



# VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V BRNĚ

BRNO UNIVERSITY OF TECHNOLOGY

## FAKULTA STROJNÍHO INŽENÝRSTVÍ

FACULTY OF MECHANICAL ENGINEERING

## ÚSTAV MECHANIKY TĚLES, MECHATRONIKY A BIOMECHANIKY

INSTITUTE OF SOLID MECHANICS, MECHATRONICS AND BIOMECHANICS

## VÝPOČTOVÁ ANALÝZA ÚNAVOVÉHO CHOVÁNÍ KOVOVÝCH META-MATERIÁLOVÝCH STRUKTUR

COMPUTATIONAL ANALYSIS OF FATIGUE BEHAVIOR OF METAL META-MATERIAL STRUCTURES

### DIPLOMOVÁ PRÁCE

MASTER'S THESIS

### AUTOR PRÁCE

AUTHOR

**Bc. Marek Tichý**

### VEDOUCÍ PRÁCE

SUPERVISOR

**Ing. Oldřich Ševeček, Ph.D.**

**BRNO 2025**



# Zadání diplomové práce

Ústav:	Ústav mechaniky těles, mechatroniky a biomechaniky
Student:	<b>Bc. Marek Tichý</b>
Studijní program:	Inženýrská mechanika a biomechanika
Studijní obor:	Inženýrská mechanika
Vedoucí práce:	<b>Ing. Oldřich Ševeček, Ph.D.</b>
Akademický rok:	2024/25

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:

## **Výpočtová analýza únavového chování kovových meta–materiálových struktur**

### **Stručná charakteristika problematiky úkolu:**

Meta–materiály jsou uměle vytvořené struktury, které díky své speciální architektuře získávají unikátní fyzikální vlastnosti, které se u běžných materiálů nevyskytují (jako např. záporný Poissonův poměr, záporná teplotní roztažnost či permeabilita a další.). Tato práce se bude zabývat oblastí meta–materiálů mechanických, které mohou být využity např. k neobvyklým deformacím struktury při aplikaci vnějšího zatížení. Práce se bude soustředit především na problematiku predikce porušování těchto struktur pod vlivem cyklického zatěžování, a to za předpokladu, že jsou vyrobeny z kovových prášků pomocí 3D tisku. Výsledné mechanické vlastnosti takto vyrobených struktur jsou odlišné od vlastností materiálu připraveného klasickou technologií (např. válcováním) a nelze tak pro ně použít standardně dostupné materiálové charakteristiky určené na vzorcích připravených neaditivními technologiemi. Cílem práce bude analyzovat deformačně napěťové poměry na kritických místech zvolené materiálové struktury a dát je do relace s experimentálním pozorováním na reálných, cyklicky zatěžovaných vzorcích, připravených 3D tiskem (pomocí technologie SLM). Na základě tohoto srovnání budou definovány únavové charakteristiky a parametry ovlivňující únavovou životnost tak, aby bylo možné predikovat nebo alespoň zhruba odhadnout porušení/únavovou životnost libovolné jiné struktury zatěžované cyklicky s využitím čistě výpočtového přístupu.

**Cíle diplomové práce:**

- 1) Rešerše z oblasti meta–materiálových struktur a únavového porušování kovových struktur vyrobených 3D tiskem.
- 2) Definovat a vytvořit modelovou meta–materiálovou strukturu vhodnou pro testování přicyklickém zatěžování s cílem vyvolat porušení v předem stanoveném místě.
- 3) Naladit geometrické parametry vytvořené struktury tak, aby její mechanické zkoušení bylo prakticky proveditelné na daném zkušebním stroji a byla umožněna zpětná analýza únavových charakteristik.
- 4) Analyzovat vliv geometrie buněk a lokální geometrie v oblasti predikovaného porušení na deformačně–napětový stav v nebezpečném místě s cílem identifikovat parametry pozitivně a negativně ovlivňující únavové porušení
- 5) Srovnat výstupy výpočtového modelování s experimentálním pozorováním na struktuře připravené 3D tiskem a stanovit únavové charakteristiky umožňující alespoň hrubou predikci porušení u jiné, libovolně zvolené struktury.

