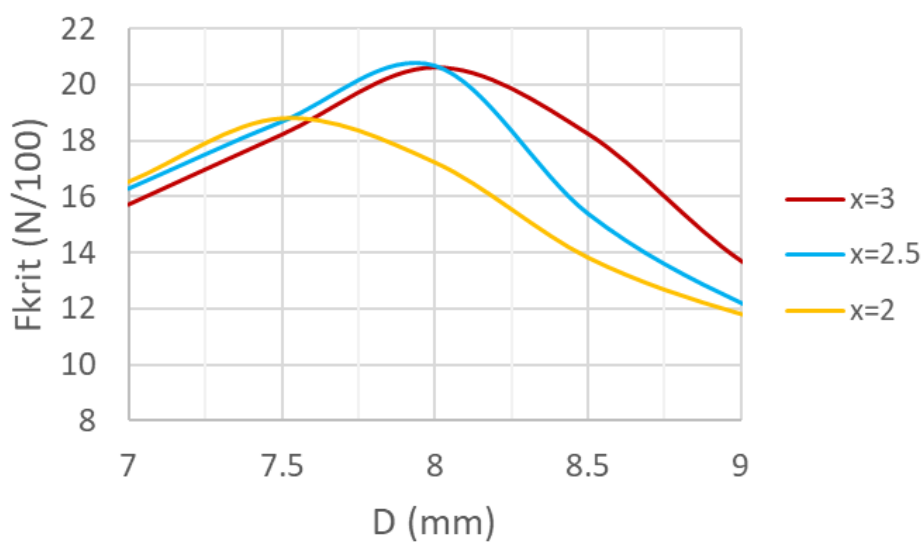
Vzpěrná únosnost 3-T patří k nejvyšším mezi zkoumanými nekruhovými profily (Graf 5-10). Opět lze pozorovat závislost maxima na hodnotě x , v tomhle případě však nejvyšších hodnot dosahuje $x = 2,5$ při zhruba stejném D , jako $x = 3$. Následuje u něj však strmější pokles po této hodnotě.

Porovnání max. a průměrné teploty - 3-T



Graf 5-9 Porovnání maximální a průměrné teploty – 3-T

Závislost kritické síly na průměru - 3-T



Graf 5-10 Závislost kritické síly na průměru – 3-T

5.1.6 Vybrané rozměry

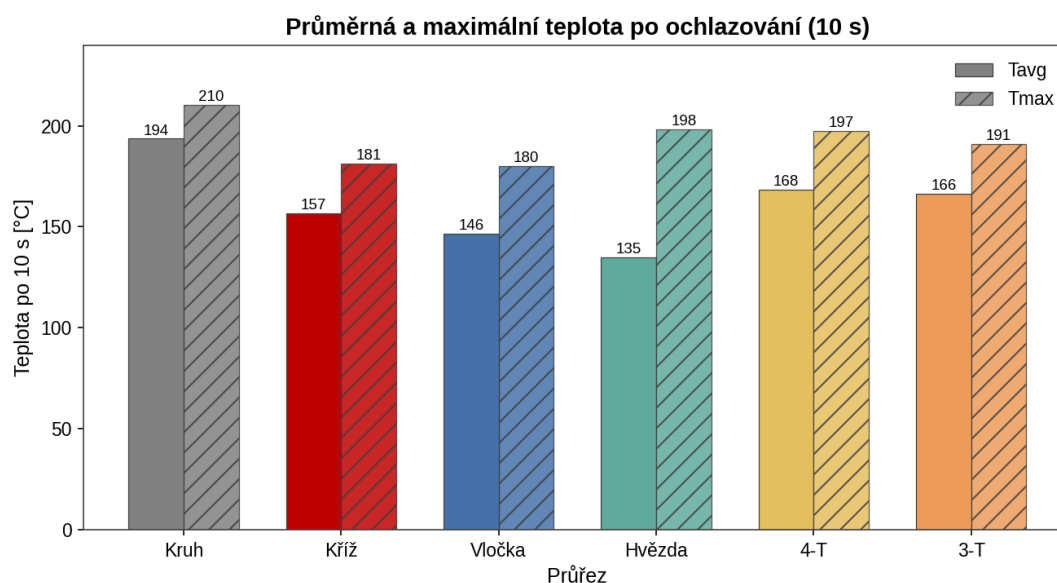
Na základě výsledků simulací popsaných v předchozích kapitolách byly pro každý ze zkoumaných nekruhových profilů vybrány finální kombinace rozměrů, které představují nejlepší kompromis mezi rychlostí ochlazování (nižší T_{avg}), vzpěrnou stabilitou (vyšší součinitel kritického zatížení λ_{krit}) a odborným posudkem na základě trendů a dosavadního

poznání. Vybrané rozměry, příslušné hodnoty teplot po 10 s ochlazování a součinitel kritického zatížení uvádí Tab. 5-1.

Tab. 5-1 Vybrané rozměry profilů a odpovídající výsledky termální a vzpěrné simulace

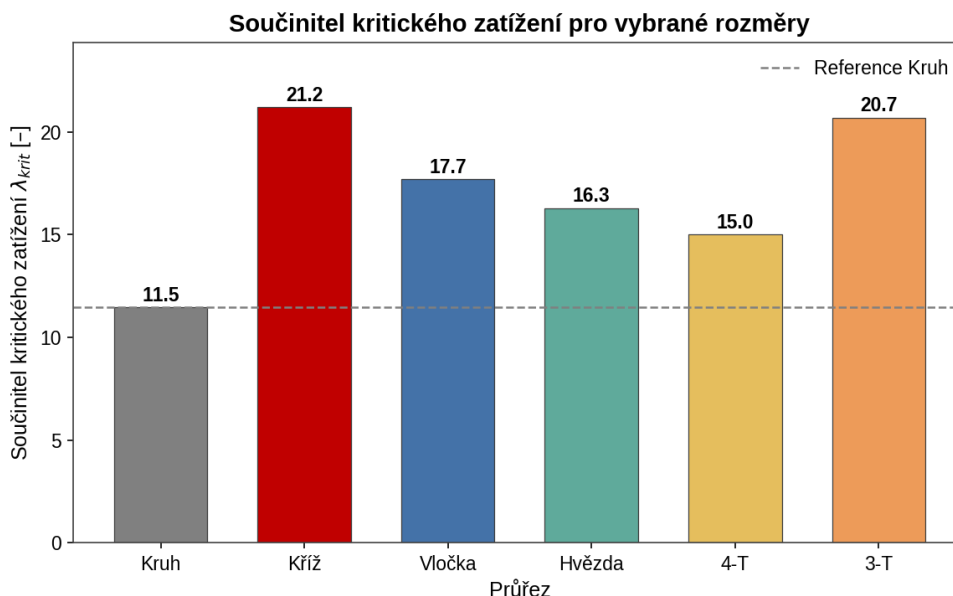
Průřez	Průměr D (mm)	o/S (mm ⁻¹)	T_{avg} (°C)	T_{max} (°C)	λ_{krit} (-)
Kruh	5,00	0,800	193,6	210,2	11,5
Kříž	8,53	1,677	156,8	181,3	21,2
Vločka	7,80	2,022	146,4	179,9	17,7
Hvězda	9,00	2,16	134,7	198,1	16,3
4-T (D/b = 3)	7,75	2,083	168,5	197,4	15,0
3-T (D/h = 2,5)	8,00	1,732	166,3	190,9	20,7

Všech pět nekruhových profilů ve vybraných rozměrech vykazuje nižší průměrnou teplotu po 10 s ochlazování než referenční. Hvězda s nejvyšším poměrem o/S dosahuje největšího poklesu průměrné teploty, zároveň však vykazuje největší rozdíl mezi T_{max} a T_{avg} (63,4 °C), což potvrzuje výrazně nehomogenní tuhnutí mezi tenkými rameny a centrálním uzlem. Pro praktický tisk je tato asymetrie dvojsečná, neboť oblast centra zůstává v plastickém stavu déle a může způsobit deformaci prutu pod vlastní vahou, nebo naopak pozitivně přispívat ke kvalitní difuzi prutů (více energie v podobě uchovaného tepla).



Obr. 5-1 Průměrná a maximální teplota průřezu po 10 s ochlazování pro vybrané rozměry profilů

Z hlediska vzpěrné stability všechny nekruhové profily významně převyšují referenční Kruh ($\lambda_{krit} = 11,5$). Nejvyšší součinitel kritického zatížení vykazuje Kříž ($\lambda_{krit} = 21,2$) následovaný 3-T (20,7), Vločkou (17,7), Hvězdou (16,3) a nejnižší hodnotou disponuje 4-T (15,0). Porovnání hodnot součinitele znázorňuje diagram na (Obr. 5-2).



Obr. 5-2 Součinitel kritického zatížení λ_{krit} pro vybrané rozměry profilů

Z výsledků je vidět, že žádný profil nevyčnívá současně v obou sledovaných kritériích a výběr je o kompromisu. Je však nutné zdůraznit, že hodnoty jednotlivých průřezů nelze přímo porovnat mezi sebou. Simulace byly výhradně zaměřeny na výběr rozměrů. Pro porovnání rozměrů jednotlivého tvaru nezáleží tolik na správném nastavení okrajových podmínek, jelikož chyba se přenesla na každou kombinaci rozměrů. Absolutní hodnota nebude odpovídat realitě, jelikož při daných podmínkách je nastavení podmínek skutečného tisku nerealizovatelné.

5.2 Výsledky kalibrace průtoku materiálu

Otáčky a průtok byly pro každý průřez samostatně proloženy lineární regresí v MS Excel. Vzhledem k tomu, že v navazujících experimentech je na základě požadovaného průtoku počítána potřebná hodnota otáček, byla regrese vedena ve tvaru lineární rovnice

$$n = a \cdot Q + b \quad (55)$$

Kde n (min^{-1}), Q ($\text{mm}^3 \cdot \text{s}^{-1}$), a je sklon a b posun přímky. Regresní koeficienty a , b a koeficient determinace R^2 pro jednotlivé průřezy shrnuje Tab. 5-2. Hodnoty R^2 všech šesti průřezů $> 0,996$, což potvrzuje vysoce lineární závislost otáček šneku a objemového průtoku v testovaném rozsahu 1,5 až 10 ot/min.

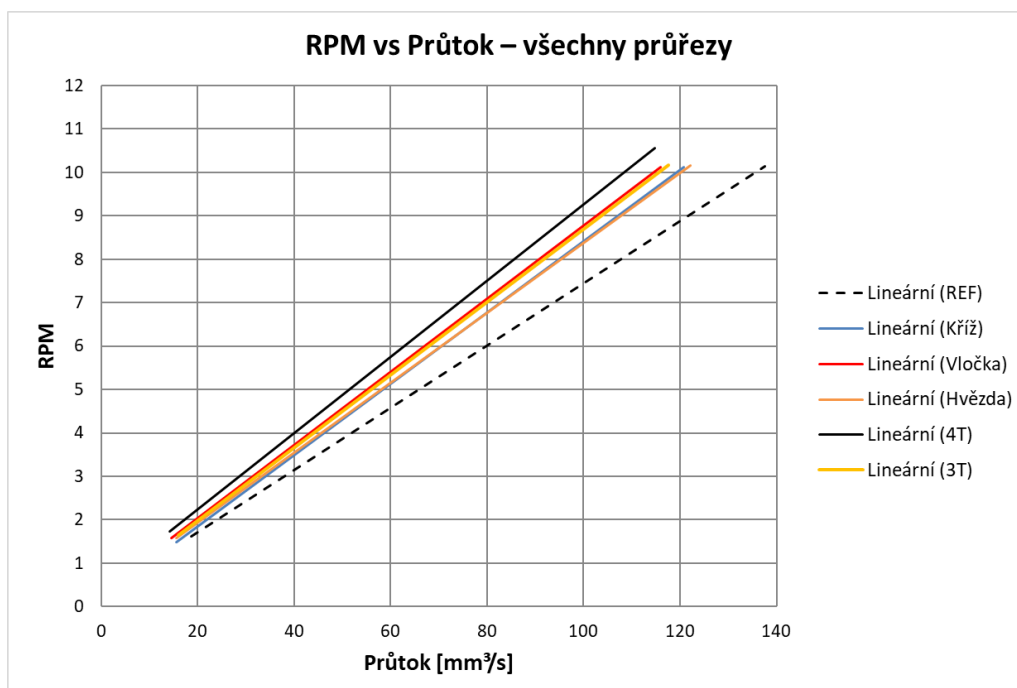
Tab. 5-2 Koeficienty lineární regrese

Průřez	<i>a</i>	<i>b</i>	<i>R</i> ²
Kruh Ø5	0,0716	0,294	0,9987
Kříž	0,0820	0,214	0,9992
Vločka	0,0842	0,367	0,9990
Hvězda	0,0806	0,321	0,9986
4-T	0,088	0,486	0,9966
3-T	0,0839	0,297	0,9984

Skutečný průtok dosažený při daných otáčkách se mezi průřezy liší – sklon kalibračních přímk roste s rostoucím protitlakem v trysce (např. profil 4-T vyžaduje při shodném průtoku nejvyšší otáčky). Pro nastavení tiskových parametrů byly pro každou trysku z její kalibrační rovnice odvozeny RPM odpovídající cílovému objemovému průtoku

$$RPM = a \cdot \pi \cdot \frac{D_{ref}^2}{4} \cdot v + b \quad (56)$$

kde D_{ref} (mm) je průměr referenční trysky, tj. $D_{ref} = 5$ mm, v (mm/s) je rychlost pohybu extrudéru, čímž je v rámci celé experimentální série zajištěno extrudování shodného množství materiálu. Závislost otáček na průtoku je zakreslena na Graf 5-11.



Graf 5-11 Závislost potřebných otáček za minutu (RPM) na průtoku

5.3 Výsledky vyhodnocení Barusova efektu

Vyhodnocením 3D skenů volně extrudovaných prutů metodikou popsanou v kapitole 4.6.2 byly pro každý ze šesti průřezů stanoveny dvě skupiny veličin: hodnota swellingu jako procentuální odchylka od nominální plochy a čtveřice hodnot dragu (natažení prutu před ztuhnutím vlivem gravitačního zrychlení) reprezentující procentuální rozdíl mezi prvním (horním) a posledním (spodním) řezem prutu.

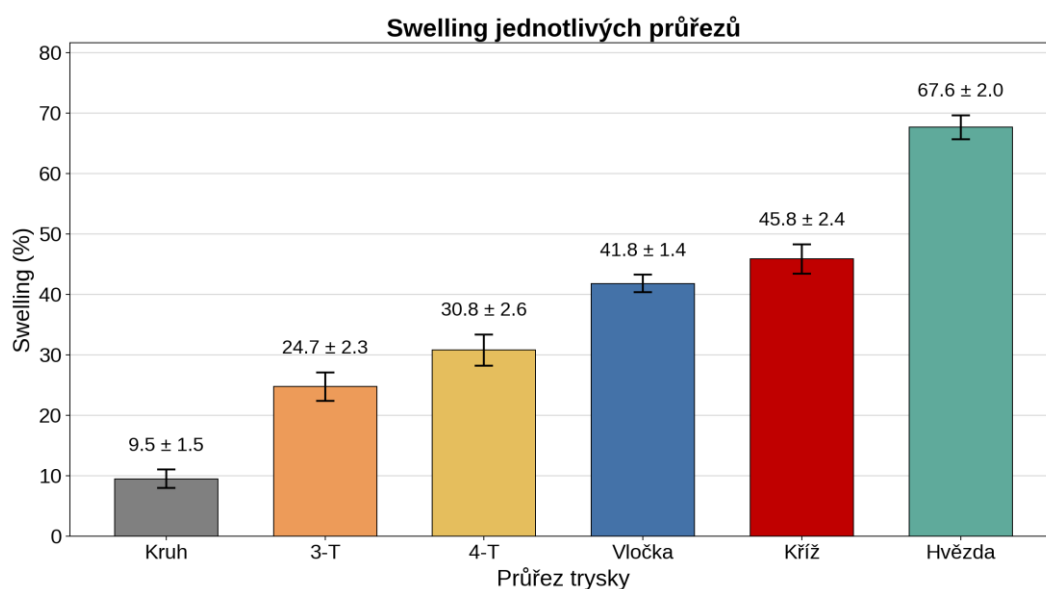
5.3.1 Swelling

Swelling byl vyhodnocen jako relativní procentuální nárůst plochy příčného řezu prutu vůči nominální ploše průřezu trysky. Z každého ze vzorku byla ze 7 axiálních příčných řezů vybrána maximální naměřená plocha (začátek tisku), na které je nejmenší vliv gravitačního zrychlení; reportovaný swelling je průměr $\pm$ výběrová směrodatná odchylka (Besselova korekce, $n = 3$) z těchto tří hodnot. Souhrn pro jednotlivé průřezy uvádí Tab. 5-3.

Tab. 5-3 Hodnoty swellingu pro jednotlivé průřezy (průměr $\pm$ směr. odchylka, $n = 3$)

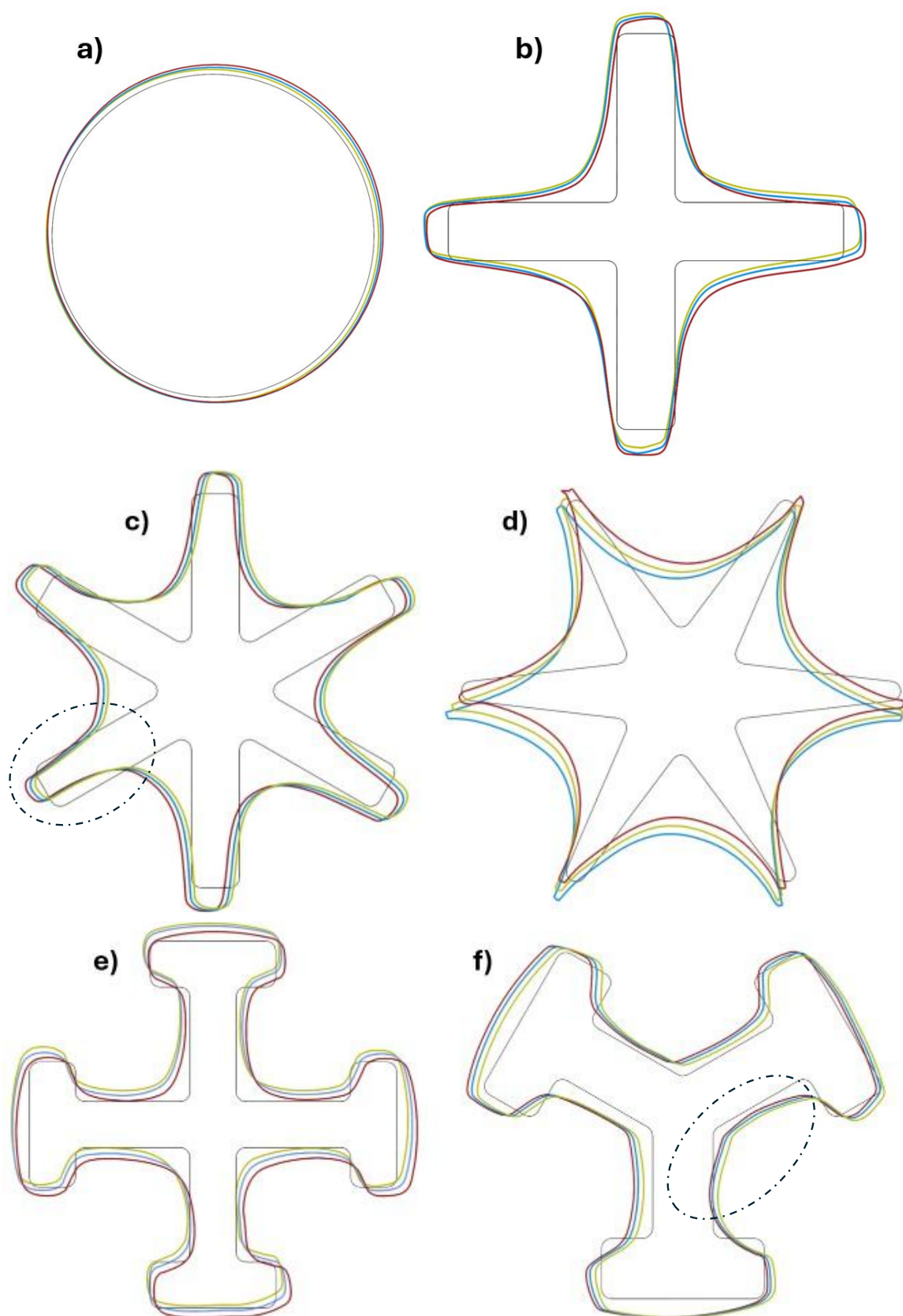
Průřez	Nominální plocha (mm ²)	Reálná plocha (mm ²)	Swelling B (%)
Kruh	19,64	21,49 $\pm$ 0,30	9,5 $\pm$ 1,5
3-T	19,61	24,46 $\pm$ 0,46	24,7 $\pm$ 2,3
4-T	19,66	25,70 $\pm$ 0,51	30,7 $\pm$ 2,6
Vločka	19,60	27,79 $\pm$ 0,28	41,8 $\pm$ 1,4
Kříž	19,65	28,66 $\pm$ 0,47	45,8 $\pm$ 2,4
Hvězda	19,67	32,97 $\pm$ 0,39	67,6 $\pm$ 2,0

Hodnoty swellingu se napříč průřezy pohybují v rozsahu 9,5 % (Kruh) až 67,6 % (Hvězda) a jsou vzestupně seřazené v Tab. 5-3 a na Obr. 5-3. Referenční Kruh vykazuje z rešerše očekávaný swelling kolem 9 %, nekruhové průřezy násobně vyšších hodnot.



Obr. 5-3 Sloupcový graf swellingu jednotlivých průřezů

Na Obr. 5-4 lze vidět reálný tvar prutů s projevem Barusova efektu. Lze pozorovat, že opakovatelnost tvaru je vysoká a série se u všech profilů podobají. U Hvězdy, tj. d), lze vidět defekty ve špicích cípů, ty jsou způsobeny nepřesností skenu (hrana s tak ostrým úhlem je nemožná naskenovat). Větší defekty lze pozorovat na obrázcích c) Vločka, kdy je rameno v levé dolní části značně menší, než ostatní, a f) 3T, kde zaznačená část vypadá odlišně v porovnání s rotačně symetrickými ekvivalenty. Pro připomenutí, řez je brán ze začátku prutu, tj. část, která je vytištěna nejdříve a je tím pádem nejméně ovlivněna natažením gravitačním zrychlením působící na již vytištěný materiál.



Obr. 5-4 Barusův efekt vs. nominální tvar trysky pro 3 vzorky volné extruze. Zakroužkovány defekty popsané v textu.

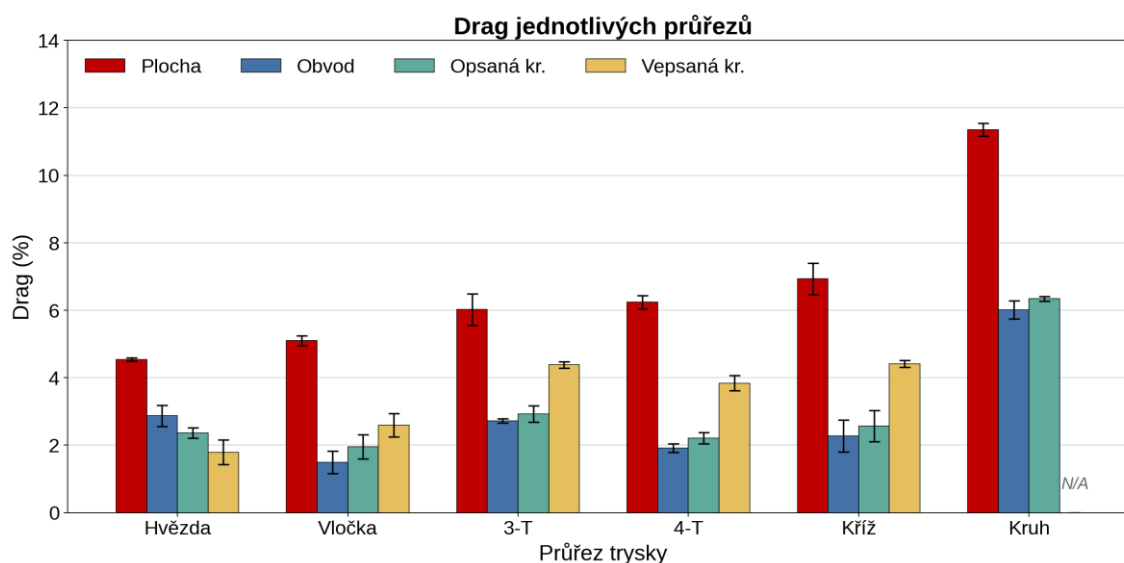
5.3.2 Drag

Drag byl pro každý průřez kvantifikován pro čtyři metriky: drag plochy, obvodu, opsané kružnice a vepsané kružnice. Hodnoty udávají procentuální úbytek dané geometrické veličiny mezi prvním (horním) a posledním (spodním) řezem prutu, viz Tab. 5-4.

Tab. 5-4 Složky dragu daných metrik pro jednotlivé průřezy (průměr $\pm$ směr. odchylka, $n = 3$)

Průřez	Plochy (%)	Obvodu (%)	Opsané kruž. (%)	Vepsané kruž. (%)
Hvězda	4,5 $\pm$ 0,1	2,9 $\pm$ 0,3	2,4 $\pm$ 0,2	1,8 $\pm$ 0,4
Vločka	4,9 $\pm$ 0,1	1,3 $\pm$ 0,3	2,0 $\pm$ 0,4	2,6 $\pm$ 0,3
3-T	6,0 $\pm$ 0,5	2,7 $\pm$ 0,1	2,9 $\pm$ 0,2	4,4 $\pm$ 0,1
4-T	6,2 $\pm$ 0,2	1,8 $\pm$ 0,3	2,2 $\pm$ 0,2	3,8 $\pm$ 0,2
Kříž	6,9 $\pm$ 0,5	2,3 $\pm$ 0,5	2,6 $\pm$ 0,5	4,4 $\pm$ 0,1
Kruh	11,4 $\pm$ 0,2	6,0 $\pm$ 0,3	6,3 $\pm$ 0,1	—

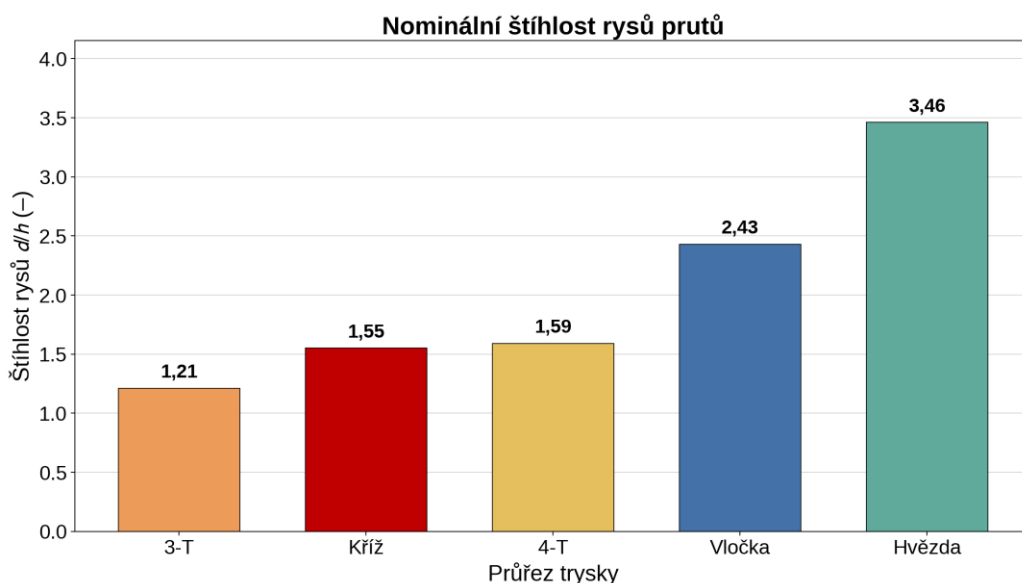
Drag plochy nabývá hodnot 4,5 % (Hvězda) až 11,4 % (Kruh). Drag obvodu se pohybuje v rozsahu 1,3 % (Vločka) až 6,0 % (Kruh). Drag opsané kružnice nabývá hodnot 2,0 % (Vločka) až 6,3 % (Kruh) a drag vepsané kružnice je v rozsahu 1,8 % (Hvězda) až 4,4 % (Kříž). Pro Kruh není drag vepsané kružnice definován, jinak dosahuje ve všech kategoriích nejvyšších hodnot dragu.



Obr. 5-5 Skupinový sloupcový graf složek dragu pro jednotlivé průřezy

5.3.3 Štíhlost

Štíhlost rysů je definována jako poměr průměru vepsané kružnice (jádra) profilu k nominální tloušťce nejtenčí štěrbiny, d/h (kap. 4.6.2, Obr. 4-30). Hodnoty jsou pro porovnání vyneseny v diagramu na Obr. 5-6. Pro referenční Kruh je štíhlost nedefinována. Pro doplňující charakterizaci rozšíření jádra po extruzi Tab. 5-5 také uvádí nominální průměr vepsané kružnice (tj. jádro průřezu) spolu s relativním nárůstem Δd , který udává, o kolik se nominální průměr jádra zvětšil u reálného prutu.



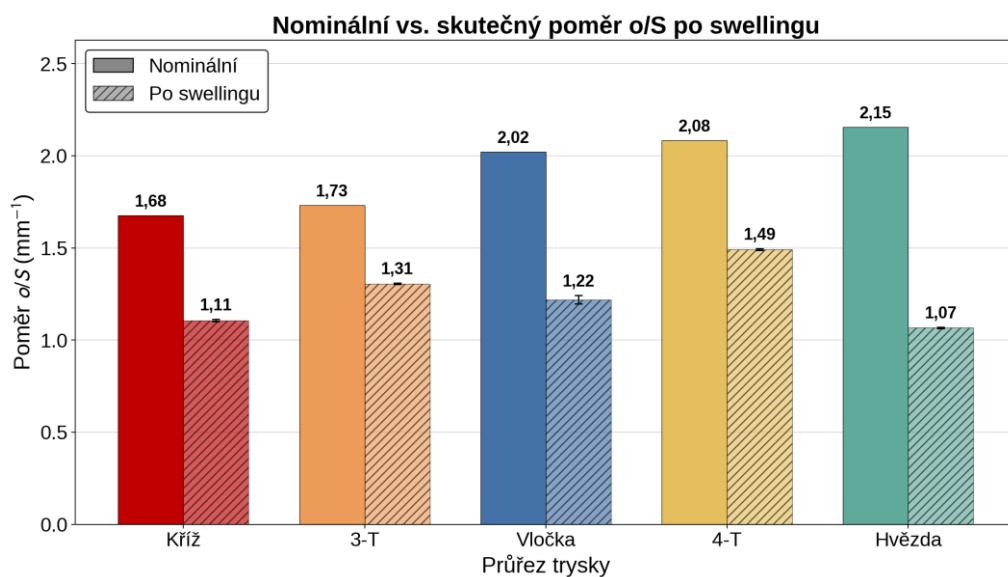
Obr. 5-6 Nominální a skutečná štíhlost rysů jednotlivých průřezů

Tab. 5-5 Nominální štíhlost rysů a rozšíření jádra d po swellingu pro jednotlivé průřezy (průměr $\pm$ směr. odchylka, $n = 3$)

Průřez	Nominální štíhlost (-)	Nominální jádro d (mm)	Nárůst jádra Δd (%)
Kruh	-	-	-
3-T	1,21	1,44	$+43,0 \pm 3,1$
Kříž	1,55	1,93	$+91,8 \pm 2,6$
4-T	1,59	1,51	$+67,0 \pm 2,4$
Vločka	2,43	2,28	$+97,4 \pm 3,8$
Hvězda	3,46	2,63	$+104,9 \pm 2,7$

5.3.4 Poměr obvodu ku obsahu

Poměr o/S (poměr obvodu k ploše průřezu) slouží k odhadnutí rychlosti ochlazování prutu. Tab. 5-6 i sloupcový diagram na Obr. 5-7 porovnávají nominální hodnotu vypočtenou z geometrie trysky se skutečnou hodnotou stanovenou ze 3D skenů tištěných prutů. U všech nekruhových profilů dochází vlivem swellingu k výraznému poklesu skutečného o/S oproti nominální hodnotě (zaoblení ostrých rysů a zvětšení jádra sníží obvod a zvětší plochu). U referenčního kruhu nebyla pozorována změna, proto není v grafech uveden. Pro kruhový průřez je hodnota poměru $o/S = 0,8 \text{ mm}^{-1}$.



Obr. 5-7 Nominální vs. skutečný poměr o/S po swellingu pro jednotlivé průřezy

Tab. 5-6 Nominální a skutečný poměr o/S jednotlivých průřezů (průměr $\pm$ směr. odchylka, $n = 3$)

Průřez	Nominální o/S (mm^{-1})	Skutečný o/S (mm^{-1})	$\Delta o/S$ (%)
Kruh	0,80	$0,791 \pm 0,001$	$-1,1 \pm 0,1$
Kříž	1,68	$1,134 \pm 0,002$	$-32,4 \pm 0,1$
3-T	1,73	$1,338 \pm 0,001$	$-22,8 \pm 0,1$
Vločka	2,02	$1,243 \pm 0,023$	$-38,5 \pm 1,2$
4-T	2,08	$1,526 \pm 0,002$	$-26,8 \pm 0,1$
Hvězda	2,16	$1,076 \pm 0,011$	$-50,1 \pm 0,5$

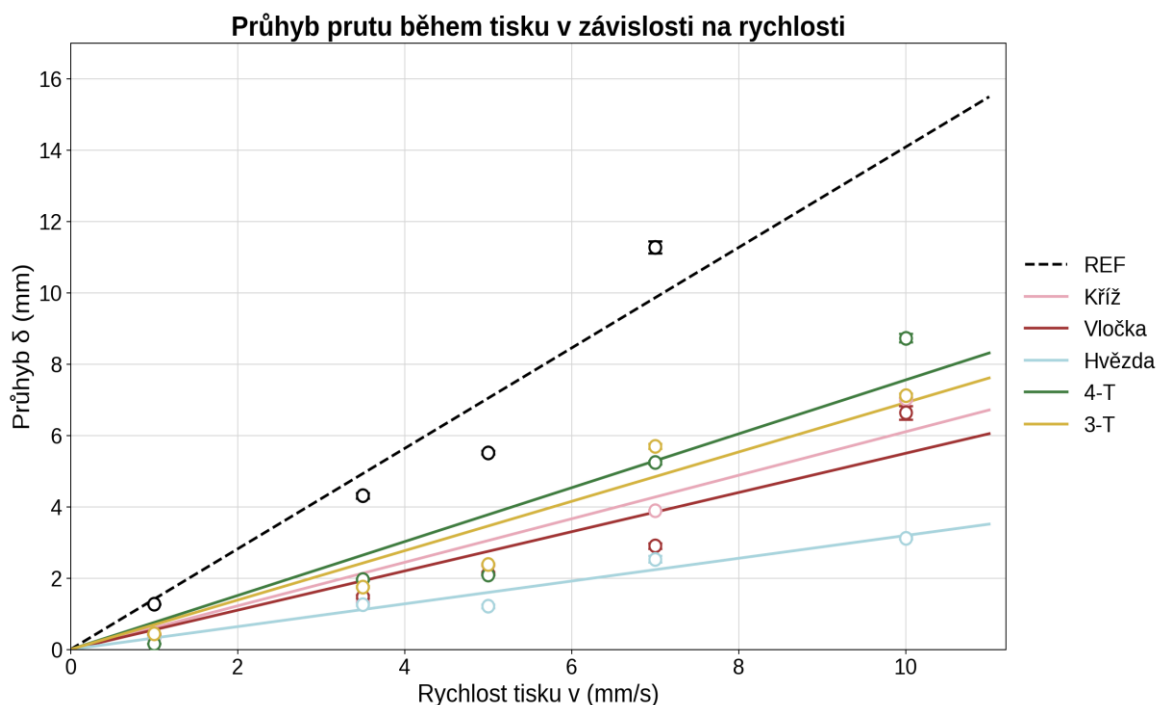
5.4 Výsledky průhybu prutu během tisku

Jak již bylo popsáno v kapitole 4.6.4, pro posouzení tvarové stability byly vyhodnoceny 2 hodnoty: maximální průhyb δ (mm) od ideální osy a plocha S (mm²) mezi tištěnou a ideální osou ze sérií 3 vzorků. Výsledky pro průhyb lze vidět v Tab. 5-7 a graficky na Graf 5-12.

Tab. 5-7 Maximální průhyb δ (mm) prutu při tisku (průměr $\pm$ směr. odchylka (mm), n = 3)

Průřez	1 mm/s	3,5 mm/s	5 mm/s	7 mm/s	10 mm/s
Kruh	1,274 $\pm$ 0,008	4,313 $\pm$ 0,079	5,517 $\pm$ 0,050	11,279 $\pm$ 0,17	FAIL
Kříž	0,313 $\pm$ 0,005	1,341 $\pm$ 0,016	2,370 $\pm$ 0,019	3,894 $\pm$ 0,018	7,018 $\pm$ 0,045
Vločka	0,424 $\pm$ 0,006	1,483 $\pm$ 0,050	2,134 $\pm$ 0,040	2,905 $\pm$ 0,081	6,636 $\pm$ 0,189
Hvězda	0,346 $\pm$ 0,003	1,266 $\pm$ 0,032	1,216 $\pm$ 0,050	2,534 $\pm$ 0,093	3,122 $\pm$ 0,036
4-T	0,167 $\pm$ 0,001	1,962 $\pm$ 0,027	2,095 $\pm$ 0,023	5,242 $\pm$ 0,048	8,729 $\pm$ 0,120
3-T	0,442 $\pm$ 0,011	1,752 $\pm$ 0,028	2,388 $\pm$ 0,022	5,697 $\pm$ 0,067	7,118 $\pm$ 0,061

Při rychlosti 3,5 mm/s se průhyb pohybuje v rozsahu 1,27 mm (Hvězda) až 4,31 mm (Kruh). Při nejvyšší zaznamenané rychlosti 10 mm/s nabývá hodnot 3,122 mm (Hvězda) až 8,729 mm (4-T). Pro referenční Kruh při této rychlosti došlo k selhání, prut se po zastavení extrudéru propadl tak moc, že by nebylo možné jej porovnatelně vyhodnotit.



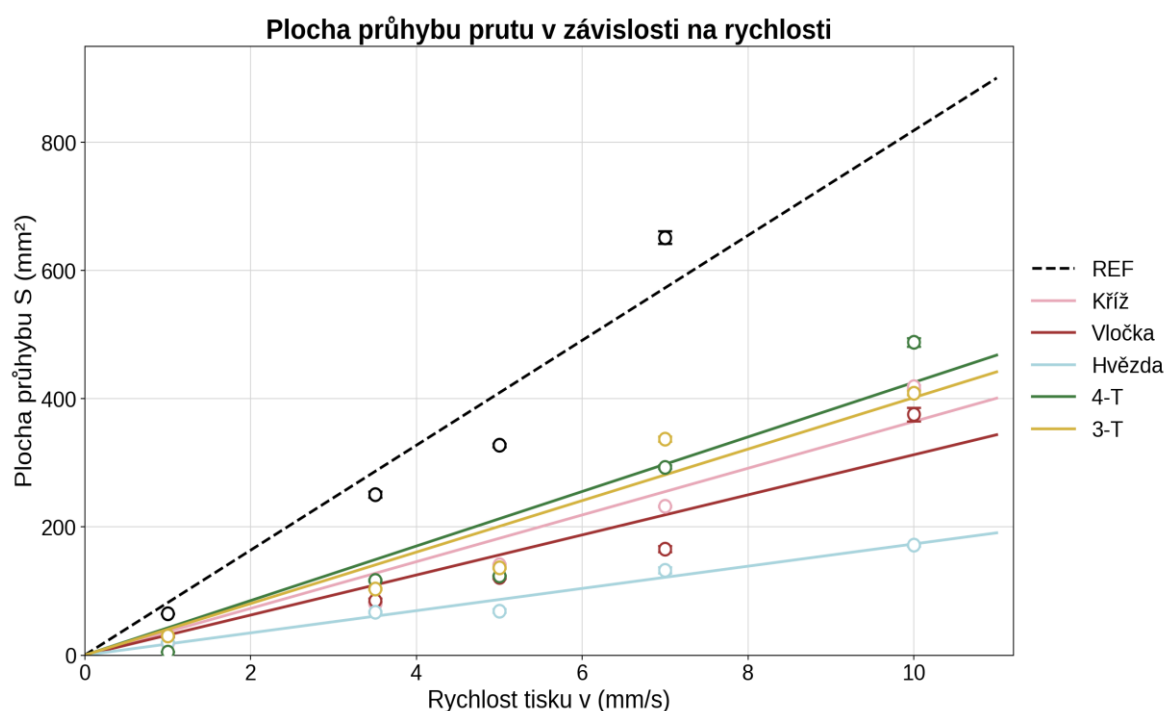
Graf 5-12 Závislost maximálního průhybu δ na rychlosti tisku robota pro šest průřezů

Hodnoty ploch průhybu v mm² pro jednotlivé rychlosti a průřezy jsou v Tab. 5-8 a graficky s lineárním proložením na Graf 5-13.

Tab. 5-8 Plocha S (mm²) mezi tištěnou a ideální osou (průměr ± směr. odchylka, n = 3)

Průřez	1 mm/s	3,5 mm/s	5 mm/s	7 mm/s	10 mm/s
Kruh	64,6 ± 0,4	250,9 ± 4,6	327,6 ± 3,0	651,7 ± 9,8	FAIL
Kříž	18,8 ± 0,3	80,1 ± 1,0	141,5 ± 1,1	232,5 ± 1,1	419,1 ± 2,7
Vločka	29,2 ± 0,5	85,6 ± 2,9	121,8 ± 2,3	165,7 ± 4,6	375,7 ± 10,7
Hvězda	20,3 ± 0,2	67,4 ± 1,7	69,3 ± 2,8	132,5 ± 4,9	171,8 ± 2,0
4-T	4,8 ± 0,0	117,0 ± 1,6	123,6 ± 1,4	293,4 ± 2,7	488,3 ± 6,7
3-T	30,2 ± 0,8	103,7 ± 1,6	136,4 ± 1,2	337,0 ± 4,0	409,0 ± 3,5

Pořadí průřezů podle plochy průhybu při 10 mm/s (od nejmenší po největší): Hvězda < Vločka < 3-T < Kříž < 4-T, pro referenční Kruh při této rychlosti došlo k selhání.



Graf 5-13 Závislost plochy průhybu S_s na posuvové rychlosti robotu pro šest průřezů

Uvedené hodnoty směrodatné odchylky σ pro všechny série reprezentují opakovatelnost vyhodnocovacího postupu, tj. náhodnou složku nejistoty po průměrování polohy osy přes šířku a délku prutu na úrovni menší než pixel (viz Kapitola 4.6.4). Systematické chyby měření (radiální zkreslení čočky, perspektivní zkreslení, výrobní tolerance kalibračních

značek) se průměrováním nepotlačí a v uváděné σ se proto neprojeví; kombinovaná absolutní nejistota byla v metodice odhadnuta na $\pm 0,1$ mm. Klíčové je, že všechny vzorky byly fotografovány ve stejné scéně se stejnou kalibrací značek a totožnou polohou kamery, takže systematické chyby se u všech profilů a všech rychlostí projevují přibližně stejným způsobem. Pro porovnání mezi profily se tento společný posun odečte a měření je limitované pouze náhodnou složkou $\sigma \approx 0,001\text{--}0,17$ mm, díky čemuž srovnání robustní i v oblasti malých hodnot. Absolutní hodnoty průhybu si naopak zachovávají odhadovanou nejistotu $\pm 0,1$ mm.