**Seznam doporučené literatury:**

- [1] ANSYS Inc. ANSYS Release 2023 User's manual. Pennsylvania: Swanson Analysis Sys. Inc, 2023.
- [2] APETRE, N., ARCARI, A., et. al. Towards Fatigue-Tolerant Design Of Additively Manufactured Metamaterials. 2023 In. Proc. of ASME 2023
- [3] HUANG, H., WANG, L. and FAN, Y.. Metallic meta-biomaterials: A critical review of fatigue behaviors. Journal of Science: Advanced Materials and Devices. 2023, 8(3), 100585. ISSN 2468-2179.
- [4] NEČEMER, B, et al. Fatigue behaviour of re-entrant auxetic structures made of the aluminium alloy AA7075-T651. Thin-Walled Structures. 2022, 180, 109917. ISSN 0263-8231.
- [5] SHAMSAEI, N., SIMSIRIWONG, J.. Fatigue behaviour of additively-manufactured metallic parts. Procedia Structural Integrity. 2017, 7, 3–10. ISSN 2452-3216.

Termín odevzdání diplomové práce je stanoven časovým plánem akademického roku 2024/25

V Brně, dne

L. S.

---

prof. Ing. Jindřich Petruška, CSc.  
ředitel ústavu

---

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



## **Abstrakt**

Tato diplomová práce se zabývá numerickou analýzou únavového chování kovové metamateriálové struktury vyrobené metodou selektivního laserového tavení. V úvodní rešeršní části jsou popsána témata metamateriálů, aditivní výroby a únavového porušování kovových struktur. Praktická část se věnuje tvorbě výpočtového modelování metamateriálové struktury typu re-entrant honeycomb. Analyzován je vliv geometrických parametrů na napětově-deformační odezvu a výslednou únavovou životnost. Ta je vyhodnocována na základě prvního hlavního napětí a redukované napětí dle podmínky HMM. Součástí práce je rovněž návrh metodiky pro experimentální validaci výsledků. Získané poznatky mohou sloužit jako podklad pro optimalizaci kovových metamateriálových struktur z hlediska jejich odolnosti vůči cyklickému zatěžování.

## **Klíčová slova**

metamateriály, únavová životnost, numerické modelování, MKP, aditivní výroba

## **Abstract**

This thesis focuses on the numerical analysis of the fatigue behaviour of a metallic metamaterial structure manufactured using the selective laser melting (SLM) method. The introductory theoretical section discusses the topics of metamaterials, additive manufacturing, and fatigue failure of metallic structures. The practical part deals with the development of a numerical model of a re-entrant honeycomb-type metamaterial structure. The influence of geometric parameters on the stress-strain response and resulting fatigue life is analyzed. Fatigue life is evaluated based on the first principal stress and the equivalent stress according to the HMM criterion. The thesis also includes a proposed methodology for the experimental validation of the results. The findings can serve as a basis for optimizing metallic metamaterial structures in terms of their resistance to cyclic loading.

## **Keywords**

metamaterials, fatigue life, numerical modelling, FEM, additive manufacturing

## **Bibliografická citace**

TICHÝ, Marek. *Výpočtová analýza únavového chování kovových meta-materiálových struktur*. Online, diplomová práce. Oldřich ŠEVEČEK (vedoucí práce). Brno: Vysoké učení technické v Brně, Fakulta strojního inženýrství, 2025. Dostupné z: <https://www.vut.cz/studenti/zav-prace/detail/165542>. [cit. 2025-05-22].

## **Prohlášení autora**

Prohlašuji, že jsem diplomovou práci na téma **Výpočtová analýza únavového chování kovových meta-materiálových struktur** vypracoval samostatně s použitím odborné literatury a pramenů, které jsou uvedeny v seznamu zdrojů na konci práce.