5.5 Výsledky vzpěrné zkoušky

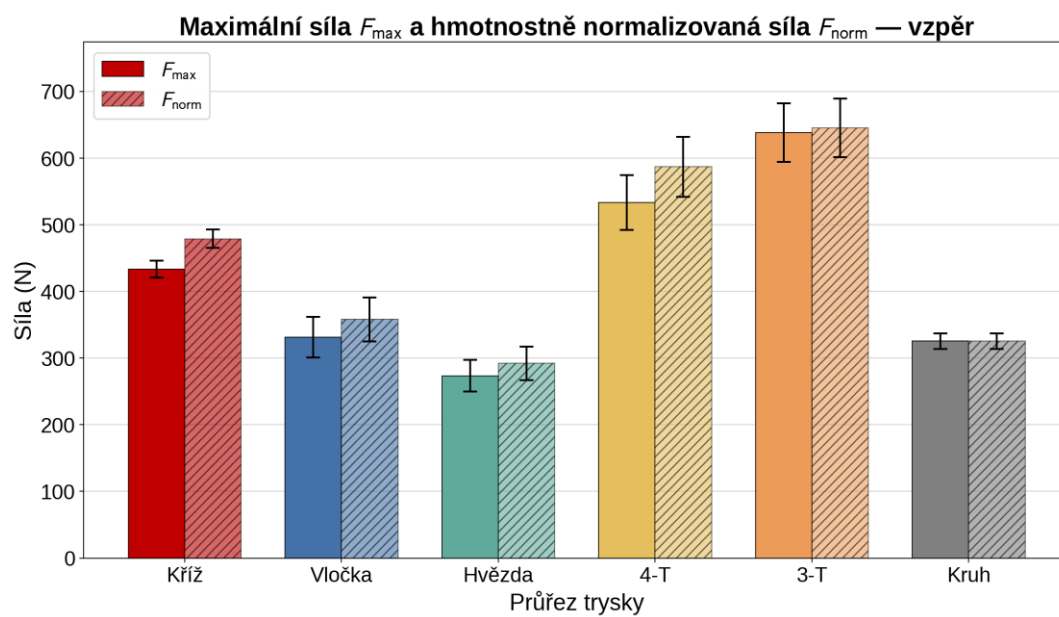
Vzpěrná zkouška byla provedena pro všech šest průřezů v sérii po 3 vzorcích. Z každé naměřené křivky síla–posuv (Graf 5-14) byla odečtena maximální síla F_{bmax} (N), axiální tuhost k (N/mm) ze sečny mezi 25 % a 75 % F_{bmax} a energie E_b (N·mm) do bodu maxima síly. Následně byla maximální síla hmotnostně normalizována. Souhrnné hodnoty uvádí Tab. 5-9.

Tab. 5-9 Výsledky vzpěrné zkoušky – průměr $\pm$ směrodatná odchylka pro šest průřezů ($n = 3$)

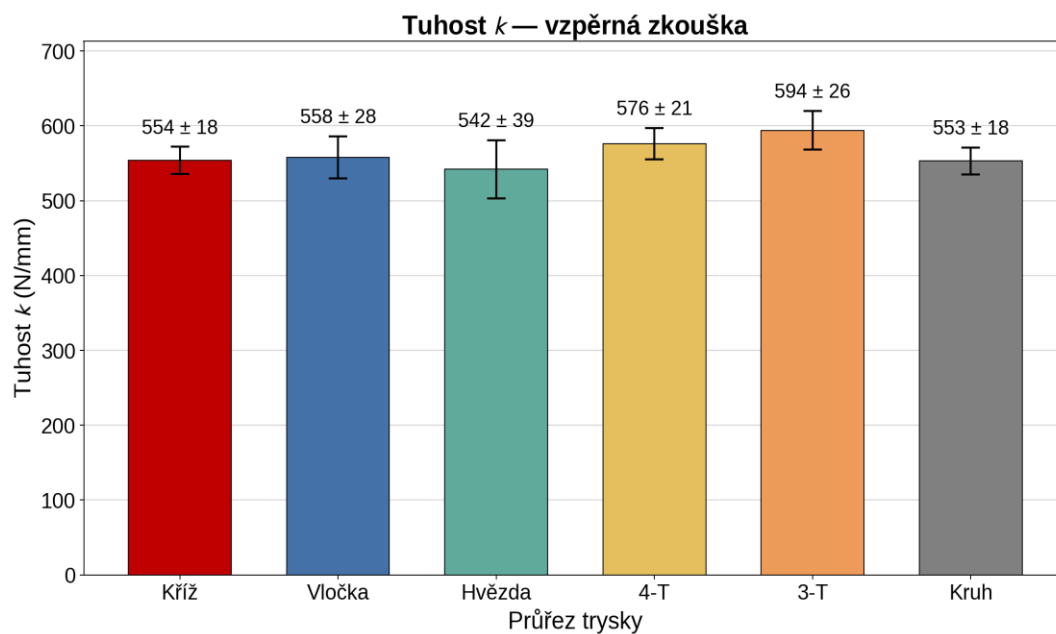
Průřez	F_{max} (N)	k (N/mm)	E_b (N·mm)	F_{norm} (N)
Kruh	325 ± 12	553 ± 18	134 ± 10	325 ± 12
Kříž	434 ± 13	554 ± 18	200 ± 23	479 ± 14
Vločka	331 ± 31	558 ± 28	123 ± 22	358 ± 33
Hvězda	273 ± 24	542 ± 39	98 ± 14	292 ± 25
4-T	533 ± 41	576 ± 21	291 ± 21	587 ± 45
3-T	638 ± 44	594 ± 26	391 ± 24	645 ± 44

Pořadí průřezů podle F_{bmax} : Hvězda < Kruh < Vločka < Kříž < 4-T < 3-T, viz Obr. 5-8. Axiální tuhost k se napříč průřezy pohybuje v rozsahu 542 N/mm (Hvězda) až 594 N/mm (3-T). Energie E_b nabývá hodnot 98 N·mm (Hvězda) až 391 N·mm (3-T), viz Obr. 5-9.

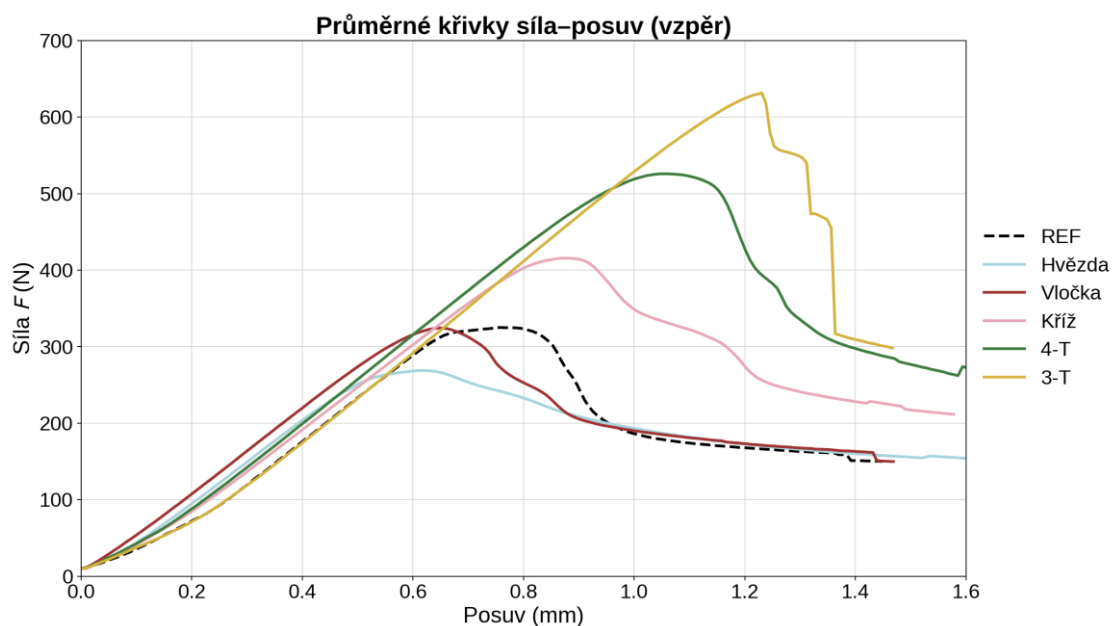
Po hmotnostní normalizaci (sloupec F_{norm}) zůstává celkové pořadí profilů zachováno, rozdíl mezi Hvězdou a referenčním Kruhem se však snižuje z přibližně 50 N (F_{bmax}) na 31 N (F_{norm}), což indikuje, že část nižší únosnosti Hvězdy je dána menším množstvím materiálu, nikoliv pouze horší geometrií.



Obr. 5-8 Sloupcový diagram maximální síly F_{bmax} a hmotnostně normalizované síly F_{norm} , vzpěr



Obr. 5-9 Sloupcový graf tuhosti k jednotlivých průřezů, rozsah 25 až 75% $F_{\max}$ — vzpěrná zkouška



Graf 5-14 Porovnání průměrných křivek síla–posuv pro jednotlivé průřezy, vzpěr

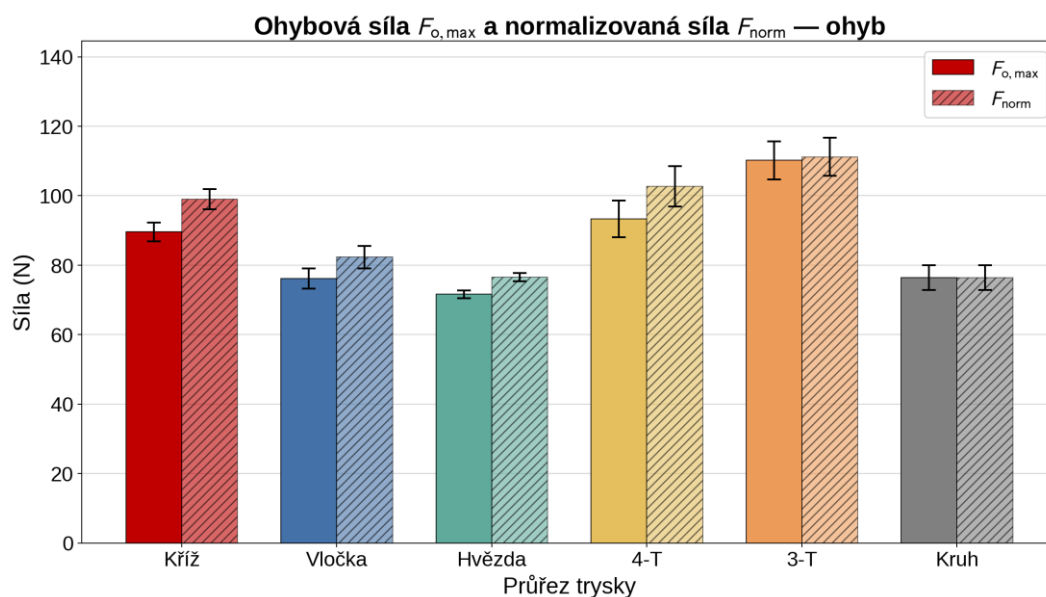
5.6 Výsledky tříbodového ohybu

Tříbodová ohybová zkouška byla provedena pro všech šest průřezů po sérii 3 vzorků. Z naměřených křivek síla–průhyb (Graf 5-15) byly opět stanoveny maximální ohybová síla F_{omax} (N), ohybová tuhost k_o (N/mm) z lineární regrese intervalu 10 až 50 % F_{omax} a energie E_o (N·mm). Následně byla maximální síla hmotnostně normalizována. Souhrnné hodnoty obsahuje Tab. 5-10.

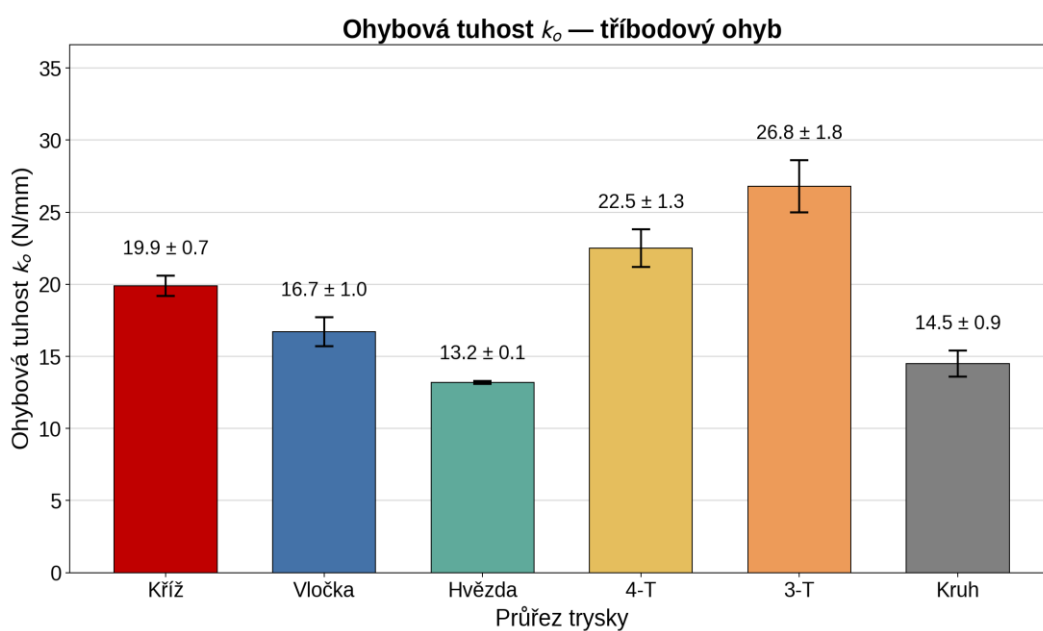
Tab. 5-10 Výsledky tříbodového ohybu – průměr $\pm$ směrodatná odchylka ($n = 3$)

Průřez	F_{omax} (N)	k_o (N/mm)	E_o (N·mm)	F_{norm} (N)
Kruh	$76,4 \pm 3,6$	$14,5 \pm 0,9$	313 ± 18	$76,4 \pm 3,6$
Hvězda	$71,6 \pm 1,1$	$13,2 \pm 0,1$	306 ± 7	$76,5 \pm 1,2$
Vločka	$76,1 \pm 2,9$	$16,7 \pm 1,0$	274 ± 7	$82,3 \pm 3,2$
Kříž	$89,6 \pm 2,7$	$19,9 \pm 0,7$	311 ± 1	$99,0 \pm 2,9$
4-T	$93,3 \pm 5,3$	$22,5 \pm 1,3$	290 ± 25	$102,7 \pm 5,8$
3-T	$110,2 \pm 5,5$	$26,8 \pm 1,8$	327 ± 14	$111,2 \pm 5,5$

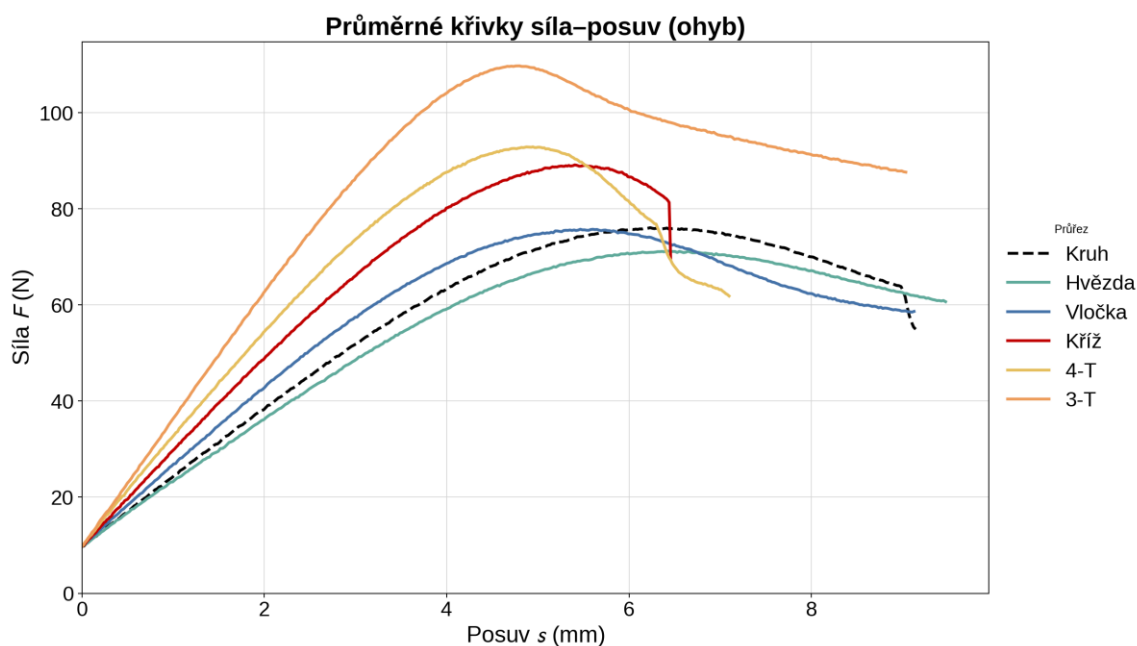
Pořadí průřezů podle $F_{o,max}$: Hvězda < Vločka < Kruh < Kříž < 4-T < 3-T. Ohybová tuhost k_o nabývá hodnot 13,2 N/mm (Hvězda) až 26,8 N/mm (3-T). Energie E_o se napříč průřezy pohybuje v rozsahu 274 N·mm (Vločka) až 327 N·mm (3-T). Pořadí maximální síly v třibodovém ohybu je přibližně shodné s pořadím ze vzpěrné zkoušky; Vločka a Kruh si vyměňují místa, ostatní průřezy pořadí zachovávají. Po hmotnostní normalizaci (sloupec F_{norm}) se Hvězda dostává na úroveň referenčního Kruhu (76,5 vs. 76,4 N), zatímco bez normalizace vykazovala přibližně o 5 N nižší $F_{o,max}$. To naznačuje, že nevýhoda Hvězdy v ohybu plyne nejspíš z nižší hmotnosti, nikoliv z méně účinné geometrie. Porovnání sil lze graficky vidět na Obr. 5-10 a porovnání tuhosti na Obr. 5-11.



Obr. 5-10 Sloupkový diagram maximální ohybové síly $F_{o,max}$ a hmotnostně normalizované síly F_{norm}



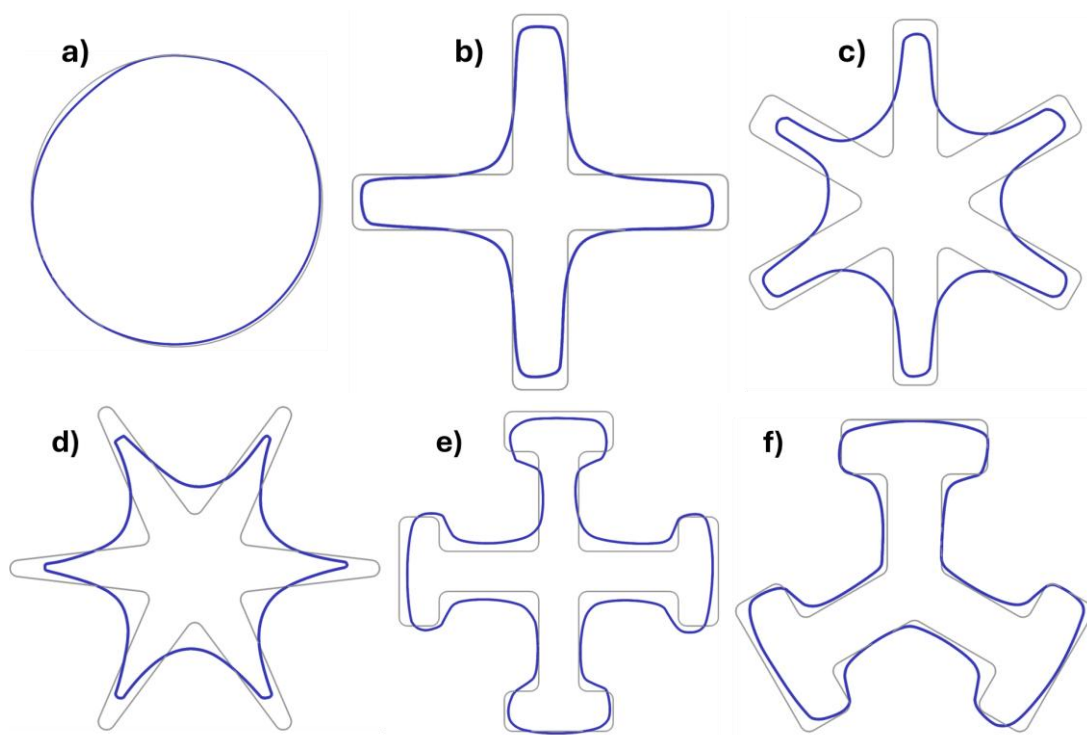
Obr. 5-11 Sloupkový graf ohybové tuhosti k_o jednotlivých průřezů – třibodový ohyb



Graf 5-15 Porovnání průměrných křivek síla–průhyb v tříbodovém ohybu pro jednotlivé průřezy

5.7 Výsledky Barusova efektu tištěných prutů

V této kapitole jsou ukázány výsledné tvary vzorků po podélném natáhnutí tiskem. Jak již bylo popsáno v metodice (kapitola 4.6.7), primárně z časových důvodů nebylo provedeno komplexní vyhodnocení prutů jako tomu je u volné extruze a tyto výsledky jsou uvedeny výhradně za účelem zjištění tvaru prutu po podélném natáhnutí tiskem. Jsou však vyhodnocovány pouze pro jeden vzorek pro každý průřez. Z tohoto důvodu nelze brát uvedené plochy jako důvěryhodné opakovatelné hodnoty (jsou uvedeny v Tab. 5-11). Je důležité zmínit, že u všech zkoumaných vzorků byl však tvar průřezu po celé délce stejný a ani jeho plocha se po délce neměnila (žádný „drag“ efekt, jako u volné extruze), a hmotnost prutů se vzorek od vzorku liší. Ukázaný tvar je u všech vzorků v 1/4 prutu, tj. 25 mm od konce.



Obr. 5-12 Barusův efekt vs. nominální tvar trysky pro 1 vzorek tištěného vzorku.

Na výsledcích lze pozorovat, že větší procentuální swelling vede k tomu, že natažený tvar se více liší jak od nominálního tvaru, tak i reálného prutu volné extruze. Tvar reálného tvaru b) Kříže a f) 3-T se od nominálního tvaru liší zanedbatelně, mezitím u profilu d) Hvězda došlo nejen ke ztenčení jednotlivých cípů, ale i výrazné přemístění materiálu blíže středu, což výrazně snižuje kvadratický moment celého průřezu. U a) Kruhu se swelling prakticky vynuloval, jelikož se jedná o kruh, tvar se nemá natažením jak jinak deformovat.

Plocha průřezu tištěných prutů S_{tisk} se napříč všemi šesti profily pohybuje v rozsahu 18,41 až 20,27 mm² (Tab. 5-11), tj. v rozmezí přibližně -6 % až +3 % oproti nominální ploše trysky $S_{\text{nom}} = 19,65 \text{ mm}^2$. Mezi výstupem materiálu z trysky a jeho extruzí na podložku tedy dochází k podstatné redukci průřezu směrem k nominální hodnotě; rozdíl ΔS (tisk-volná extruze) je u všech profilů záporný a v absolutní hodnotě řádově odpovídá hodnotě B . Mechanismus této redukce, tj. axiální natahování prutu v okamžiku deposice, je rozebrán v 6.1.5.

Tab. 5-11 Plocha průřezu a poměr o/S tištěných prutů (1 vzorek na profil)

Průřez	Nominální plocha (mm ²)	Skutečná plocha (mm ²)	Δ ploch (%)	Obvod (mm)	o/S (mm ⁻¹)
Kruh	19,635	19,12	-2,6	15,51	0,811
Kříž	19,650	18,53	-5,7	27,56	1,487
3-T	19,610	19,86	+1,3	29,83	1,502
Vločka	19,600	18,41	-6,1	28,56	1,551
4-T	19,656	20,27	+3,1	34,37	1,696
Hvězda	19,670	19,16	-2,6	27,30	1,425

5.8 Korelační analýza

Pro vyhodnocení vztahů mezi experimenty bylo provedeno vyhodnocení Pearsonovy korelace pro několik možných párů. Korelace byly počítány zvlášť pro pět nekruhových průřezů ($n = 5$) a pro celou sadu šesti průřezů včetně referenčního Kruhu ($n = 6$). Klasifikace síly: $|r| < 0,30$ slabá, $0,30 \leq |r| < 0,70$ střední, $|r| \geq 0,70$ silná. Vzhledem k malému počtu dat nejsou vypsány hodnoty statistické významnosti.

Pearsonův korelační koeficient r kvantifikuje sílu a směr lineárního vztahu mezi dvěma proměnnými X a Y . Nabývá hodnot v intervalu $(-1; +1)$: $r = +1$ znamená dokonalou pozitivní lineární závislost, $r = -1$ dokonalou negativní, $r \approx 0$ absenci lineárního trendu. Vzorec:

$$r = \frac{\sum_{i=1}^n (x_i - \bar{x})(y_i - \bar{y})}{\sqrt{\sum_{i=1}^n (x_i - \bar{x})^2 \cdot \sum_{i=1}^n (y_i - \bar{y})^2}} \quad (57)$$

kde x_i a y_i jsou jednotlivé naměřené dvojice (zde geometrická a pevnostní/průhybová metrika), $\bar{x}$ a $\bar{y}$ jejich aritmetické průměry a n počet průřezů zahrnutých do korelace ($n = 5$ pro nekruhové, $n = 6$ včetně referenčního Kruhu).

5.8.1 Korelace geometrických metrik s tvarovou stabilitou

Pro každou ze sledovaných tiskových rychlostí (1; 3,5; 5; 7 a 10 mm/s) byl vyhodnocen Pearsonův korelační koeficient r mezi hodnotou swellingu profilu a jeho maximálním průhybem δ a plochou S při tisku (data z Tab. 5-7 a Tab. 5-8). Korelace byly počítány zvlášť pro pět nekruhových profilů ($n = 5$) a pro celou sadu šesti průřezů včetně referenčního Kruhu

($n = 6$); pro rychlost 10 mm/s je u Kruhu hodnota chybějící (FAIL), takže $n = 5$ i v sadě s Kruhem. Souhrn uvádí Tab. 5-12.

Pearsonův koeficient roste v absolutní hodnotě od $r \approx 0$ při nejnižší rychlosti 1 mm/s (kde jsou průhyby napříč profily v řádu desetin mm a v podstatě nezávislé na swellingu) až k silně negativním hodnotám $|r| \approx 0,87\text{--}0,88$ při rychlostech 7 a 10 mm/s. Z toho vyplývá, že vliv swellingu na tvarovou stabilitu se projevuje až ve chvíli, kdy se procesní podmínky dostanou do oblasti výrazné gravitační deformace prutu; při nízkých rychlostech je doba tuhnutí dostatečně dlouhá pro všechny profily bez ohledu na efektivní průřez.

Tab. 5-12 Pearsonovy korelační koeficienty mezi swellingem profilu a průhybem prutu pro pět tiskových rychlostí, průměr přes Fisherovu z-transformaci rychlostí 3,5 až 10 mm/s.

Rychlost (mm/s)	δ	δ	S_δ	S_δ
	$r (n = 5)$	$r (n = 6)$	$r (n = 5)$	$r (n = 6)$
1	+0,030	−0,643	−0,005	−0,598
3,5	−0,841	−0,793	−0,890	−0,818
5	−0,834	−0,820	−0,808	−0,814
7	−0,879	−0,871	−0,892	−0,881
10	−0,880	−0,880*	−0,871	−0,871*
Fisher- z průměr**	−0,860	−0,845	−0,869	−0,841

* Při 10 mm/s referenční Kruh selhal (FAIL); $n = 5$ i v sadě se zahrnutím Kruhu.

** Průměr počítán pouze z 3,5 až 10 mm/s. U 1 mm/s hodnotu průměrné korelace znehodnocuje zanedbatelný průhyb.

Pro agregaci pěti korelačních koeficientů přes rychlosti byla použita Fisherova z-transformace přes funkci =FISHER v MS Excel. Ta transformaci vypočítá přes vzorce:

$$z = \operatorname{atanh}(r) = \frac{1}{2} \ln \frac{1+r}{1-r}, \quad \bar{r} = \tanh(\bar{z}) \quad (58)$$

Kde $\bar{z}$ je aritmetický průměr z-hodnot a $\bar{r}$ je výsledný průměrný korelační koeficient. Fisherův průměr byl počítán z rychlostí 3,5 až 10 mm/s; hodnota při 1 mm/s byla z průměru vyloučena, jelikož průhyb je zanedbatelný.

Na vstupu byly z dat 3D skenů odečteny geometrické metriky (Swelling %, Drag plochy, Štíhlost rysů, Nominální tvarový poměr o/S, Ubytek obvodu, Nominální vepsaná kružnice) a z dat průhybu odvozené souhrnné metriky napříč pěti rychlostmi (Sklon δ vs. rychlost, Integrál δ , a totéž pro plochu S).

Pro každý průřez byl měřen průhyb δ a plocha průhybu S_δ na pěti tiskových rychlostech. Aby bylo možno pětibodové sady max. průhybu δ a plochy průhybu S_δ porovnávat s geometrickými metrikami, byly z nich pro každý průřez vypočten:

- **Integrál δ vs. rychlost** (mm²/s) – plocha pod křivkou $\delta(v)$ v rozsahu $1 \leq v \leq 10$ mm/s, počítaná lichoběžníkovou metodou:

$$\int_1^{10} \delta(v) dv \approx \sum_{i=1}^4 \frac{1}{2} (\delta_i + \delta_{i+1}) (v_{i+1} - v_i) \quad (59)$$

Tato veličina reprezentuje celkovou průhybovou zátěž napříč celým rozsahem rychlostí. Na rozdíl od prostého aritmetického průměru správně váží jednotlivé naměřené body šířkou rychlostních intervalů mezi nimi (intervaly nejsou stejně rozestoupené, např. mezi 1 a 3,5 mm/s je rozdíl 2,5; mezi 7 a 10 mm/s je 3). Profil s nízkou hodnotou integrálu se chová tvarově stabilně v celém testovaném rozsahu, profil s vysokou hodnotou má buď velký průhyb v průměru, nebo prudké zhoršování při vyšších rychlostech.

Korelace s integrálem doplňuje informace z Fisher-z přístupu, protože přiřazuje větší váhu vyšším rychlostem, kde jsou absolutní hodnoty průhybu řádově největší a kde se chování jednotlivých profilů nejvíce liší, zatímco Fisher-z průměr zachází se všemi čtyřmi rychlostmi rovnoměrně bez ohledu na velikost průhybu.

Analogicky je definován Integrál S_δ vs. rychlost pro plochu průhybu S_δ (mm²); jednotky se odpovídajícím způsobem mění. Korelace metrik s max. průhybem a plochou průhybu se liší v desetinách procent. Pro vyhodnocování je tudíž uvedena už jen plocha průhybu.

Tab. 5-13 obsahuje vybrané dvojice s nejvyšší absolutní hodnotou Pearsonova koeficientu.

Tab. 5-13 Vybrané Pearsonovy korelace mezi metrikami 3D skenování (X) a metrikami průhybu (Y)

Metrika X (sken)	Metrika Y (průhyb)	r (n = 5)	r (n = 6)	Klasifikace
Nominální d	Integ. $S\delta(v)$	-0,978	-0,978	silná negativní
Swelling	Integ. $S\delta(v)$	-0,954	-0,855	silná negativní
Štíhlost rysů	Integ. $S\delta(v)$	-0,970	-0,970	silná negativní
$\Delta o/S$	Integ. $S\delta(v)$	+0,880	+0,800	silná pozitivní
Drag plochy %	Integ. $S\delta(v)$	+0,772	+0,504	silná pozitivní

Profily s vyšším swellingem, vyšší štíhlostí rysů a vyšším poměrem o/S vykazují systematicky menší průhyb a menší plochu průhybu během tisku. Profily s vyšším dragem plochy a vyšší ztrátou obvodu vykazují větší průhyb.

5.8.2 Korelace swellingu s ostatními geometrickými metrikami

Pro doplnění obrazu o tom, co geometricky souvisí se swellingem, byly spočítány Pearsonovy korelace mezi swellingem (X) a ostatními osmi geometrickými metrikami získanými z 3D skenu (Y). Jelikož referenční Kruh nemá definovanou štíhlost ani nominální průměr jádra d , některé korelace lze vyhodnotit pouze pro $n = 5$ (nekruhové profily). V Tab. 5-14 jsou 3 páry, u kterých je silná korelace. U korelace $\Delta o/S$ znamená záporná hodnota větší pokles, jelikož $\Delta o/S$ je u všech záporné.

Tab. 5-14 Pearsonovy korelace mezi swellingem (X) a ostatními geometrickými metrikami (Y)

Metrika Y (sken)	r (n = 5)	r (n = 6)	Klasifikace
Štíhlost rysů	+0,895	–	silná pozitivní
$\Delta o/S$	-0,958	-0,958	silná negativní
Drag plochy %	-0,559	-0,774	střední negativní

5.8.3 Korelace mechanických vlastností s 3D skenem

Dále byly počítány Pearsonovy korelace mezi vybranými geometrickými metrikami (X) a dvěma hlavními pevnostními ukazateli z mechanických zkoušek (Y): maximální vzpěrnou silou F_{bmax} a maximální ohybovou silou F_{omax} . Výsledky shrnuje Tab. 5-15.

Tab. 5-15 Pearsonovy korelace mezi geometrickými metrikami a max. silou ve vzpěru F_{bmax} a v ohybu F_{omax}

Metrika X (sken)	F_{bmax} (n = 5)	F_{bmax} (n = 6)	F_{omax} (n = 5)	F_{omax} (n = 6)
Δd (nárůst jádra)	-0,972	–	-0,956	–
Štíhlost rysů	-0,898	–	-0,891	–
Swelling %	-0,892	-0,397	-0,845	-0,369
% odchylka obvodu	+0,802	+0,330	+0,803	+0,337
Drag opsané %	+0,644	-0,216	+0,750	-0,190
Drag plochy %	+0,663	-0,093	+0,671	-0,084

Poznámka: U některých korelací s F_{bmax} a F_{omax} není uvedena hodnota pro $n = 6$, protože referenční Kruh nemá v práci definovaný „nárůst jádra“ ani „štíhlost rysů“, tyto pojmy jsou vázány na existenci tenkých rysů (štěrbín), které Kruh nemá.

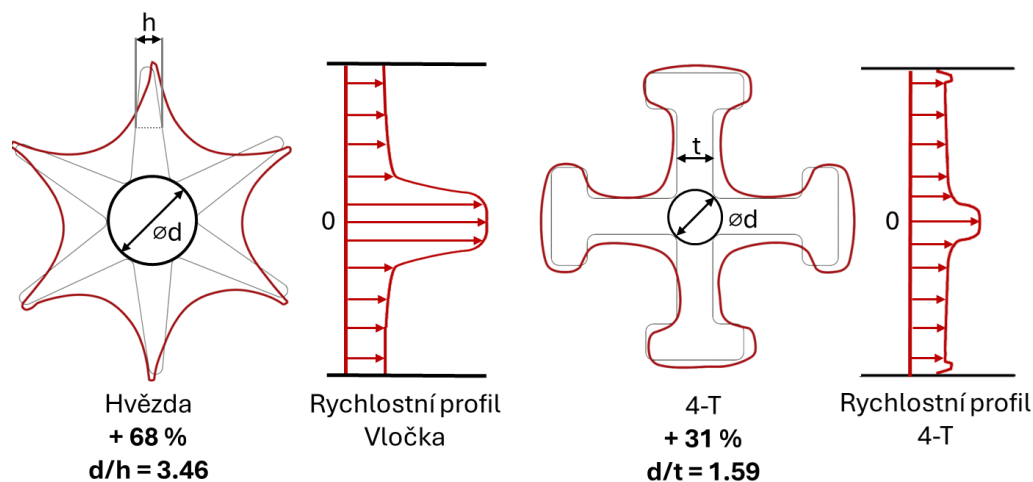
6 DISKUZE

Tato kapitola interpretuje naměřené hodnoty z předchozí kapitoly Výsledky, propojuje je s mechanismy popsány v kapitole Přehled současného stavu poznání, ověřuje hypotézy stanovené v kapitole Cíle práce a diskutuje limitace zvolené metodiky. Pořadí podkapitol postupuje od geometrických vyhodnocení, přes mechanické vlastnosti vytištěných prutů, až k hlavním nálezům.

6.1 Interpretace výsledků

6.1.1 Mechanismus Barusova efektu (swelling)

Naměřené pořadí swellingu Hvězda (67,6 %) > Kříž (45,8 %) > Vločka (41,8 %) > 4-T (30,7 %) > 3-T (24,7 %) > Kruh (9,5 %) lze interpretovat v rámci Tannerovy teorie viskoelastického swellingu [47], podle níž první rozdíl normálových napětí $N_1 = \Psi_1 \cdot \gamma^2$, zjednodušeně množství elastické energie, které mají v sobě polymerní vlákna uložené vlivem natažení proudem [58], roste s druhou mocninou lokálního smykového gradientu γ . Jako dominantním geometrickým faktorem swellingu se ukázala štíhlost, která nepřímo indikuje míru heterogenity rychlostního profilu.



Obr. 6-1 Odhad rychlostního profilu pro Hvězdu a 4T, s % swellingu a štíhlostí

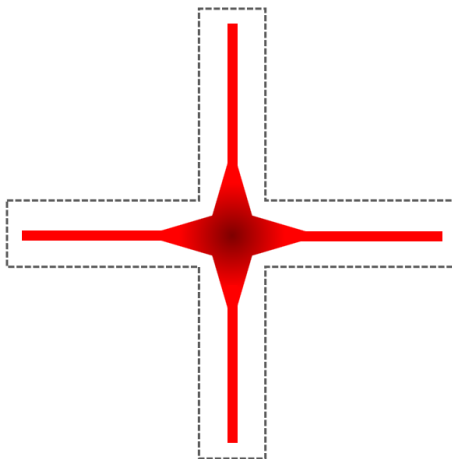
U průřezů s nízkou štíhlostí rysů (např. 3-T, 4-T) je tloušťka materiálu po celém průřezu stejná a neexistuje větší kanál pro průtok, takže rychlostní maxima jsou všude srovnatelná. Naopak u Hvězdy kombinace širokého jádra (kanál s nízkým odporem, ekvivalent menší kruhové trysky) a úzkých cípů (kanály s vysokým odporem) vede k tomu, že většina materiálu proudí jádrem, zatímco do cípů se vtlačuje jen okrajově; velký rozdíl rychlostí mezi jádrem a cípy generuje lokální maxima γ , která dle Tannerovy teorie zvyšují

kvadraticky N_1 , a způsobí výrazně vyšší swelling u Hvězdy (67,6 %) v porovnání s 4-T (30,7 %). Odhad rychlostního profilu v řezu profilů 4-T a Hvězda lze vidět na Obr. 6-1.

Mechanismus lze ilustrovat paralelním zapojením hadic na společný tlakový zdroj: v homogenní konfiguraci ($3 \times$ hadice o průměru 4 mm) všemi hadicemi proudí stejné množství vzduchu stejnou rychlostí, kdežto v heterogenní ($1 \times 10 \text{ mm} + 2 \times 3 \text{ mm}$) jde převážná část průtoku širokou hadicí vysokou rychlostí a tenkými hadicemi jen minimum, přičemž tento rozdíl nelze vyrovnat zvýšením vstupního tlaku.

Pearsonova korelace mezi štíhlostí rysů (poměr d/h) a swellingem $r = +0,895$ ($n = 5$) tuto úvahu kvantifikuje, neboť štíhlost rysů měří poměr velikosti centrálního jádra vůči nejtenčímu rysu v průřezu, čímž indikuje míru heterogenity, která určuje velikost lokálních maxim smykového gradientu. Ukázala se vysoká opakovatelnost swellingu, i přes průmyslové podmínky experimentu a chyby, které vzniknou kalibrací průtoku, se povedlo dosáhnout u všech průřezů odchylky $< \pm 2,7 \%$ při $n = 3$.

Profily se srovnatelnou štíhlostí (Kříž 1,55 a 4-T 1,59) přesto vykazují odlišný swelling (45,8 % vs. 30,7 %), což ukazuje, že štíhlost rysů sama nevystihuje plně topologii průřezu, neboť záleží i na počtu ramen a jejich vzájemném prostorovém uspořádání. Reálné rozložení rychlostních maxim totiž není kruh, ale komplexní tvar, který by nešel pro všechny průřezy kvalitativně porovnat (odhad pro Kříž na Obr. 6-2) a kruhové jádro je pouze aproximace. Konkrétní geometrie Kříže s širšími rameny pravděpodobně vytváří větší lokální γ maxima než užší tvar 4-T.



Obr. 6-2 Schéma očekávaného reálného rozložení lokálních rychlostních maxim u Kříže

6.1.2 Geometrická konvergence prutů po swellingu (o/S)

Nominální geometrie trysek přiřazuje Hvězdě nejvyšší poměr $o/S = 2,15 \text{ mm}^{-1}$ a tedy nejvyšší teoretickou rychlost konvektivního odvodu tepla, zatímco referenční Kruh s nejnižším nominálním $o/S = 0,80 \text{ mm}^{-1}$ by měl chladnout nejpomaleji. Po výstupu z trysky se však materiál v důsledku swellingu radiálně rozšíří a poměr o/S se sníží, neboť plocha

průřezu roste rychleji než obvod. Pearsonova korelace mezi swellingem a relativním poklesem poměru o/S , $\Delta(o/S)$, dosahuje $r = -0,958$ pro $n = 6$ – vyšší swelling tedy přímo a kvantitativně způsobuje větší ztrátu nominální geometrické výhody pro rychlejší chlazení.

Konkrétně Hvězda s nejvyšším swellingem 68 % ztrácí 50,1 % nominálního o/S ($2,155 \rightarrow 1,076 \text{ mm}^{-1}$), 3-T při swellingu 24,7% ztrácí 22,8 % ($1,732 \rightarrow 1,338 \text{ mm}^{-1}$) a Kruh s nejnižším swellingem 9,5 % ztrácí pouze 1 % ($0,80 \rightarrow 0,791 \text{ mm}^{-1}$). Kruh stále zůstává stejného tvaru, poměr se akorát snižuje se zvyšujícím průměrem (obvod má lineární závislost na průměru, obsah kvadratickou).

Z hlediska designu FGF trysek vyplývá praktický důsledek: nominální geometrické parametry (vysoká štíhlost, vysoký o/S) se ve výsledném tištěném prutu projevují tlumeně, neboť swelling částečně konverguje navrženou geometrii k tvaru kruhu (minimální povrchové napětí). Z analyzované sady profilů se 3-T a 4-T jeví jako nejlepší kompromis, protože vykazují malou ztrátu poměru o/S , čímž zachovávají si větší část navržené chladicí výhody, a swelling rozšíří prut po celém obvodu rovnoměrně (Obr. 5-4) a tím se zásadním způsobem nezmění jejich nominální tvar, jako tomu je u ostatních profilů.

6.1.3 Mechanismus dragu

Pořadí hodnot dragu plochy Kruh (11,4 %) > Kříž (6,9 %) > 4-T (6,2 %) > 3-T (6,0 %) > Vločka (4,9 %) > Hvězda (4,5 %) je inverzní vůči pořadí swellingu (Pearson $r = -0,774$ pro $n = 6$). Veličina drag (ΔS_{prut}), zavedená v metodice, měří axiální natáhnutí volně visícího prutu vlastní vahou, kvůli kterému dojde k radiálnímu zmenšení. Tyto rozdíly (na začátku a konci) proto odrážejí, jak silně se polymerní tavenina pod gravitací protahuje.