V Brně dne 23. května 2025

Marek Tichý

## **Poděkování**

Tímto bych rád poděkoval vedoucímu mé diplomové práce Ing. Oldřichu Ševečkovi, Ph.D. za jeho odborné vedení, vstřícnost, čas, a hlavně cenné rady, které mi při řešení diplomové práce věnoval. Dále bych chtěl poděkovat prof. Ing. Pavlu Hutařovi, Ph.D. za poskytnutí experimentálních dat z únavových zkoušek, které byly získány za podpory projektu MEBioSys. V neposlední řadě děkuji své rodině a přítelkyni Kláře, kteří mi byli oporou během mých studijních let.

# Obsah

1	Úvod.....	13
2	Formulace problému a cíle řešení.....	14
2.1	Popis problémové situace.....	14
2.2	Formulace problému.....	14
2.3	Cíle práce.....	14
3	Metamateriály.....	16
3.1	Historie metamateriálů.....	17
3.2	Elektromagnetické metamateriály.....	18
3.3	Akustické metamateriály.....	19
3.4	Termální metamateriály.....	20
3.5	Mechanické metamateriály.....	21
3.5.1	Hlavní elastické konstanty.....	22
3.5.2	Vybrané deformační mechanismy.....	23
3.5.3	Potenciální aplikace mechanických metamateriálů.....	26
4	Aditivní výroba kovových struktur.....	27
4.1	Technologie tavení práškového lože (Powder Bed Fusion).....	27
4.1.1	Selektivní laserové tavení (Selective Laser Melting).....	27
4.1.2	Tavení elektronovým paprskem (Electron Beam Melting).....	28
4.2	Technologie řízeného navařování materiálu (Directed Energy Deposition).....	29
4.2.1	Systém DED s práškovým podáváním.....	30
4.2.2	Systém DED s drátovým podáváním.....	30
4.3	Technologie pojivového tryskání (Binder Jetting).....	31
4.4	Extruze materiálu (Material Extrusion).....	32
5	Únavové porušování kovových struktur vyrobených 3D tiskem.....	34
5.1	Specifika únavového chování aditivně vyráběných kovových struktur.....	35
5.1.1	Vliv procesních defektů na únavovou životnost.....	35
5.1.2	Drsnost povrchu a mechanické úpravy.....	36
5.1.3	Zbytkové napětí a tepelné úpravy.....	36
5.1.4	Orientace tisku a geometrie dílu.....	36
5.1.5	Trhliny.....	37
5.2	Únavové vlastnosti aditivně vyráběného materiálu Ti-6Al-4V.....	38
5.2.1	Mikrostruktura.....	38

5.2.2	Vysokocyklová a nízkocyklová únava.....	38
5.2.3	Materiálové parametry.....	38
5.3	Přístupy k odhadu únavové životnosti kovových struktur .....	39
5.3.1	Predikce pomocí von Misesova redukovaného napětí .....	39
5.3.2	Predikce pomocí prvního hlavního napětí .....	40
5.3.3	Přístup kritické roviny .....	40
5.3.4	Vliv středního napětí na únavovou životnost.....	40
6	Experimentální testování únavové životnosti .....	42
7	Numerické modelování .....	44
7.1	Model materiálu .....	45
7.1.1	Ověření modelu materiálu .....	46
7.2	Model geometrie .....	49
7.3	Okrajové podmínky a zatížení struktury .....	50
7.4	Sít' konečných prvků .....	52
7.4.1	Citlivostní analýza.....	54
7.5	Kritická místa na struktuře .....	54
7.6	Parametrická analýza vlivu geometrie na napěťově-deformační stav .....	56
7.6.1	Vliv inklinčního úhlu stěn struktury a poměru $H/L$ .....	57
7.6.2	Vliv poloměru zaoblení .....	60
7.6.3	Vliv tloušťky stěn struktury .....	65
7.6.4	Parametrická optimalizace .....	69
7.7	Výpočet únavové životnosti .....	72
7.7.1	Definice výchozí struktury a cyklického zatěžování.....	72
7.7.2	Vyhodnocení životnosti .....	74
8	Metodika pro experimentální ověření numerického modelu .....	80
8.1	Geometrie vzorku.....	80
8.2	Upnutí vzorku a definice zatěžovacích podmínek .....	81
8.3	Vyhodnocení únavové životnosti .....	83
9	Shrnutí výsledků a diskuse .....	84
10	Závěr .....	86
	Seznam použitých zdrojů.....	88
	Seznam symbolů a zkratk.....	92
	Seznam obrázků .....	94
	Seznam tabulek .....	98