Původně předpokládaný mechanismus (vyšší poměr $o/S \rightarrow$ rychlejší konvektivní chlazení $\rightarrow$ rychlejší růst viskozity $\eta_T(T) \rightarrow$ menší drag) výsledky této práce nevysvětluje. Hvězda má po swellingu skutečné $o/S \approx 1,07 \text{ mm}^{-1}$, nejmenší z nekruhových průřezů, což by v termálním rámci predikovalo její drag jako nejvyšší. Experimentálně však Hvězda vykazuje drag nejnižší (4,5 %), nižší než 4-T (6,2 %) s téměř o 40 % vyšším o/S . Termální logika tedy nesedí ani na úrovni pořadí dragu napříč nekruhovými profily.

Jako vysvětlení tohoto rozporu byl navržen reologický mechanismus spojený s orientací polymerních řetězců, kterou N_1 zanechává v tavenině při průchodu tryskou (kap. 6.1.1). Proudící polymer vykazuje strain hardening [47] (zpevnění proti protažení), tj. jeho viskozita $\eta_T(T)$ je při stejné teplotě v axiálním směru řádově vyšší než u taveniny v klidovém stavu, protože už natažené řetězce kladou dalšímu protahování dramaticky vyšší odpor. Hvězda vystupující z heterogenní trysky s nejvyšší predikovanou N_1 si tuto vlastnost zachovává po dobu relaxační konstanty taveniny (desítky až stovky milisekund) [49]. Pro stejné tahové napětí, nezávislé na ploše průřezu, je tedy její strain rate (rychlost deformace) $\dot{\epsilon} = \sigma/\eta_T$ řádově nižší než u Kruhu, který z trysky vystupuje s očekávanou nižší viskozitou.

Tannerova N_1 , která způsobuje radiální roztažení die swell efektem, tedy současně způsobuje vyšší viskozitu, která brání axiálnímu natahování prutu. Drag a swelling jsou dle tohoto modelu dvěma doplňujícími projevy téhož mechanismu uložené elastické energie a profily s vysokou nerovnoměrností rychlostního pole v trysce tedy dosahují vysokého swellingu i nízkého dragu současně.

6.1.4 Mechanické vlastnosti prutů – vzpěr a ohyb

Analytická predikce v Tab. 3-2 předpovídá pro nekruhové profily zlepšení vzpěrné únosnosti +77 % až +132 % a zlepšení třibodové ohybové únosnosti +17 % až +77 % vůči referenčnímu kruhovému profilu. Reálně naměřené hodnoty F_{bmax} ze vzpěrné zkoušky (Obr. 5-8) a F_{omax} z třibodového ohybu (Obr. 5-10) však zaostávají za teoretickým očekáváním o desítky procentních bodů (pp²). Vločka, u které byla ve vzpěru očekávána hodnota o 77 % vyšší než u Kruhu, reálně dosáhla pouze o 2 % vyšší síly, tedy rozdíl 75 pp. Hvězda měla analytickou predikci +83 %, reálně však zaostala -16 % za Kruhem, rozdíl 99 pp. Kříž s predikcí +110 % reálně dosahuje +33 %, rozdíl 77 pp. Pro 4-T byla predikce +132 %, reálně dosahuje +64 %, rozdíl 68 pp. Nejmenší rozdíl mezi predikcí a realitou vykazuje 3-T s analytickou predikcí +123 % a reálně dosaženým zlepšením +96 %, tedy rozdíl jen 27 pp. Analogický pokles oproti predikci je pozorován i v třibodovém ohybu, kde se reálně zlepšení pohybuje v rozsahu -6 % až +44 %, zatímco analytická predikce byla +17 % až +77 %.

Axiální tuhost k nabývá hodnot 542 až 594 N/mm, rozptyl hodnot tedy činí pouze 9,2 % průměru. Tato shoda je významným nálezem, neboť axiální tuhost u vzpěru v daném rozsahu popisuje místo, ve kterém stále dochází k tlaku (před ztrátou stability) a platí $k = E \cdot S / L$. U měření je E i L stejné a axiální tuhost tím přímo dokazuje, že plocha průřezu S je u všech vytištěných prutů přibližně shodná. Tento výsledek potvrzuje konstrukční předpoklad práce, všechny trysky byly navrženy na stejný obsah a podélné natáhnutí prutu při tisku tuto cílovou plochu plošně zachovává, byť za cenu redistribuce hmoty z cípů do středu profilu. Drobné variace v k lze přiřadit dvěma jevům. Prvním je linearizace kalibrační křivky průtok-RPM, která vnáší do skutečně vydané hmoty malou systematickou odchylku napříč profily. Druhým je vnesený průhyb metodikou tisku (kap. 4.6.3), díky které je prut vytištěn s minimálním průhybem, což napodobuje reálné podmínky.

Případný rozdíl v množství materiálu, a tedy potenciálně i v ploše průřezu, je kompenzován hmotnostní normalizací maximální síly $F_{norm} = F_{max} \cdot (\bar{m}_{refkruh} / \bar{m}_{profil})$, která přepočítává naměřenou sílu na referenční hmotnost vzorku $\bar{m}_{refkruh} = 2,398$ g. Nekruhové profily byly všechny mírně lehčí než Kruh, takže normalizace jejich sílu navýší. Hmotnostní normalizace tedy zmenšuje rozdíl mezi realitou a analytickou predikcí, ovšem ani po kompenzaci žádný nekruhový profil nedosahuje na analytickou predikci, chybí 25 až 93 pp ve vzpěru a 17 až

² Procentní bod (pp) – absolutní rozdíl mezi dvěma hodnotami v procentech: +50 % na +5 % je pokles o 45 pp

31 pp v ohybu. Rozdíl mezi reálnou a analytickou predikcí tedy není primárně hmotnostní, ale geometrický. Analytická predikce také samozřejmě nepočítá s koncentratory napětí a ostrou geometrií, která způsobuje lokální deformace.

Závěrečnou interpretací odchylek od analytické predikce je degradace mechanických vlastností nekruhových prutů vlivem swellingu. U profilů s velkým jádrem (Vločka, Hvězda) dochází k redistribuci materiálu směrem do středu, taveninou vyplňované prostory mezi cípy zaoblují ostré rysy, snižují vzdálenost krajního vlákna c , kvadratický moment I a W . Profily se štíhlými rameny (3-T, 4-T) si naopak zachovávají vyšší I a blíží se predikci (3-T 78 %, 4-T 48 % očekávaného zlepšení ve vzpěru), jelikož materiál zůstává v T ramenech. Tuto teorii kvantitativně potvrzuje silná negativní korelace F_{bmax} a F_{omax} jak se swellingem, tak s Δd , hodnoty v Tab. 5-15.

Absorbovaná energie ve vzpěru E_b (98 až 391 N·mm) a v ohybu E_o (274 až 327 N·mm) se chová odlišně – E_o se mění v ohybu jen 1,2×, protože dle Euler-Bernoulliho rovnice pro průhyb prostě podepřeného nosníku se silou uprostřed platí $F_{omax} \propto W$ (rovnice 2) a

$$k_o = \frac{48 \cdot E \cdot I}{L^3} \quad (60)$$

$$k_o \propto I \quad (61)$$

Velikost k_o a F_{omax} škálují podobně a v poměru $E_o \approx F_{omax}^2 / (2 \cdot k_o)$ se geometrický příspěvek krátí, zatímco ve vzpěru se E_b mění 3,99×, neboť k_b je napříč profily téměř shodná a E_b má kvadratickou závislost na F_{bmax} . Degradace mechanických vlastností popsaná výše se proto energií ve vzpěru zvětšuje, v ohybu naopak částečně srovnává. Při zachované ploše průřezu má volba tvaru profilu jen omezený vliv na to, kolik energie prut při ohýbání pohltí.

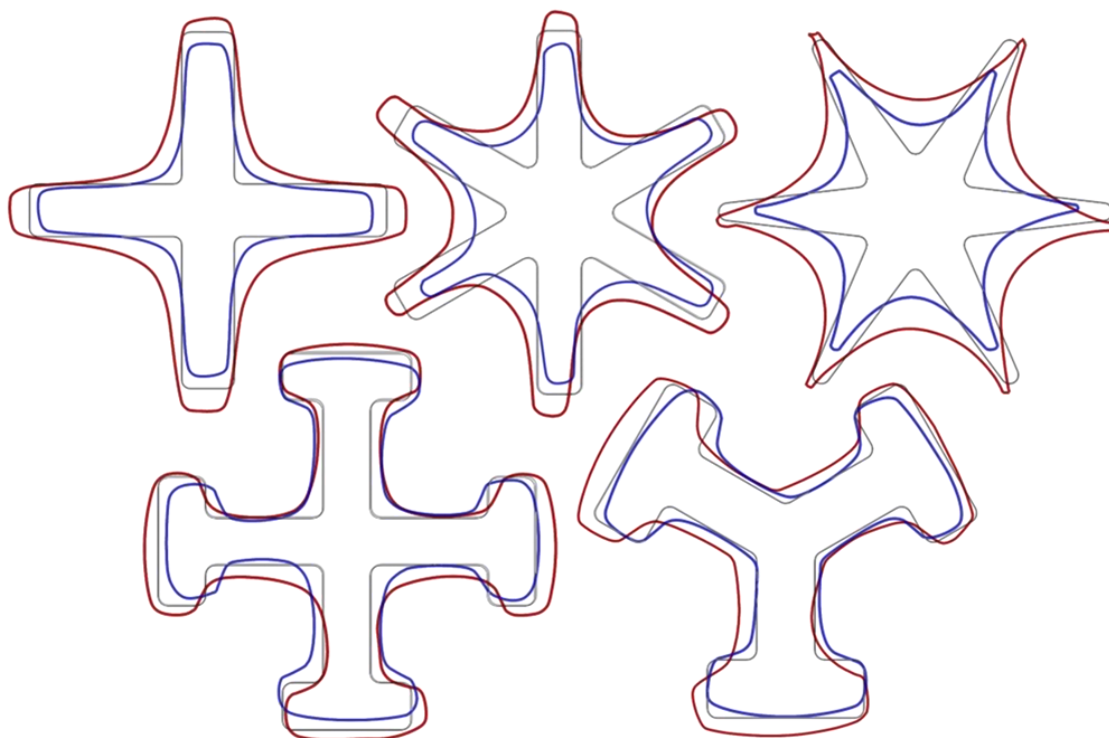
6.1.5 Průhyb a natažení prutu

Pozorovaná shoda $S_{tisk} \approx S_{nom}$ navzdory swellingu volně extrudovaných prutů o desítky procent (kap. 5.7) lze vysvětlit zákonem zachování hmoty mezi tryskou a extruzí v kombinaci s axiálním natahováním prutu, který je v okamžiku extruze stále v plastickém stavu. Tisková hlava se pohybuje rychlostí v (Obr. 3-2), která je v softwaru Grasshopper synchronizována přes kalibrační závislost (kap. 4.6.1) s otáčkami šneku tak, aby objemový průtok z trysky odpovídal $Q = S_{nom} \cdot v$. Po výstupu z trysky se polymer vlivem Barusova efektu rozšíří radiálně na plochu $S_{real} = S_{nom} \cdot (1 + B)$, kde B je relativní swelling (4.6.2). Při zachovaném objemovém průtoku Q však rozšíření znamená, že lineární rychlost materiálu vystupujícího z trysky klesá, jelikož radiálním rozšířením se prut zároveň zkrátí. Pokud $B = 0$, lineární rychlost materiálu zůstává rovna rychlosti pohybu hlavy a nedochází k rychlostnímu nesouladu. Pokud $B > 0$, materiál vystupuje z trysky pomaleji, než jak rychle se pohybuje hlava a délka extrudovaného materiálu za jednotku času je menší než délkový posun hlavy.

Rozdíl rychlostí je v polymerní tavenině vyrovnán axiálním natahováním. Poměr podélného natáhnutí prutu κ je při zanedbatelné stlačitelnosti taveniny dán poměrem rychlosti pohybu hlavy ke skutečné lineární rychlosti materiálu na výstupu z trysky:

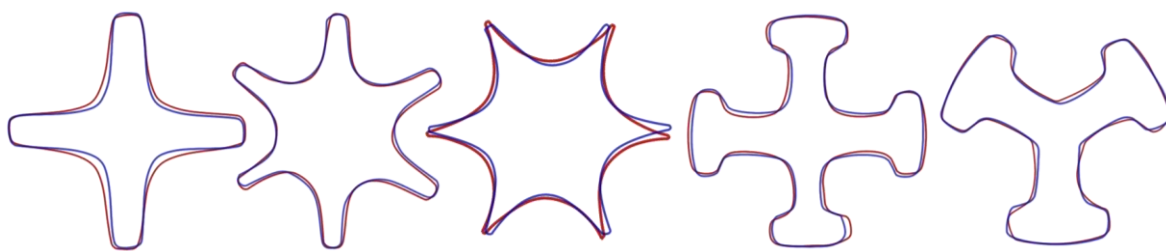
$$\kappa = 1 + B$$

Hodnota $\kappa > 1$ znamená, že prut byl axiálně natažen a jeho plocha průřezu byla redukována oproti volně extrudovanému stavu. Z rovnice zachování hmoty $Q = S_{\text{tisk}} \cdot v$ plyne $S_{\text{tisk}} = S_{\text{nom}}$, tj. plocha extrudovaného prutu se po natažení vrací k nominálu, avšak za cenu redistribuce materiálu z cípů do středu profilu, porovnání tvaru před a po natažení se současným porovnáním vůči nominálnímu průřezu lze vidět na Obr. 6-3. Tato předpověď je v souladu s naměřenými orientačními hodnotami v Tab. 5-11 (S_{tisk} v rozmezí $\pm 6\%$ od S_{nom}).



Obr. 6-3 Porovnání průřezů před natažením (červeně), po natažení (modrá) s nominálním průřezem (šedá)

Při škálování natáhnutého průřezu tak, aby byly jeho základní rozměry stejné jako před natažením (Obr. 6-4), lze pozorovat další důležitý poznatek. Průřezu se natažením klesne obsah, tvar však zůstane stejný, pouze se izotropně (ve všech směrech shodně) zmenší na hodnotu daného obsahu. Tento poznatek má praktický význam pro FGF proces. Protože natažení tvar průřezu zachovává a mění pouze jeho velikost, lze výsledný tvar vytištěného prutu pro libovolný poměr natažení κ předem předpovědět. Odpovídá geometrii prutu s projevem Barusova efektu při volné extruzi izotropně zmenšené na plochu danou zvoleným natažením κ dle $S_{\text{tisk}} = S_{\text{real}} / \kappa$. Odpadá tak nutnost experimentálně ověřovat výsledný tvar prutu pro každou kombinaci geometrie trysky a poměru natahování, což výrazně usnadňuje cílené využití natahování jako samostatného a předvídatelného procesního parametru.



Obr. 6-4 Porovnání tvarů před a po natažení, škálováno na stejnou velikost, před (červeně) a po (modře) natažení

Natáhnutí má kromě změny průřezu dva důsledky relevantní pro tvarovou stabilitu. Za prvé brání axiální relaxaci polymerních řetězců [77], čímž zvyšuje podélnou tuhost a tahovou pevnost materiálu ještě v plastickém stavu před úplným vychladnutím (strain hardening, 6.1.3). Stejný princip, který vysvětluje sníženou hodnotu dragu, tak redukuje i průhyb mezi opěrnými body při tisku.

Druhým je axiální tahové napětí, které udržuje prut napnutý po celou dobu pohybu extrudéru. Mechanicky podpírá prut proti gravitaci jako napnuté lano a pro výslednou velikost průhybu je pravděpodobně rozhodující. Předpokládá se, že jeho velikost roste s κ , takže profily s vyšším swellingem jsou napínány silněji a méně se prohýbají, dokud se extrudér nezastaví.

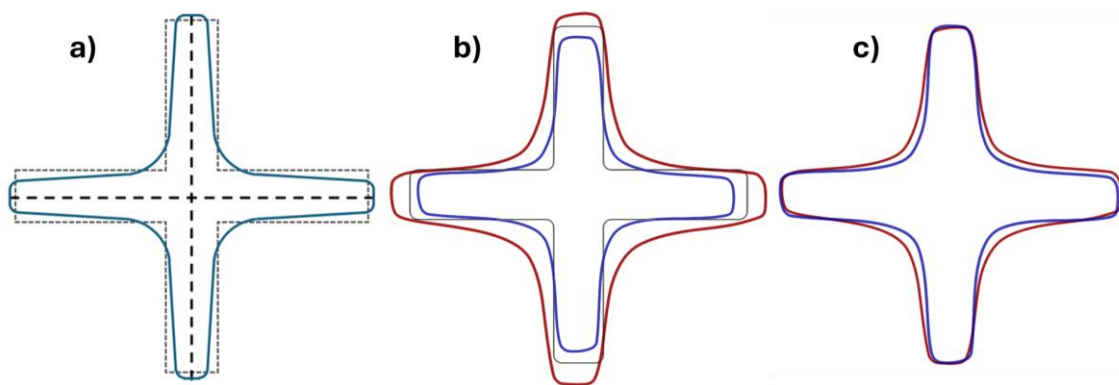
Tento mechanismus vysvětluje paradox Hvězdy: ačkoliv má po vychladnutí nejvyšší F_{bmax} i nejmenší skutečný poměr o/S , vykazuje nejmenší průhyb mezi všemi nekruhovými průřezy během tisku, jelikož díky nejvyššímu swellingu je natažena nejvíce a v plastickém stavu má nejvyšší podélnou tuhost. Kvantitativní potvrzení poskytují korelace mezi $\Delta(o/S)$ a průhybem prutu ($r = +0,88$, $n = 5$), a korelace swellingu s průhybem ($r = -0,95$, $n = 5$).

Klíčovým praktickým důsledkem je rozlišení mezi swellingem a podélným natáhnutím jako dvěma odlišnými jevy. Swelling samotný je negativní – rozšiřuje prut, zaobluje ostré rysy a redistribuuje materiál do středu, čímž snižuje I . Pozitivní vliv na tvarovou stabilitu má až podélné natáhnutí, které je zde pouze sekundárním důsledkem swellingu: vyšší swelling vyvolává větší rychlostní nesoulad, a tím vyšší κ . Natáhnutí však lze řídit i nezávisle na swellingu, záměrným zvýšením rychlosti pohybu hlavy nad rychlost extruze lze prut natáhnout více, než kolik swelling sám vyvolá. Možným cílem optimalizace FGF tisku proto není maximalizovat swelling, ale využít poměr natažení κ jako samostatný říditelný procesní parametr. Natažení však má i negativa: axiálně natažený a orientovaný stav prutu se při poklesu pod T_g „zamrazí“, takže vytištěný prut v sobě nese zbytkové (reziduální) napětí. To může u silně natažených profilů nepříznivě ovlivnit výsledné mechanické vlastnosti a rozměrovou stabilitu, a tím i přispívat k podprůměrné únosnosti pozorované např. u Hvězdy.

6.2 Verifikace hypotéz

6.2.1 Hypotéza H1 – vliv tvaru průřezu na skutečný tvar prutu

Hypotéza H1 předpokládala, že skutečný tvar prutu po extruzi bude ovlivněn Barusovým efektem (rozšíření v jádru) a podélným natahováním prutu pohybem tiskové hlavy (úbytek skutečného průřezu vůči volně extrudovanému stavu). Princip byl demonstrován na křížovém průřezu, kde bylo predikováno rozšíření v centrálním uzlu a zúžení ramen.



Obr. 6-5 a) Tvar předpokládaný v H1; b) Skutečný tvar před (červeně) a po (modře) natažení, v měřítku; c) Porovnání tvaru před a po natažení, škálováno na stejnou velikost

Naměřená data hypotézu podporují, predikovaný tvar kříže se však lišil. Plocha křížového průřezu před natažením je v důsledku swellingu o 45,8 % větší než nominální, zatímco obvod klesá o 4,9 %, což odpovídá zaoblení ostrých rohů a rozšíření centrální oblasti (Obr. 6-5b). Mechanismus swellingu je podrobně vysvětlen v kapitole 6.1.1.

U druhé části hypotézy o vlivu pohybu tiskové hlavy bylo mechanickými vlastnostmi (6.1.4) a 3D skeny tištěných prutů (5.7) prokázáno, že natažení redukuje plochu průřezu z radiálně zvětšeného stavu. Ukázalo se, že po natažení má plocha prutu velikost nominální plochy trysky. Naměřené skeny ukazují, že natažení zmenšuje celý profil přibližně škálovaně o hodnotu odpovídající swellingu B ; tvar průřezu před a po natažení je po přeškálování na shodnou velikost prakticky totožný (Obr. 6-5c). Ramena se tedy zúžila, avšak jako součást rovnoměrného zmenšení celého profilu, nikoliv přednostně, jak hypotéza předpokládala. Hypotéza H1 je proto zamítnuta: natažení skutečně redukuje průřez prutu zpět k nominální geometrii, ovšem mechanismem proporcionálního zmenšení, nikoliv selektivního zúžení ramen.

6.2.2 Hypotéza H2.1 – vliv geometrie na tvarovou stabilitu prutu

Hypotéza H2.1 předpokládala, že nekruhové průřezy zajistí lepší tvarovou stabilitu vlivem rychlejšího odvodu tepla a umožní rychlejší tisk bez ztráty přesnosti. Tento předpoklad byl založen na větším nominální o/S nekruhových trysek, jehož reálné oslabení swellingem je rozebráno v 6.1.2. I přesto, že všechny nekruhové průřezy měly nižší průhyb než kruhový, v práci nebylo možné prokázat vliv teploty ochlazování na tento jev. Primární mechanismus zlepšení tvarové stability se na základě korelační analýzy ukázal být odlišný od původně předpokládaného.

Identifikovaný dominantní mechanismus zlepšené tvarové stability je podélné natáhnutí prutu během tisku (sekce 6.1.5), nikoliv rychlejší odvod tepla jako takový. Profily s vysokým swellingem (Hvězda, Kříž, Vločka) jsou totiž současně i nejvíce napínány během extruze. Tahové napětí i axiální tuhost se tak se swellingem zvyšuje, což zmenší průhyb při tisku, jak je popsáno v kapitolách 6.1.3 a 6.1.5.

I přesto, že je v této práci vlivem zvolené metodiky tisku natáhnutí pouze sekundárním důsledkem swellingu a vyšší swelling tak nepřímo vede k většímu natáhnutí, a tím i k lepší tvarové stabilitě, nelze swelling považovat za pozitivní jev. Pro FGF tisk je naopak čistě negativní: mění skutečný průřez prutu oproti nominální geometrii trysky, zaobluje navržené ostré rysy a redistribucí materiálu zhoršuje mechanické vlastnosti (6.1.4). Přínos pro tvarovou stabilitu nese výhradně podélné natáhnutí, které lze řídit i nezávisle na swellingu, například záměrným zvýšením rychlosti pohybu hlavy.

V rámci experimentů proběhl i neúspěšný pokus o změření teploty při diagonálním tisku, v pracovním prostředí však nebylo dosaženo použitelných výsledků. Lesklé PLA u některých profilů odráželo záření z topných patron a trysky, přimíchání barviva pro zmatnění materiálu pak výrazně změnilo průtok, čímž byly výsledky nesrovnatelné.

Numerická simulace ANSYS Workbench podpořila teorii rychlejšího odvodu tepla u profilů s vyšším o/S. Tato termální výhoda je však reálně oslabena zmenšením poměru o/S (6.1.2). Například skutečné o/S Hvězdy klesá z nominálních 2,15 na 1,08, čímž se přibližuje Kruhu (0,80). Oba mechanismy (natáhnutí a chlazení) tedy na průhyb působí stejným směrem a touto metodikou je nelze oddělit.

Hypotéza H2.1 je zamítnuta, jelikož dominantním mechanismem je podélné natáhnutí, nikoliv rychlost chlazení jako taková.

6.2.3 Hypotéza H2.2 – vliv geometrie na mechanické vlastnosti

Hypotéza H2.2 předpokládala, že nekruhové průřezy o shodné nominální ploše s referenčním kruhem analyticky dosáhnou v reálné FGF výrobě vyšší vzpěrné a ohybové únosnosti díky vyššímu momentu setrvačnosti za podmínky, že vlivem swellingu a procesní metodiky nedojde k redukci mechanických vlastností pod úroveň referenčního kruhu.

Data hypotézu částečně podporují. Tři z pěti nekruhových průřezů (Kříž, 4-T, 3-T) překonávají referenční Kruh v obou mechanických zkouškách. Naopak dva profily (Vločka a Hvězda) ve vzpěrné zkoušce nedosáhly úrovně referenčního Kruhu, Hvězda navíc nedosáhla úrovně Kruhu ani v ohybu. Tato částečná shoda potvrzuje druhou část hypotézy o tom, že u průřezů s velkou geometrickou redistribucí (vysoký swelling redistribuuje materiál a zaobluje ostré rysy) může reálně dosažená únosnost klesnout pod analytickou predikci, jak bylo popsáno v 6.1.4.

Pro eliminaci možného rozdílu v množství materiálu mezi vzorky byla zavedena hmotnostní normalizace maximální síly. V tříbodovém ohybu F_{norm} Hvězdy dosahuje úrovně referenčního Kruhu, takže po hmotnostní kompenzaci žádný nekruhový profil v ohybu nezaostává za Kruhem. Ve vzpěru naopak F_{norm} Hvězdy zůstává o 10 % pod hodnotou Kruhu. Z původního zaostávání Hvězdy ve vzpěru o 16 % vyrovná normalizace 6 procentních bodů.

Druhým upřesněním H2.2 je porovnání hodnot vůči zjednodušené analytické predikci, které lze vidět v Tab. 6-1. Žádný z profilů nedosáhl tak velkého zlepšení, jak bylo analyticky odhadováno, Hvězda predikované zlepšení vůbec nedosahuje a zůstává pod Kruhem. Tento rozdíl mezi reálnou a analytickou predikcí popisuje mechanismus diskutovaný v 6.1.4. Jak je již popsáno v předchozích kapitolách, analytický výpočet také nebere v úvahu koncentrátoři napětí v ostrých hranách a lokální deformace, tudíž analyticky předpovězených hodnot by u profilu jako Hvězda ani v ideálním případě dosáhnout nešlo.

Hypotéza H2.2 je tedy částečně přijata: nekruhové profily v reálné FGF výrobě dosahují vyšší vzpěrné i ohybové únosnosti vůči Kruhu pro tři z pěti zkoumaných geometrií, čtyři z pěti pokud se uvažují hodnoty z hmotnostní normalizace. Opět byl prokázán negativní vliv Barusova efektu, tentokrát na mechanické vlastnosti (v ohybu a vzpěru).

Tab. 6-1 Porovnání analytické predikce a reálně dosaženého zlepšení mechanických vlastností nekruhových profilů vůči referenčnímu Kruhu (hodnoty v %)

Průřez	Třibodový ohyb			Vzpěr		
	Predikce	F_{0max}	F_{norm}	Predikce	F_{bmax}	F_{norm}
Kříž	+56 %	+17,3 %	+29,7 %	+110 %	+33,2 %	+47,3 %
Vločka	+26 %	-0,3 %	+7,7 %	+77 %	+1,8 %	+10,1 %
Hvězda	+17 %	-6,2 %	+0,1 %	+83 %	-16,0 %	-10,4 %
4-T	+65 %	+22,2 %	+34,5 %	+132 %	+63,8 %	+80,3 %
3-T	+77 %	+44,2 %	+45,6 %	+123 %	+96,2 %	+98,1 %

6.3 Limitace metodiky a zdroje nepřesností

Tato kapitola shrnuje limitace zvolené metodiky a zdroje nepřesností, které mohou ovlivnit platnost a přesnost dosažených výsledků. Tyto poznatky je třeba brát v potaz při navazující práci, která by tyto výsledky využívala.

6.3.1 Statistická síla a velikost vzorku

Kalibrace průtoku byla provedena se sériemi po pěti vzorcích, mechanické zkoušky byly provedeny se třemi vzorky na každý průřez, swelling volnou extruzí rovněž s $n = 3$ a Barusův efekt tištěných prutů pouze s jediným vzorkem na profil. Korelace napříč profily se opírají o pět nebo šest datových bodů. Při tomto rozsahu je práh statistické významnosti Pearsonova koeficientu přibližně $|r| \geq 0,88$; p-hodnoty ani konfidenční intervaly korelací proto nejsou uváděny a hodnoty r jsou interpretovány pouze jako popisné charakteristiky, nikoliv jako inferenční důkaz. Plochy průřezů tištěných prutů (Tab. 5-11) získané z $n = 1$ jsou výslovně označeny jako orientační hodnoty. Pro robustnější statistickou výpověď by bylo vhodné rozšířit soubor na vyšší počet profilů i vzorků.

6.3.2 Numerický model — zjednodušení a omezená srovnatelnost s experimentem

Numerické simulace v ANSYS Workbench modelovaly chladnutí a vzpěrnou stabilitu na nominálním průřezu trysky bez započítání Barusova efektu; reálně vytištěné pruty mají

vlivem swellingu průřez o desítky procent větší, což mění jak rychlost chladnutí, tak kvadratický moment setrvačnosti. Geometrie trysek navíc obsahuje minimální vnitřní rádius R 0,2 mm, který v době numerické části nebyl znám a do modelu nebyl zahrnut. Hodnota součinitele přestupu tepla ve štěrbinách profilů 4-T a 3-T nebyla odvozena z měření, ale stanovena na základě kvalitativní úvahy o proudění v zónách s nízkou rychlostí. Jak bylo zmíněno u výsledků simulací, byly prováděna pouze za účelem výběru vhodné kombinace rozměrů pro daný průřez, nedostatky se tím pádem dají zanedbat, jelikož jsou pro každou kombinaci stejné.

6.3.3 Analytická predikce mechanických vlastností

Analytický odhad zlepšení vzpěrné a ohybové únosnosti (Tab. 3-2) vychází z poměrů kvadratického momentu setrvačnosti a průřezového modulu ideální nominální geometrie. Tento výpočet neuvažuje koncentrátoři napětí v ostrých přechodech, možné lokální vybočení tenkostěnných prvků (zejména u Hvězdy), nepravidelnost vzniklou tiskovým procesem ani Barusův efekt deformující skutečnou geometrii. Predikce je proto principiálně nadhodnocená – analyticky předpovězených hodnot by u profilu jako Hvězda nebylo možné dosáhnout ani v ideálním případě. Celé relativní porovnání mezi profily navíc předpokládá, že modul pružnosti E a mez pevnosti σ_y jsou napříč všemi profily shodné; reálně se mohou lišit vlivem odlišné tepelné historie, axiální orientace polymerních řetězců a porozity jednotlivých prutů. Materiál byl průsvitný, větší póry a kontaminace by tím pádem šly odhalit vizuálně, to však nevylučuje výskyt okem neviditelných pórů.

6.3.4 Kalibrace průtoku, tepelná historie a procesní podmínky

Šnekový extrudér není objemové čerpadlo; skutečný hmotnostní průtok je vždy nižší než teoretický a závisí na materiálu, teplotě, geometrii trysky a protitlaku. Pro každou trysku byla proto provedena samostatná kalibrace, jejíž linearizace závislosti průtok–RPM vnáší do skutečně vydané hmoty malou systematickou odchylku napříč profily; linearita kalibrace je navíc potvrzena pouze v testovaném rozsahu 1,5 až 10 ot/min. Doba ohřevu taveniny v komoře je nepřímo úměrná otáčkám šneku, takže skutečná teplota taveniny — a tím i swelling a viskozita — se mezi měřeními i mezi profily mohou mírně lišit, přestože byla zavedena opatření pro ustálení toku. Všechna měření probíhala při jediné konfiguraci teplot topných zón a při teplotě místnosti. Chladicí ofuk byl volen konstantní na maximální hodnotě 80 L/min; jeho případná malá asymetrie může prut před ztuhnutím deformovat, viditelné deformace vlivem ofuku však pozorovány nebyly. Část materiálových parametrů vstupujících do výpočtů byla převzata z technického listu a e-mailové komunikace s výrobcem, nikoliv změřena, a zbytková vlhkost granulátu po sušení, ovlivňující hustotu a tvorbu vzduchových bublin, nebyla kvantifikována.

6.3.5 Výroba a montáž trysek

Trysky se na extrudér montují přes běžný metrický závit, takže poloha natočení profilu vůči ose robota není přesně daná a musela být kompenzována softwarovou rotací šesté osy, jakákoliv nepřesnost orientace minimálně ovlivňuje směr swellingu a průhybu vůči gravitaci. Jako nejmenší konstrukční poloměr vnitřních zaoblení byl s ohledem na dostupné výrobní zařízení určen $R = 0,2$ mm. Vedlejší rozměry trysek, které nepopisují samotný tvar průřezu, byly převzaty z existující referenční kruhové trysky a nebyly optimalizovány pro nekruhové profily. Na některých průřezích byly u všech vzorků pozorovány drobné vady, zakroužkované na Obr. 5-4. Vzhledem k opakovatelnosti lze usoudit, že vznikly výrobní nepřesnosti v trysce.

6.3.6 Optické 3D skenování geometrie

Tištěný PLA Natural je opticky průhledný, což znemožňuje přímé skenování bez úpravy povrchu; vzorky byly proto pokryty tenkým titanovým nástřikem, který přidává nepatrnou vrstvu k měřené geometrii (v tisícinách mm). Ostré hrany špiček cípů Hvězdy jsou opticky neskenovatelné a v datech jsou tak pouze aproximovány opravou sítě, což může při špatné aproximaci zmenšit reálný průřez, avšak zanedbatelně (chybí špičky cípů = místa, které mají na obsah nejmenší vliv).

6.3.7 Měření průhybu prutu

Průhyb prutu během tisku byl vyhodnocován z 2D fotografického záznamu, což je aproximace skutečné prostorové geometrie, deformace mimo rovinu snímku (boční vybočení nebo zkroucení) se nezachytí. Takováto deformace však skrz volbu natočení prutu při tisku nebyla pozorována. Relativní porovnání mezi profily je vůči systematickým chybám robustní, absolutní hodnoty průhybu jsou však zatíženy kombinovanou nejistotou odhadnutou přibližně na $\pm 0,1$ mm, plynoucí ze zkreslení objektivu a z tolerancí kalibračních značek. Přepočet pixelů na milimetry pomocí váženého průměru měřítek kompenzuje nerovinnost scény.

6.3.8 Mechanické zkoušky – vzpěr a tříbodový ohyb

Vzpěrná zkouška byla provedena v okrajové podmínce Pinned-Pinned s malou tuhostí (skrz plochy prutu). Zkušební vzorky nejsou ideálně přímé – metodika tisku do nich vnáší malý počáteční průhyb, což je v rozporu s předpokladem ideálně přímého prutu v Eulerově teorii. Vzpěrná zkouška je rovněž citlivá na kolmost broušených čelních ploch, úhlová odchylka je potenciálním zdrojem vysoké směrodatné odchylky u maximálních sil. Jako náhradní charakteristika pro kompenzaci možných hmotnostních rozdílů byla použita síla F_{norm} , jejíž

lineární vztah k hmotnosti je sám zjednodušením, fyzikálně nemusí platit (nebylo nalezeno potvrzení, že by závislost maximální síly na ohyb s hmotností byla lineární). Případné lokální poškození tenkostěnných profilů Hvězda a Vločka horní válcovou podporou bylo vyloučeno pouze vizuální kontrolou, v malém měřítku však může nastávat.

6.3.9 Neoddělitelnost mechanismu natažení a chlazení

Nejvýznamnější limitací práce je skutečnost, že podélné natáhnutí prutu a rychlost odvodu tepla působí na tvarovou stabilitu stejným směrem (oba prvky ji zlepšují) a zvolená metodika je nedokáže oddělit, jelikož profily jsou současně natahovány i ochlazovány. Práce tak nemůže jednoznačně rozhodnout, jaký podíl na zlepšené tvarové stabilitě má každý z mechanismů. Pokus o přímé změření teploty prutu během diagonálního tisku, který by termální mechanismus ověřil, nebyl úspěšný: lesklý povrch PLA odrážel infračervené záření topných patron a přimíchání barviva pro zmatnění výrazně změnilo průtok materiálu.

6.3.10 Interpretační nejistota navržených mechanismů

Původně předpokládaný termální mechanismus dragu byl naměřenými daty vyvrácen a nahrazen reologickým vysvětlením opřeným o strain hardening a orientaci polymerních řetězců, toto vysvětlení je však hypotézou převzatou z literatury, bez přímého změření tahové viskozity, prvního rozdílu normálových napětí ani relaxační konstanty pro daný materiál a podmínky. Poměr podélného natáhnutí κ nebyl změřen přímo, ale odvozen z nepřímých indikátorů (swelling, změna poměru o/S), a jeho odvození předpokládá zanedbatelnou stlačitelnost taveniny. Axiální tahové napětí je označeno za pravděpodobně rozhodující mechanismus průhybu, rovněž však nebylo změřeno. Zbytkové napětí, které natažený a poté ztuhlý prut nese, nebylo kvantifikováno, přestože může ovlivňovat výsledné mechanické vlastnosti. Experiment probíhal na pracovišti primárně upraveném pro hybridní výrobu, nikoliv pro tisk prutových struktur a výzkum, což si vynutilo řadu metodických kompromisů. V práci byl použit pouze jeden materiál a jedna konfigurace procesních teplot.

7 ZÁVĚR

Diplomová práce se zabývá vlivem tvaru průřezu trysky na robotický 3D tisk polymerních prutů technologií Fused Granulate Fabrication (FGF). Na pěti nekruhových profilech a na referenčním kruhovém průřezu o shodné nominální ploše práce kombinuje zjednodušenou numerickou analýzu pro výběr rozměrů profilů s experimentálním měřením swellingu, geometrické přesnosti, tvarové stability při tisku a vzpěrné i ohybové únosnosti.

Experimentální měření prokazuje, že skutečný tvar prutu se od nominální geometrie trysky výrazně odchyluje. Vlivem Barusova efektu narůstá plocha průřezu volně extrudovaného prutu od 9,5 % u Kruhu až po 67,6 % u Hvězdy. Byl identifikován dominantní geometrický faktor swellingu – štíhlost profilu, ta nepřímo indikuje heterogenitu rychlostního pole v trysce. Profily s širokým jádrem a úzkými cípy vykazují velké rozdíly lokálního smykového gradientu, a tím i výrazně vyšší swelling.

Použitou metodikou je při tisku prut navíc podélně natahován pohybem tiskové hlavy. Toto natažení působí proti nárůstu plochy Barusovým efektem a vrací obsah průřezu extrudovaného prutu zpět k nominální hodnotě. Skutečný průřez vytištěného prutu je tedy výsledkem dvou protichůdných jevů, radiálního nabobtnání taveniny a následného axiálního natažení.

Tvarová stabilita všech nekruhových profilů je lepší než referenčního Kruhu. Dominantním mechanismem tohoto zlepšení se na základě výsledků ukázalo být podélné natáhnutí prutu, nikoliv samotná rychlost odvodu tepla. Ve vzpěrné i ohybové zkoušce překonávají referenční Kruh tři z pěti nekruhových profilů (Kříž, 4-T a 3-T), po hmotnostní normalizaci čtyři z pěti. Profily s nejvyšším swellingem naopak nedosahují analyticky předpovězeného zlepšení, protože Barusův efekt redistribuuje materiál z cípů do jádra, zaobluje navržené ostré rysy a snižuje efektivní moment setrvačnosti.

Hypotéza H1 je zamítnuta – podélné natáhnutí redukuje průřez prutu zpět k nominální geometrii mechanismem proporcionálního zmenšení celého profilu, nikoliv selektivního zúžení ramen, jak původně předpokládala. Hypotéza H2.1 je zamítnuta a H2.2 částečně přijata: nekruhová geometrie přináší lepší tvarovou stabilitu i vyšší únosnost u většiny zkoumaných profilů, avšak hranice tohoto zlepšení se liší od původního očekávání.

Hlavním přínosem práce je experimentální kvantifikace dosud nepopsaného chování geometricky členitých nekruhových profilů v robotickém FGF tisku a identifikace podélného natáhnutí jako klíčového mechanismu, který ovlivňuje tvarovou stabilitu i mechanické vlastnosti prutu. Z výsledků vyplývá, že Barusův efekt je pro FGF tisk nežádoucím jevem, neboť deformuje navrženou geometrii, zatímco řízené podélné natáhnutí lze využít jako nástroj ke zlepšení přesnosti tisku. Tyto poznatky je nutné posuzovat v kontextu limitací zvolené metodiky shrnutých v kapitole 6.3.

Na tuto práci lze navázat hned v několika směrech. Nejpřirozenějším krokem je tisk reálných mřížkových struktur z nekuhových prutů a návrh úpravy pracoviště, která by tisk umožňovala. Na vytištěných strukturách by pak šlo ověřit, zda se zlepšené vlastnosti jednotlivých prutů přenášejí na celou strukturu. Zásadní je rovněž experimentální oddělení podélného natáhnutí od rychlosti chlazení, jež zvolená metodika nedokázala rozpojit, a výzkum využití natažení prutu jako procesního parametru. Pro obecnější platnost výsledků by bylo vhodné experimenty zopakovat s dalšími polymery a v jiném rozsahu teplot. V neposlední řadě by bylo vhodné sestavit zjednodušenou CFD simulací toku taveniny v nekuhových tryskách a ověřit ji pomocí výsledků této práce.

8 VÝSLEDEK VÝZKUMU PODLE RIV

Výsledky této práce rozšiřují současný stav poznání v oblasti robotické aditivní výroby polymerních prutových struktur technologií Fused Granulate Fabrication. Za účelem publikace byl připraven manuskript odborného článku, který je zaměřený na vliv tvaru průřezu trysky na geometrii a mechanické vlastnosti volně extrudovaných polymerních prutů vyráběných robotickým FGF tiskem.

Název: The Effect of Non-Circular Nozzle Cross-Sections on the Shape and Mechanical Properties of Polymer Rods in Robotic Fused Granulate Fabrication

Autoři: Sýkora J., Křivohlavý P.

Abstrakt:

Robotic Fused Granulate Fabrication (FGF) is a promising technology for producing lightweight lattice structures, yet the use of non-circular nozzles to accelerate rod cooling has not been systematically explored. This paper presents an experimental investigation of the influence of the nozzle cross-section shape on freely extruded polymer rods. Five non-circular profiles and a reference circular cross-section of identical area were printed and evaluated by 3D scanning and mechanical testing. Due to the Barus effect, the rod cross-sectional area increased by 9.5% to 67.6%, while longitudinal stretching by the print head returned it toward the nominal value. Three of the five non-circular profiles outperformed the circular reference in both buckling and bending tests. Longitudinal stretching of the rod, rather than the cooling rate itself, was identified as the dominant mechanism governing shape stability. The study provides the first systematic experimental description of non-circular profile behaviour in robotic FGF printing.