# 1 Úvod

Metamateriály představují skupinu uměle vytvořených struktur, které díky své specifické architektuře vykazují vlastnosti, které nejsou běžně dostupné u konvenčních materiálů. Mezi tyto unikátní vlastnosti patří například záporný Poissonův poměr, záporná teplotní roztažnost nebo záporná permeabilita. Díky těmto vlastnostem nacházejí metamateriály uplatnění v široké škále moderních technických a vědeckých aplikací.

Historicky byl vývoj metamateriálů úzce spjat především s oblastmi optiky, akustiky a termálních aplikací. První koncepty, umožňující manipulaci s elektromagnetickými vlnami, přinesly zásadní průlom například v podobě negativního indexu lomu, což vedlo k rozšíření jejich využití do pokročilých zobrazovacích technologií a bezdrátové komunikace. Později se vývoj zaměřil i na mechanické metamateriály, tedy takové, které reagují neobvyklým způsobem na mechanické zatížení. Tyto struktury dokážou měnit svou tuhost, tlumit vibrace nebo se deformovat řízeným způsobem. Právě díky těmto vlastnostem se otevírá prostor pro jejich využití v technických aplikacích, kde je potřeba materiály „nastavit“ přesně podle konkrétních požadavků.

V posledních letech dochází k výraznému pokroku i díky rozvoji pokročilých výrobních metod, jako je selektivní laserové tavení (SLM). Tato technologie umožňuje výrobu složitých kovových struktur s vysokou přesností, které často nelze realizovat klasickými technologiemi, jako je lití či obrábění. Výsledné materiály pak vykazují odlišné mechanické chování, ať už z hlediska pevnosti, pružnosti nebo odolnosti vůči únavě. Zároveň se otevírá možnost optimalizace jejich vlastností skrze vhodný návrh geometrie.

Přestože již byly prokázány možnosti praktického využití mechanických metamateriálů v průmyslové praxi, oblast jejich chování při cyklickém zatěžování zůstává stále předmětem výzkumu. Zejména predikce únavové životnosti v závislosti na geometrii struktury či výrobních nedokonalostech vyžaduje další analýzu.

Tato diplomová práce se proto zaměřuje na numerickou analýzu únavového chování vybrané metamateriálové struktury a na posouzení vlivu jejích geometrických parametrů na napětově-deformační odezvu a výslednou únavovou životnost.

## 2 Formulace problému a cíle řešení

### 2.1 Popis problémové situace

Mechanické metamateriály představují v současnosti obrovské téma pro výzkum díky svým unikátním vlastnostem, které otevírají nové možnosti pro inženýrské aplikace. Jejich chování při deformaci způsobené cyklickým zatěžováním však zatím není dostatečně prozkoumáno, zejména u struktur vyráběných aditivními technologiemi. Jednou z nejrozšířenějších metod je selektivní laserové tavení (SLM), které umožňuje výrobu geometricky složitých kovových struktur. Tyto struktury však často vykazují odlišné mechanické vlastnosti ve srovnání s konvenčně vyráběnými materiály, což komplikuje využití standardních materiálových charakteristik získaných z běžných vzorků.

Geometrická komplexnost metamateriálových struktur, která je klíčová pro dosažení specifických mechanických vlastností, zároveň vytváří riziko vzniku lokálních koncentrací napětí, které mohou vést k předčasnému porušení. Vhodný návrh geometrie je proto zásadní pro zajištění spolehlivosti a předvídatelného chování těchto struktur.

Většina dosavadních studií se zaměřuje buď na experimentální zkoušky nebo na numerické modelování, přičemž detailní propojení těchto přístupů stále chybí. Výsledkem je omezená schopnost přesně predikovat únavové chování těchto struktur. Navíc zůstává otevřená otázka, jak efektivně optimalizovat geometrii s ohledem na napěťově-deformační odezvu a celkovou životnost. Nevhodné nastavení geometrických parametrů může způsobit nežádoucí koncentraci napětí, čímž může dojít ke snížení funkčnosti a spolehlivosti struktury.