9 SEZNAM POUŽITÝCH ZDROJŮ

- [1] GUPTA, Ashutosh Kumar a Mohammad TAUFİK. Improvement of part strength prediction modelling by artificial neural networks for filament and pellet based additively manufactured parts. *Australian Journal of Mechanical Engineering*. 2023, roč. 21, č. 5, s. 1870–1887 [vid. 13. únor 2026]. ISSN 14484846.
- [2] CURMI, Albert a Arif ROCHMAN. Screw extrusion fused granulate Fabrication: Trends, materials, extruder classification and future development. *Polymer*. 2025, roč. 330, s. 128459 [vid. 13. únor 2026]. ISSN 0032-3861.
- [3] ROLAND, Wolfgang a Jürgen MIETHLINGER. Heuristic analysis of viscous dissipation in single-screw extrusion. *Polymer Engineering and Science*. 2018, roč. 58, č. 11, s. 2055–2070 [vid. 14. únor 2026]. ISSN 15482634.
- [4] CURMI, Albert a Arif ROCHMAN. From Theory to Practice: Development and Calibration of Micro Pellet Extruder for Additive Manufacturing. *Key Engineering Materials*. 2022, roč. 926, s. 34–45 [vid. 14. únor 2026]. ISSN 16629795.
- [5] WU, Pinyi, Chen QIAN a Chinedum E. OKWUDIRE. Modeling and feedforward control of filament advancement and retraction in material extrusion additive manufacturing. *Additive Manufacturing*. 2023, roč. 78, č. 5, s. 103850 [vid. 14. únor 2026]. ISSN 22148604.
- [6] CANESSA, Enrique, Marco BARUZZO a Carlo FONDA. Study of Moineau-based pumps for the volumetric extrusion of pellets. *Additive Manufacturing*. 2017, roč. 17, č. 6, s. 143–150 [vid. 14. únor 2026]. ISSN 22148604.
- [7] KUMAR, JAIN, TANDON a Pulak Mohan PANDEY. 3D printing of flexible parts using EVA material. *Механика и физика материалов*. 2018, roč. 62, č. 2, s. 124–132 [vid. 15. únor 2026].
- [8] KUMAR, Narendra, Prashant K. JAIN, Puneet TANDON a Pulak Mohan PANDEY. The effect of process parameters on tensile behavior of 3D printed flexible parts of ethylene vinyl acetate (EVA). *Journal of Manufacturing Processes*. 2018, roč. 35, s. 317–326 [vid. 15. únor 2026]. ISSN 15266125.
- [9] *Fillamentum | Nakupujte s materiály pro 3D tisk – Fillamentum.com*. [vid. 15. únor 2026]. Dostupné z: <https://fillamentum.shop/>
- [10] *Pollen AM | Pam technology overview*. [vid. 15. únor 2026]. Dostupné z: https://www.pollen.am/pam_technology_general_introduction/
- [11] YU, Wei, Zhonglue HU, Ye ZHANG, Yakuang ZHANG, Weiping DONG, Xiping LI a Sisi WANG. Compatibilizing Biodegradable Poly(lactic acid)/polybutylene adipate-co-terephthalate Blends via Reactive Graphene Oxide for Screw-Based 3D

- Printing. *Polymers* 2023, Vol. 15, Page 3992. 2023, roč. 15, č. 19, s. 3992 [vid. 16. únor 2026]. ISSN 20734360.
- [12] *Pollen AM | pam o2*. [vid. 16. únor 2026]. Dostupné z: https://pollen.am/pam_o2/
 - [13] *Pollen AM | pam o2 HT*. [vid. 16. únor 2026]. Dostupné z: https://pollen.am/pam_o2_ht/
 - [14] *Pollen AM | pam o2 MC*. [vid. 16. únor 2026]. Dostupné z: https://pollen.am/pam_o2_mc/
 - [15] *Pollen AM | Parts gallery*. [vid. 17. únor 2026]. Dostupné z: https://pollen.am/parts_gallery/
 - [16] *Large scale 3D printer | WASP 3MT HDP*. [vid. 17. únor 2026]. Dostupné z: <https://www.3dwasp.com/en/wasp-3mt-hdp-big-3d-printer/>
 - [17] *PulsarTM Pellet Extruder: Industrial High Flow Extruder - DYZE DESIGN*. [vid. 20. únor 2026]. Dostupné z: <https://dyzedesign.com/pulsar-pellet-extruder/>
 - [18] *Robot Arms Briefly Explained*. [vid. 21. duben 2024]. Dostupné z: <https://www.kuongshun-ks.com/info/robot-arms-briefly-explained-30341835.html>
 - [19] GOH, Guo Dong, Kin Keong WONG, Nigel TAN, Hang Li SEET a Mui Ling Sharon NAI. Large-format additive manufacturing of polymers: a review of fabrication processes, materials, and design. *Virtual and Physical Prototyping*. 2024, roč. 19, č. 1 [vid. 18. únor 2026]. ISSN 17452767.
 - [20] YAO, Yuan, Yichi ZHANG, Mohamed ABURAIA a Maximilian LACKNER. 3D Printing of Objects with Continuous Spatial Paths by a Multi-Axis Robotic FFF Platform. *Applied Sciences* 2021, Vol. 11, Page 4825. 2021, roč. 11, č. 11, s. 4825 [vid. 20. únor 2026]. ISSN 20763417.
 - [21] *Advanced Manufacturing Solutions | Caracol*. [vid. 20. únor 2026]. Dostupné z: <https://www.caracol-am.com/>
 - [22] *3D printing 'rebooting' the boat industry - Plastics News*. [vid. 20. únor 2026]. Dostupné z: <https://www.plasticsnews.com/news/3d-printing-rebooting-boat-industry/>
 - [23] CASTRO HENRIQUES, Gonçalo, Fernando LIMA, Alexander LOPES DE AQUINO BRASIL a Andressa CARMO PENA MARTINEZ. A Systematic Review of Robotic Additive Manufacturing Applications in Architecture, Engineering, and Construction. *Buildings* 2025, Vol. 15, Page 3336. 2025, roč. 15, č. 18, s. 3336 [vid. 17. únor 2026]. ISSN 20755309.
 - [24] FREITAS, Bruno, Vipin RICHHARIYA, Mariana SILVA, António VAZ, Sérgio F. LOPES a Óscar CARVALHO. A Review of Hybrid Manufacturing: Integrating

- Subtractive and Additive Manufacturing. *Materials* 2025, Vol. 18, Page 4249. 2025, roč. 18, č. 18, s. 4249 [vid. 22. únor 2026]. ISSN 19961944.
- [25] *Mawj 3D Printed Chair designed by MEAN*|Chair*. [vid. 22. únor 2026]. Dostupné z: https://amazingarchitecture.com/chair/mawj-3d-printed-chair-designed-by-mean-middle-east-architecture-network?utm_medium=organic&utm_source=yasmartcamera
- [26] *Velkoformátový 3D tisk | TGS s.r.o.* [vid. 22. únor 2026]. Dostupné z: <https://tgs.cz/velkoformatovy-3d-tisk>
- [27] PRICCI, Alessio, Marco D. DE TULLIO a Gianluca PERCOCO. Modeling of extrusion-based additive manufacturing for pelletized thermoplastics: Analytical relationships between process parameters and extrusion outcomes. *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology*. 2023, roč. 41, s. 239–258 [vid. 27. duben 2026]. ISSN 1755-5817.
- [28] PRICCI, Alessio, Marco D. DE TULLIO a Gianluca PERCOCO. Analytical and Numerical Models of Thermoplastics: A Review Aimed to Pellet Extrusion-Based Additive Manufacturing. *Polymers*. 2021, roč. 13, č. 18 [vid. 17. únor 2026]. ISSN 20734360.
- [29] KAST, O., M. KOCH a C. BONTEN. Effects of pellet characteristics and feed zone design on the output of grooved-feed extruders at high screw speeds. *AIP Conference Proceedings*. 2019, roč. 2055, č. 1 [vid. 27. duben 2026]. ISSN 15517616.
- [30] XU, Zipeng, Ruikun SUN, Wei LU, Shalin PATIL, Jimmy MAYES, Kenneth S. SCHWEIZER a Shiwang CHENG. Nature of Steady-State Fast Flow in Entangled Polymer Melts: Chain Stretching, Shear Thinning, and Viscosity Scaling. *Macromolecules*. 2022, roč. 55, č. 23, s. 10737–10750 [vid. 28. duben 2026]. ISSN 15205835.
- [31] JUSTINO NETTO, Joaquim Manoel, Henrique Takashi IDOGAVA, Luiz Eduardo FREZZATTO SANTOS, Zilda de Castro SILVEIRA, Pedro ROMIO a Jorge Lino ALVES. Screw-assisted 3D printing with granulated materials: a systematic review. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 2021 115:9. 2021, roč. 115, č. 9, s. 2711–2727 [vid. 28. duben 2026]. ISSN 1433-3015.
- [32] XIONG, Jian, Robert MINES, Ranajay GHOSH, Ashkan VAZIRI, Li MA, Arne OHRNDORF, Hans Jürgen CHRIST a Linzhi WU. Advanced Micro-Lattice Materials. *Advanced Engineering Materials*. 2015, roč. 17, č. 9, s. 1253–1264 [vid. 22. března 2026]. ISSN 15272648.
- [33] PARK, Kwang Min, Kyung Sung MIN a Young Sook ROH. Design Optimization of Lattice Structures under Compression: Study of Unit Cell Types and Cell

- Arrangements. *Materials* 2022, Vol. 15, Page 97. 2021, roč. 15, č. 1, s. 97 [vid. 23. březen 2026]. ISSN 19961944.
- [34] MANTOVANI, Sara, Mauro GIACALONE, Andrea MERULLA, Elena BASSOLI a Silvio DEFANTI. Effective Mechanical Properties of AlSi7Mg Additively Manufactured Cubic Lattice Structures. *3D Printing and Additive Manufacturing*. 2022, roč. 9, č. 4, s. 326–336 [vid. 22. květen 2026]. ISSN 23297670.
- [35] ASHBY, M. F. The properties of foams and lattices. *Philosophical Transactions of the Royal Society A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences*. 2006, roč. 364, č. 1838, s. 15–30 [vid. 26. duben 2026]. ISSN 1364-503X.
- [36] GONG, Chenglong, Shiye CHEN, Yafeng HAN, Jiping LU, Shuiyuan TANG, Hongli FAN, Run WANG, Zezhi XIANG, Haoren WANG, Yuhan XIA a Le TANG. Exploring the impact of printing speed and ambient temperature on support-free rod extrusion. *Materials Today Communications*. 2025, roč. 43, s. 111615 [vid. 26. duben 2026]. ISSN 2352-4928.
- [37] ZHONG, Haozhang, Tingting SONG, Chuanwei LI, Raj DAS, Jianfeng GU a Ma QIAN. The Gibson-Ashby model for additively manufactured metal lattice materials: Its theoretical basis, limitations and new insights from remedies. *Current Opinion in Solid State and Materials Science*. 2023, roč. 27, č. 3, s. 101081 [vid. 26. duben 2026]. ISSN 1359-0286.
- [38] LUXNER, Mathias H., Juergen STAMPFL a Heinz E. PETTERMANN. Numerical simulations of 3D open cell structures – influence of structural irregularities on elasto-plasticity and deformation localization. *International Journal of Solids and Structures*. 2007, roč. 44, č. 9, s. 2990–3003 [vid. 26. duben 2026]. ISSN 0020-7683.
- [39] HACK, Norman. Mesh Mould: Robotically Fabricated Metal Meshes as Concrete Formwork and Reinforcement. In: . 2014 [vid. 23. únor 2026].
- [40] *BRANCH TECHNOLOGY - Freeform 3D Printed Building Facades*. [vid. 26. duben 2026]. Dostupné z: <https://branchtechnology.com/>
- [41] BOYD, R. a C. WELLER. US20170217088A1 - CELLULAR FABRICATION AND APPARATUS FOR ADDITIVE MANUFACTURING. 14. duben 2014. US.
- [42] LADRON DE GUEVARA, Manuel, Luis BORUNDA, Jeremy FICCA, Daragh BYRNE a Ramesh KRISHNAMURTI. *ROBOTIC FREE-ORIENTED ADDITIVE MANUFACTURING TECHNIQUE FOR THERMOPLASTIC LATTICE AND CELLULAR STRUCTURES*. 2019.
- [43] MARK TAM, Kam-Ming, Daniel J MARSHALL, Mitchell GU, Jasmine KIM, Yijiang HUANG, Justin LAVALLEE a Caitlin T MUELLER. *Fabrication-aware structural optimisation of lattice additive-manufactured with robot-arm*. 2018.

- [44] *Aibuild*. [vid. 27. duben 2026]. Dostupné z: <https://ai-build.com/technology.html>
- [45] MAXWELL, James Clerk. IV. On the dynamical theory of gases. *Philosophical Transactions of the Royal Society of London*. 1867, č. 157, s. 49–88 [vid. 28. duben 2026]. ISSN 0261-0523.
- [46] VOIGT, W. Ueber innere Reibung fester Körper, insbesondere der Metalle. *Annalen der Physik*. 1892, roč. 283, č. 12, s. 671–693 [vid. 28. duben 2026]. ISSN 15213889.
- [47] THIEN, Nhan Phan a Roger I. TANNER. A new constitutive equation derived from network theory. *Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics*. 1977, roč. 2, č. 4, s. 353–365 [vid. 28. duben 2026]. ISSN 0377-0257.
- [48] GIESEKUS, H. A simple constitutive equation for polymer fluids based on the concept of deformation-dependent tensorial mobility. *Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics*. 1982, roč. 11, č. 1–2, s. 69–109 [vid. 28. duben 2026]. ISSN 0377-0257.
- [49] TANG, Dahang, FLAVIO, H MARCHESINI, Ludwig CARDON a Dagmar R D’HOOGE. Three-dimensional flow simulations for polymer extrudate swell out of slit dies from low to high aspect ratios. *Physics of Fluids*. 2019, roč. 31, s. 47 [vid. 25. říjen 2025].
- [50] *Polymer Viscoelasticity - YouTube*. [vid. 29. duben 2026]. Dostupné z: <https://www.youtube.com/watch?v=Cd4m5qmNZP0>
- [51] CHEN, Jingdong a Douglas E. SMITH. Filament rheological characterization for fused filament fabrication additive manufacturing: A low-cost approach. *Additive Manufacturing*. 2021, roč. 47, s. 102208 [vid. 29. duben 2026]. ISSN 2214-8604.
- [52] WANG, Zhaogui a Douglas E. SMITH. Rheology effects on predicted fiber orientation and elastic properties in large scale polymer composite additive manufacturing. *Journal of Composites Science*. 2018, roč. 2, č. 1 [vid. 29. duben 2026]. ISSN 2504477X.
- [53] PATTI, Antonella, Stefano ACIERNO, Gianluca CICALA a Domenico ACIERNO. Predicting the Printability of Poly(Lactide) Acid Filaments in Fused Deposition Modeling (FDM) Technology: Rheological Measurements and Experimental Evidence. *ChemEngineering*. 2023, roč. 7, č. 1 [vid. 29. duben 2026]. ISSN 23057084.
- [54] KREMER, Kurt a Gary S. GREEST. Dynamics of entangled linear polymer melts: A molecular-dynamics simulation. *Journal of Chemical Physics*. 1990, roč. 92, č. 8, s. 5057–5086 [vid. 29. duben 2026]. ISSN 00219606.

- [55] KEUNINGS, Roland. On the high Weissenberg number problem. *Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics*. 1986, roč. 20, č. C, s. 209–226 [vid. 29. duben 2026]. ISSN 0377-0257.
- [56] FATTAL, Raanan a Raz KUPFERMAN. Constitutive laws for the matrix-logarithm of the conformation tensor. *Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics*. 2004, roč. 123, č. 2–3, s. 281–285 [vid. 29. duben 2026]. ISSN 0377-0257.
- [57] REINER, M. The Deborah Number. *Physics Today*. 1964, roč. 17, č. 1, s. 62 [vid. 29. duben 2026]. ISSN 19450699.
- [58] TANG, Dahang, Flavio H. MARCHESINI, Ludwig CARDON a Dagmar R. D’HOOGE. State of the-Art for Extrudate Swell of Molten Polymers: From Fundamental Understanding at Molecular Scale toward Optimal Die Design at Final Product Scale. *Macromolecular Materials and Engineering*. 2020, roč. 305, č. 11, s. 2000340 [vid. 29. duben 2026]. ISSN 14392054.
- [59] MACMINN, Christopher W a Gareth H MCKINLEY. Tubeless Siphon and Die Swell Demonstration. 2004 [vid. 30. duben 2026].
- [60] HUANG, David C. a James L. WHITE. Extrudate swell from slit and capillary dies: An experimental and theoretical study. *Polymer Engineering & Science*. 1979, roč. 19, č. 9, s. 609–616 [vid. 30. duben 2026]. ISSN 15482634.
- [61] UTRACKI, L. A., Z. BAKERDJIAN a Musa R. KAMAL. A method for the measurement of the true die swell of polymer melts. *Journal of Applied Polymer Science*. 1975, roč. 19, č. 2, s. 481–501 [vid. 29. duben 2026]. ISSN 10974628.
- [62] TANG, Dahang, Flavio H. MARCHESINI, Ludwig CARDON a Dagmar R. D’HOOGE. The impact of upstream contraction flow on three-dimensional polymer extrudate swell from slit dies. *Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics*. 2020, roč. 282, s. 104337 [vid. 30. duben 2026]. ISSN 0377-0257.
- [63] GIFFORD, W. A. Compensating for die swell in the design of profile dies. *Polymer Engineering & Science*. 2003, roč. 43, č. 10, s. 1657–1665 [vid. 9. leden 2026]. ISSN 1548-2634.
- [64] SUN, Q, G M RIZVI, C T BELLEHUMEUR a P GU. Experimental Study of the Cooling Characteristics of Polymer Filaments in FDM and Impact on the Mesostructures and Properties of Prototypes. nedatováno.
- [65] CUIFFO, Michael Arthur, Jeffrey SNYDER, Alicia M ELLIOTT, Nicholas ROMERO, Sandhiya KANNAN, Gary P HALADA a Engineering Bldg RM. Impact of the Fused Deposition (FDM) Printing Process on Polylactic Acid (PLA) Chemistry and Structure. nedatováno [vid. 30. duben 2026].

- [66] KŘIVOHLAVÝ, Petr, David ŠKAROUPKA, Petr KREJČÍŘÍK, Martin KRČMA a Daniel KOUTNÝ. Influence of printhead incline on the accuracy of robotic 3D printed spatial polymer struts. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 2025, roč. 141, č. 1–2, s. 579–589 [vid. 12. leden 2026]. ISSN 14333015.
- [67] SLAVKOVIĆ, Vukašin, Blaž HANŽELIČ, Vasja PLESEC, Strahinja MILENKOVIĆ a Gregor HARIH. Thermo-Mechanical Behavior and Strain Rate Sensitivity of 3D-Printed Polylactic Acid (PLA) below Glass Transition Temperature (Tg). *Polymers*. 2024, roč. 16, č. 11, s. 1526 [vid. 30. duben 2026]. ISSN 20734360.
- [68] XU, Xiangfan, Jie CHEN, Jun ZHOU a Baowen LI. Thermal Conductivity of Polymers and Their Nanocomposites. *Advanced Materials*. 2018, roč. 30, č. 17, s. 1705544 [vid. 30. duben 2026]. ISSN 15214095.
- [69] PRAJAPATI, Hardikkumar, Darshan RAVOORI, Robert L. WOODS a Ankur JAIN. Measurement of anisotropic thermal conductivity and inter-layer thermal contact resistance in polymer fused deposition modeling (FDM). *Additive Manufacturing*. 2018, roč. 21, s. 84–90 [vid. 21. květen 2026]. ISSN 2214-8604.
- [70] BAGATELLA, Simone, Annacarla CERETI, Francesco MANARINI, Marco CAVALLARO, Raffaella SURIANO a Marinella LEVI. Thermally Conductive and Electrically Insulating Polymer-Based Composites Heat Sinks Fabricated by Fusion Deposition Modeling. *Polymers*. 2024, roč. 16, č. 3, s. 432 [vid. 30. duben 2026]. ISSN 20734360.
- [71] REIS, Iago Augusto, Pedro Ivo CUNHA CLARO, Andre Luis MARCOMINI, Luiz Henrique CAPPARELLI MATTOSO, Sandro Pereira DA SILVA a Alfredo Rodrigues DE SENA NETO. Annealing and crystallization kinetics of poly(lactic acid) pieces obtained by additive manufacturing. *Polymer Engineering and Science*. 2021, roč. 61, č. 7, s. 2097–2104 [vid. 30. duben 2026]. ISSN 15482634.
- [72] *PLA Natural Pellets Datasheet - Fillamentum*. [vid. 2. květen 2026]. Dostupné z: https://res.cloudinary.com/fillamentum/image/upload/v1695733887/TDS_PLA_Pellets_EN_01082023_mvfilec.pdf
- [73] ABDUL HAMID, Rahimah, Siti Hidayah HUSNI, Teruaki ITO, Shajahan MAIDIN a Madihah MAHAROF. Effect of Filament Pre-Drying on the Microstructure and Porosity of 3D Printed PLA. *Journal of Advanced Research in Micro and Nano Engineering*. 2024, roč. 24, č. 1, s. 85–94 [vid. 2. květen 2026]. ISSN 27568210.
- [74] *KUKA KR 8 R1620 HP robot - RoboDK*. [vid. 2. květen 2026]. Dostupné z: <https://robodk.com/robot/KUKA/KR-8-R1620-HP>
- [75] UPADHYAYA, Mridul a Anoop Kumar SHUKLA. Design of an Articulated Robotic Arm for Cooling and Touchup Area in Electronics Manufacturing Company. *Lecture*

Notes in Mechanical Engineering. 2024, s. 13–24 [vid. 2. květen 2026]. ISSN 21954364.

- [76] *ATOS Triple Scan Profesionální 3D optický skener 3D souřadnicové měření Skenování a inspekce Kontrola kvality výroby a reverzní inženýrství*. [vid. 6. květen 2026]. Dostupné z: https://www.mcae.cz/wp-content/uploads/2020/10/GOM_Brochure_ATOS_TripleScan_CZ_nahled.pdf
- [77] SENTMANAT, Martin, Benjamin N WANG a Gareth H MCKINLEY. Measuring the Transient Extensional Rheology of Polyethylene Melts Using the SER Universal Testing Platform. 2005.

10 SEZNAM POUŽITÝCH ZKRATEK, SYMBOLŮ A VELIČIN

10.1 Použité zkratky

2D	dvourozměrný
3D	trojrozměrný
ABB	ASEA Brown Boveri (výrobce robotů)
ABS	akrylonitril-butadien-styren
AI	umělá inteligence (Artificial Intelligence)
ANSYS	Analysis System (komerční simulační software)
ASTM	American Society for Testing and Materials
ATOS	Advanced Topometric Sensor (optický 3D skener)
BCC	kubická prostorově středěná mřížka (Body Centered Cubic)
BCCXYZ	BCC mřížka s pruty ve směrech X, Y, Z
CAD	Computer Aided Design (počítačem podporované navrhování)
CFD	Computational Fluid Dynamics (výpočtová dynamika tekutin)
CIM	Ceramic Injection Molding (vstřikování keramiky)
CNC	Computer Numerical Control (číslicově řízený stroj)
COMSOL	COMSOL Multiphysics (komerční simulační software)
CSV	Comma-Separated Values (textový tabulkový formát)
DEVSS	Discrete Elastic-Viscous Split Stress
DMTA	Dynamic Mechanical Thermal Analysis
DOE	Design of Experiments (návrh experimentů)
DP	diplomová práce
DPI	Dots Per Inch (počet bodů na palec)
ETH	Eidgenössische Technische Hochschule Zürich

EVA	etylen-vinylacetát (Ethylene Vinyl Acetate)
FAM	Freeform Additive Manufacturing
FDM	Fused Deposition Modeling
FFF	Fused Filament Fabrication
FGF	Fused Granulate Fabrication
FOAM	Free-Oriented Additive Manufacturing
FSI	Fakulta strojního inženýrství
GA	Gibson-Ashby (model porézních struktur)
GIMP	GNU Image Manipulation Program (rastrový grafický editor)
GOM	Výrobce 3D skenovacích systémů
HDP	Heavy Duty Pellet (extrudér WASP)
HDPE	vysokohustotní polyetylén (High Density Polyethylene)
HWNP	High Weissenberg Number Problem
ISO	International Organization for Standardization
K-BKZ	Kaye-Bernstein-Kearsley-Zapas (reologický model)
KRL	KUKA Robot Language
KUKA	Keller und Knappich Augsburg (výrobce robotů)
LSPE	Large Scale Pellet Extruder (Dyze Pulsar)
MC	Metal/Ceramic (řada Pollen pam o2)
MEX	Material Extrusion (aditivní výroba materiálovou extruzí)
MFI	Melt Flow Index (index toku taveniny)
MIM	Metal Injection Molding (vstřikování kovů)
MS	Microsoft (tabulkový procesor Excel)
MV	Measuring Volume (měřicí objem skeneru)
NC	Numerical Control (číslicové řízení)
NumPy	knihovna pro numerické výpočty v jazyce Python

OpenCV	knihovna pro počítačové vidění v jazyce Python
PAI	polyamid-imid
PBAT	polybutylén-adipát-tereftalát
PCA	Principal Component Analysis (analýza hlavních komponent)
PE	polyetylén
PEEK	polyether-ether-keton
PESU	polyethersulfon
PETG	polyethylén-tereftalát-glykol
PLA	kyselina polymléčná (polylactic acid)
PP	polypropylén
PS	polystyren
PTT	Phan-Thien-Tanner (reologický model)
PVC	polyvinylchlorid
px	pixel
RPM	Revolutions Per Minute (otáčky za minutu)
SciPy	knihovna pro vědecké výpočty v jazyce Python
SLV	standardní lineární viskoelastický model
TPU	termoplastický polyuretan
ÚK	Ústav konstruování
VAC	Vacuum Active Control (vakuová fixace)
VUT	Vysoké učení technické v Brně
WASP	Titalský výrobce 3D tiskáren

10.2 Použité symboly a fyzikální veličiny

a	strana čtverce opsaného profilu Kříž / sklon přímky lineární regrese
S_{dep}	plocha průřezu deponovaného prutu
S_{nom}	nominální plocha průřezu trysky
S_{real}	skutečná plocha průřezu prutu po swellingu
B	swell ratio (poměr swellingu)
b	rozměr ramene T-profilu 4-T / posun přímky lineární regrese
c	vzdálenost krajního vlákna průřezu od neutrální osy
c_p	měrná tepelná kapacita za konstantního tlaku
D	průměr trysky (resp. průměr šneku v poměru L/D)
d	průměr jádra průřezu (vepsaná kružnice), resp. průměr kalibrační fotogrammetrické značky
d_i	vzdálenost bodu od i-té kalibrační značky
D_{max}	maximální průměr opsané kružnice
D_{min}	minimální průměr opsané kružnice
D_{ref}	průměr referenční (kruhové) trysky
De	Deborahovo číslo
E	modul pružnosti materiálu
E_b	energie absorbovaná ve vzpěru (do F_{max})
E_o	energie absorbovaná v ohybu (do F_{omax})
F_{bkrit}	kritická vzpěrná (Eulerova) síla
F_{bmax}	maximální vzpěrná síla
F_{krit}	kritická síla ztráty vzpěrné stability
F_{load}	aplikovaná referenční axiální tlaková síla
F_{max}	maximální síla zatížení

F_{norm}	hmotnostně normalizovaná maximální síla
F_{omax}	maximální ohybová síla v třibodovém ohybu
H	výška štěrbin (v poměrech W/H, L/H)
h	součinitel přestupu tepla konvekcí / rozměr ramene T-profilu
3-T	
I	kvadratický moment průřezu
I_{min}	minimální kvadratický moment průřezu
I_x	kvadratický moment průřezu k ose x
K	součinitel vzpěrných okrajových podmínek
k	axiální tuhost (sečna 25-75 % Fmax)
k_b	axiální (vzpěrná) tuhost prutu
k_o	ohybová tuhost
L	délka šneku / délka prutu / rozpětí podpor
M	Maxwellovo číslo stability struktury
m	hmotnost vzorku nebo vyextrudovaného materiálu
m_{profil}	průměrná hmotnost vzorku daného profilu
$m_{\text{ref,kruh}}$	průměrná hmotnost referenčního kruhového vzorku
N	stupeň rotační symetrie průřezu
n	počet vzorků v souboru
N_1	první rozdíl normálových napětí
n_{rpm}	otáčky šneku extrudéru
o	obvod průřezu
p	počet prutů ve struktuře
P_0	počáteční bod ideální osy
Q	objemový průtok materiálu
R	poloměr vnitřního zaoblení / poloměr extrudátu po výstupu z trysky

r	Pearsonův korelační koeficient
$\bar{r}$	průměrný korelační koeficient (Fisherova z-transformace)
R^2	koeficient determinace lineární regrese
$R_{\min}$	minimální vyrobitelný poloměr vnitřního zaoblení
s (s Besselovou korekcí)	počet stupňů volnosti uzlu / výběrová směrodatná odchylka
S	plocha průřezu
S_{δ}	plocha průhybu prutu mezi tištěnou a ideální osou
s_i	měřítka i-té kalibrační značky
$S_{\max}$	maximální plocha průřezu prutu (horní řez)
$S_{\min}$	minimální plocha průřezu prutu (spodní řez)
S_{real}	Obsah průřezu s projevem Barusova efektu
S_{nom}	Obsah nominálního průřezu (trysky)
S_{tisk}	Obsah průřezu vytištěného prutu
t	čas / parametr křivky ideální osy
T_{avg}	průměrná teplota průřezu po ochlazování
T_g	teplota skelného přechodu
T_m	teplota tání
$T_{\max}$	maximální teplota průřezu po ochlazování
$t_{\min}$	minimální rozměr v průřezu
$T_{\min}$	minimální teplota průřezu po ochlazování
u	rozměr středového výběžku T-profilů / počet uzlů ve struktuře
v	rychlost pohybu extrudéru / tisková rychlost
$\bar{v}$	střední rychlost průtoku tryskou
v	rychlost extruze taveniny z trysky
v_{print}	rychlost pohybu tiskové hlavy

W	šířka štěrbiny (poměry W/H , L/H)
W_0	průřezový modul v ohybu
W_i	Weissenbergovo číslo
x	souřadnice ve směru osy x
X	první proměnná v korelační analýze
$\bar{x}$	aritmetický průměr hodnot X
x_i	i -tá naměřená hodnota proměnné X
y	souřadnice ve směru osy y
Y	druhá proměnná v korelační analýze
$\bar{y}$	aritmetický průměr hodnot Y
y_i	i -tá naměřená hodnota proměnné Y
α	součinitel teplotní roztažnosti / hladina statistické významnosti
$\dot{\gamma}$	smykový rychlostní gradient
δ	maximální průhyb prutu od ideální osy
$\Delta(o/S)$	relativní změna poměru obvod ku ploše po swellingu
Δd	relativní nárůst nominálního průměru jádra po swellingu
ΔS	rozdíl ploch průřezu
λ	relaxační čas, tepelná vodivost
λ_{krit}	součinitel kritického zatížení vzpěru
κ	Poměr podélného natažení prutu
π	Ludolfovo číslo
ρ	hustota materiálu
$\bar{\rho}$	průměrná hustota materiálu
σ_{teor}	teoretická rozlišovací schopnost detekce polohy osy
σ_y	mez kluzu materiálu (yield)
Ψ_1	první koeficient normálových napětí

11 SEZNAM OBRÁZKŮ A GRAFŮ

Obr. 2-1 Schéma a) Technologie FGF, b) Technologie FFF [1].....	19
Obr. 2-2 Části šneku [2].....	20
Obr. 2-3 Akordový diagram materiálů a aditiv zkoumaných v literatuře FGF [2]	21
Obr. 2-4 Porovnání chování tuhého a pružného filamentu při extruzi FFF [7]	22
Obr. 2-5 Tiskárna pam o2 MC a schéma extrudérů. Upraveno z [14]	23
Obr. 2-6 Výtisky z pam o2 – tryska 0,4 mm, vrstva 0,2 mm. Vlevo 316L, vpravo PESU. Upraveno z [15]	24
Obr. 2-7 Tiskárna WASP 3MT HDP a její extrudér. Upraveno z [16]	24
Obr. 2-8 Extrudér Dyze Design Pulsar™ LSPE [17]	25
Obr. 2-9 Extrudér s vřetenovým (Moineau) čerpadlem [6].....	26
Obr. 2-10 Popis šestiosého robotického ramene [18].....	27
Obr. 2-11 Robotický tisk lodí, vlevo pod úhlem 45° [21], vpravo vertikálně [22]	28
Obr. 2-12 3D Tištěná židle "Mawj" a detail na viditelnost vrstev [25].....	29
Obr. 2-13 Případová studie – Forma pro letecký průmysl [26].....	30
Obr. 2-14 Vlečný tok tekutiny, horní deska se pohybuje ve směru šipky	32
Obr. 2-15 Rozdělení struktur [33]	34
Obr. 2-16 vlevo buňka BCC, vpravo buňka BCCXYZ [34]	34
Obr. 2-17 Maxwellovo kritérium stability	35
Obr. 2-18 Architektonické aplikace 3D tištěných prutových struktur – fasádní panely a cellular matrice [40].....	38
Obr. 2-19 Náhled na průřezy a využití nekruhových trysek z patentu [41]	38
Obr. 2-20 Aplikace FGF na výrobu struktur [40]	39
Obr. 2-21 FGF výtisk z ÚK VUT.....	40
Obr. 2-22 Synchronizovaný pohyb podložky a extrudéru [42].....	40
Obr. 2-23 Výsledná struktura z práce Tam et al. [43]	41
Obr. 2-24 Vliv rychlosti pohybu a ambientní teploty na deformaci prutu, upraveno z [36]	41
Obr. 2-25 Betonové bednění od společnosti AI build [44].....	42
Obr. 2-26 Základní modely viskoelastického chování [50].....	43

Obr. 2-27 Porovnání Power Law a Carreau-Yasuda a Newtonského modelu s experimentálními daty [52]	44
Obr. 2-28 Barusův efekt při nízké a vysoké rychlosti [59]	46
Obr. 2-29 Schematické znázornění mechanismu Barusova efektu: v trysce dochází k orientaci polymerních řetězců smykovým gradientem; po výstupu z trysky řetězce elasticky relaxují do rovnovážné konformace, což vede k radiálnímu rozšíření extrudátu. [58]	46
Obr. 2-30 Fotky extrudátů v řezu. A) Průřez trysky, B) při nízkém smykovém gradientu (hodnota neuvedena, $\sim 10 \text{ s}^{-1}$), C) při vysokém smykovém gradientu (hodnota neuvedena, $\sim 500 \text{ s}^{-1}$).[60].....	47
Obr. 2-31 Blokové schéma Utrackiho zařízení pro měření die swellu: (1) termostatická cirkulační lázeň, (2) ruční ventil, (3) flexibilní nerezová vstupní hadice, (4) solenoidový (elektromagnetický) ventil, (5) termostatická komora, (6) T-spojka pro čidlo regulátoru hladiny kapaliny, (7) oscilační relé regulátoru hladiny kapaliny, (8) flexibilní nerezová výstupní hadice, (9) zapisovač termočlánku, (10) kapilární reometr, (11) kamera. [61]...	48
Obr. 2-32 Výsledné swell ratio extrudátu pro štěrby s poměrem W/H a) 1:1, c) 5:1, d) 10:1 [49]	49
Obr. 2-33 Úprava křížové trysky pro dosažení požadovaného extrudátu[63].....	50
Obr. 2-34 Fáze propojení prutů [64]	50
Obr. 2-35 vlevo lichoběžníková dráha [66], vpravo přeeextruze [43].....	51
Obr. 2-36 Závislost modulu pružnosti na teplotě u polymerů	52
Obr. 3-1 a) průřez trysky, b) die swell volnou extruzí c) die swell po natažení vlivem pohybu extrudátu.....	56
Obr. 3-2 Popis rychlostí, upraveno z [66]	57
Obr. 3-3 Orientace prutů při ohybu a tisku	59
Obr. 4-1 Souhrnné schéma metodiky práce	61
Obr. 4-2 Tvar granulátu Fillamentum PLA Natural [72]	63
Obr. 4-3 Buňka pro FAM, Rameno s extrudérem	63
Obr. 4-4 vlevo pracovní prostor KR8 1620 [74], vpravo rotační osy 6-osého ramene [75]64	
Obr. 4-5 Popis extrudátu 3Deposition D-Pro S	65
Obr. 4-6 Ofuk pro ochlazování prutu.....	66
Obr. 4-7 Přívod granulátu	67
Obr. 4-8 Vybrané nekulové průřezy trysek a jejich číslování	68

Obr. 4-9 Definice profilu Kříž	69
Obr. 4-10 Definice profilu Vločka.....	69
Obr. 4-11 Definice profilu Hvězda	70
Obr. 4-12 Definice profilu 4-T	71
Obr. 4-13 Definice profilu 3-T	72
Obr. 4-14 Schéma postupu řešení numerické části práce	73
Obr. 4-15 Zapojení bloků v Ansys Workbench.....	75
Obr. 4-16 Efektivní délka prutu při vzpěru pro různé kombinace vazeb [74]	77
Obr. 4-17 a) Základní rozměry referenční trysky b) nekruhových trysek	79
Obr. 4-18 Tryska Kříž	79
Obr. 4-19 Tryska Vločka.....	79
Obr. 4-20 Tryska Hvězda	80
Obr. 4-21 Tryska 4-T	80
Obr. 4-22 Tryska 3-T	80
Obr. 4-23 vlevo váha RADWAG PS 600.X2, vpravo extruze do volného prostoru	82
Obr. 4-24 Automatický sken vzorků.....	83
Obr. 4-25 Vlevo volná extruze vzorku, vpravo Atos TripleScan [76]	83
Obr. 4-26 Nahoře vzorek křížového průřezu (se stopami po titanovém nástřiku), dole vzorek tvaru hvězda s titanovým nástřikem	84
Obr. 4-27 Nástřik vzorků Ti práškem	84
Obr. 4-28 Vzorek o délce 65 mm vyhodnocován v 7 řezech, nominální prvek skryt	85
Obr. 4-29 Schématické znázornění vyhodnocovaných hodnot	86
Obr. 4-30 Definice štíhlosti	86
Obr. 4-31 Výroba diagonálně tištěných vzorků.....	87
Obr. 4-32 Vznik deformované části prutu	87
Obr. 4-33 Vlevo dokončený tisk vzorku, vpravo odřezané pruty.....	88
Obr. 4-34 Vyhodnocované prvky tvarové stability	89
Obr. 4-35 Nezpracovaná fotografie vzorku Kruh při 5 mm/s.....	90
Obr. 4-36 Fotografie prutu připravena k vyhodnocení	90
Obr. 4-37 Zpracovaná fotografie s vyhodnocením	92

Obr. 4-38 Testovací stroj Shimadzu, zatěžování vzorků a typ vzpěrné deformace	94
Obr. 4-39 Tříbodový ohyb vzorku	95
Obr. 5-1 Průměrná a maximální teplota průřezu po 10 s ochlazování pro vybrané rozměry profilů	106
Obr. 5-2 Součinitel kritického zatížení λ_{krit} pro vybrané rozměry profilů	107
Obr. 5-3 Sloupcový graf swellingu jednotlivých průřezů	110
Obr. 5-4 Barusův efekt vs. nominální tvar trysky pro 3 vzorky volné extruze. Zakroužkovány defekty popsané v textu.	111
Obr. 5-5 Skupinový sloupcový graf složek dragu pro jednotlivé průřezy	112
Obr. 5-6 Nominální a skutečná štíhlost rysů jednotlivých průřezů	113
Obr. 5-7 Nominální vs. skutečný poměr o/S po swellingu pro jednotlivé průřezy	114
Obr. 5-8 Sloupcový diagram maximální síly F_{bmax} a hmotnostně normalizované síly F_{norm} , vzpěr	118
Obr. 5-9 Sloupcový graf tuhosti k jednotlivých průřezů, rozsah 25 až 75% F_{max} – vzpěrná zkouška	118
Obr. 5-10 Sloupcový diagram maximální ohybové síly F_{omax} a hmotnostně normalizované síly F_{norm}	120
Obr. 5-11 Sloupcový graf ohybové tuhosti k_o jednotlivých průřezů – tříbodový ohyb ...	120
Obr. 5-12 Barusův efekt vs. nominální tvar trysky pro 1 vzorek tištěného vzorku.	122
Obr. 6-1 Odhad rychlostního profilu pro Hvězdu a 4T, s % swellingu a štíhlostí	128
Obr. 6-2 Schéma očekávaného reálného rozložení lokálních rychlostních maxim u Kříže	129
Obr. 6-3 Porovnání průřezů před natažením (červeně), po natažení (modrá) s nominálním průřezem (šedá)	133
Obr. 6-4 Porovnání tvarů před a po natažení, škálováno na stejnou velikost, před (červeně) a po (modře) natažení	134
Obr. 6-5 a) Tvar předpokládaný v H1; b) Skutečný tvar před (červeně) a po (modře) natažení, v měřítku; c) Porovnání tvaru před a po natažení, škálováno na stejnou velikost	135
Graf 2-1 Viskozita v závislosti na smykovém gradientu pro Newtonskou, pseudoplastickou a dilatantní (Shear Thickening) tekutinu. [30]	33
Graf 2-2 Graf závislosti relativního modulu na relativní hustotě v logaritmickém měřítku pro buněčné struktury s různými topologiemi. [35]	36

Graf 5-1 Porovnání maximální a průměrné teploty – Kříž.....	99
Graf 5-2 Závislost kritické síly na průměru – Kříž	100
Graf 5-3 Porovnání maximální a průměrné teploty – Vločka.....	101
Graf 5-4 Závislost kritické síly na průměru – Vločka	101
Graf 5-5 Porovnání maximální a průměrné teploty – Hvězda	102
Graf 5-6 Závislost kritické síly na průměru – Hvězda.....	102
Graf 5-7 Porovnání maximální a průměrné teploty – 4-T	103
Graf 5-8 Závislost kritické síly na průměru – 4-T	104
Graf 5-9 Porovnání maximální a průměrné teploty – 3-T	105
Graf 5-10 Závislost kritické síly na průměru – 3-T.....	105
Graf 5-11 Závislost potřebných otáček za minutu (RPM) na průtoku	108
Graf 5-12 Závislost maximálního průhybu δ na rychlosti tisku robota pro šest průřezů .	115
Graf 5-13 Závislost plochy průhybu S_δ na posuvové rychlosti robota pro šest průřezů ..	116
Graf 5-14 Porovnání průměrných křivek síla–posuv pro jednotlivé průřez, vzpěr	119
Graf 5-15 Porovnání průměrných křivek síla–průhyb v tříbodovém ohybu pro jednotlivé průřezy.....	121

12 SEZNAM TABULEK

Tab. 3-1 Geometrické vstupy pro analytický odhad	59
Tab. 3-2 Analytická predikce zlepšení vlastností nekruhových profilů	60
Tab. 4-1 Vlastnosti granulátu PLA Natural [72]	62
Tab. 4-2 Parametry šnekového extrudéru	65
Tab. 4-3 Limitace průřezů	74
Tab. 5-1 Vybrané rozměry profilů a odpovídající výsledky termální a vzpěrné simulace	106
Tab. 5-2 Koeficienty lineární regrese	108
Tab. 5-3 Hodnoty swellingu pro jednotlivé průřezy (průměr ± směr. odchylka, n = 3) ..	109
Tab. 5-4 Složky dragu daných metrik pro jednotlivé průřezy (průměr ± směr. odchylka, n = 3)	112
Tab. 5-5 Nominální štíhlost rysů a rozšíření jádra d po swellingu pro jednotlivé průřezy (průměr ± směr. odchylka, n = 3)	113
Tab. 5-6 Nominální a skutečný poměr o/S jednotlivých průřezů (průměr ± směr. odchylka, n = 3)	114
Tab. 5-7 Maximální průhyb δ (mm) prutu při tisku (průměr ± směr. odchylka (mm), n = 3)	115
Tab. 5-8 Plocha S (mm ²) mezi tištěnou a ideální osou (průměr ± směr. odchylka, n = 3)	116
Tab. 5-9 Výsledky vzpěrné zkoušky – průměr ± směrodatná odchylka pro šest průřezů (n = 3)	117
Tab. 5-10 Výsledky tříbodového ohybu – průměr ± směrodatná odchylka (n = 3)	119
Tab. 5-11 Plocha průřezu a poměr o/S tištěných prutů (1 vzorek na profil)	123
Tab. 5-12 Pearsonovy korelační koeficienty mezi swellingem profilu a průhybem prutu pro pět tiskových rychlostí, průměr přes Fisherovu z-transformaci rychlostí 3,5 až 10 mm/s.	124
Tab. 5-13 Vybrané Pearsonovy korelace mezi metrikami 3D skenování (X) a metrikami průhybu (Y)	126
Tab. 5-14 Pearsonovy korelace mezi swellingem (X) a ostatními geometrickými metrikami (Y)	126
Tab. 5-15 Pearsonovy korelace mezi geometrickými metrikami a max. silou ve vzpěru F_{bmax} a v ohybu F_{omax}	127

Tab. 6-1 Porovnání analytické predikce a reálně dosaženého zlepšení mechanických vlastností nekruhových profilů vůči referenčnímu Kruhu (hodnoty v %)	138
---	-----

13 SEZNAM PŘÍLOH

Bez příloh