Z tohoto důvodu je nutné hlouběji porozumět vztahu mezi geometrickým návrhem, materiálovými vlastnostmi ovlivněnými technologií SLM a výslednou životností.

### 2.2 Formulace problému

Za pomoci výpočtového modelování analyzovat únavové chování vybrané kovové metamateriálové struktury s různými geometrickými konfiguracemi, vyrobené pomocí 3D tisku, a výstupy validovat pomocí experimentálního testování.

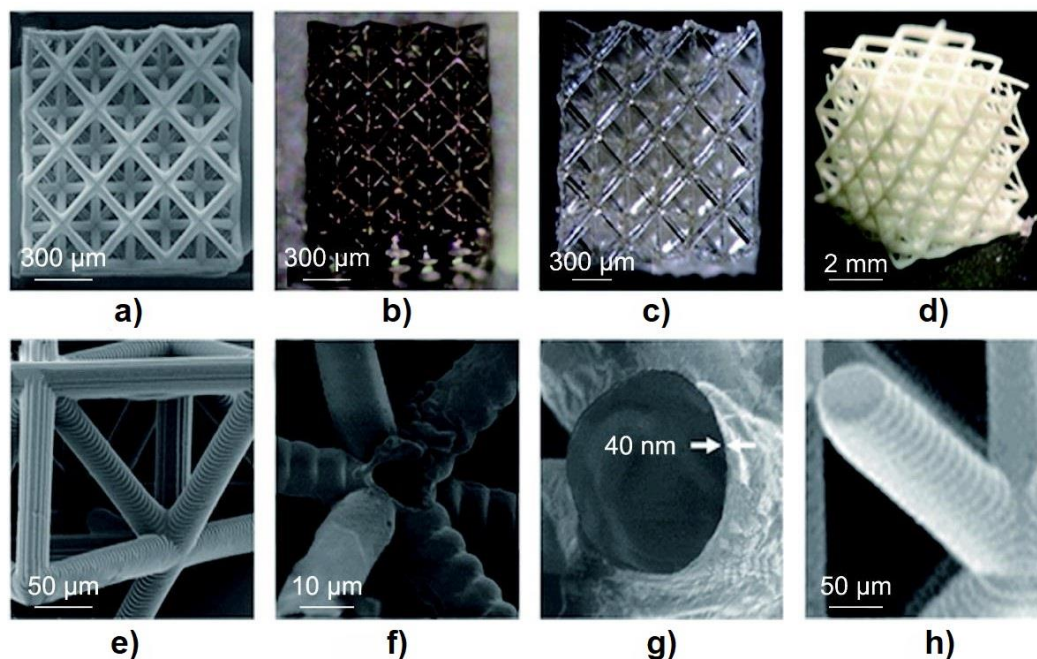
### 2.3 Cíle práce

- 1) Rešerše z oblasti meta-materiálových struktur a únavového porušování kovových struktur vyrobených 3D tiskem.
- 2) Definovat a vytvořit modelovou meta-materiálovou strukturu vhodnou pro testování při cyklickém zatěžování s cílem vyvolat porušení v předem stanoveném místě.

- 3) Naladit geometrické parametry vytvořené struktury tak, aby její mechanické zkoušení bylo prakticky proveditelné na daném zkušebním stroji a byla umožněna zpětná analýza únavových charakteristik.
- 4) Analyzovat vliv geometrie buněk a lokální geometrie v oblasti predikovaného porušení na deformačně-napěťový stav v nebezpečném místě s cílem identifikovat parametry pozitivně a negativně ovlivňující únavové porušení.
- 5) Srovnat výstupy výpočtového modelování s experimentálním pozorováním na struktuře připravené 3D tiskem a stanovit únavové charakteristiky umožňující alespoň hrubou predikci porušení u jiné, libovolně zvolené struktury.

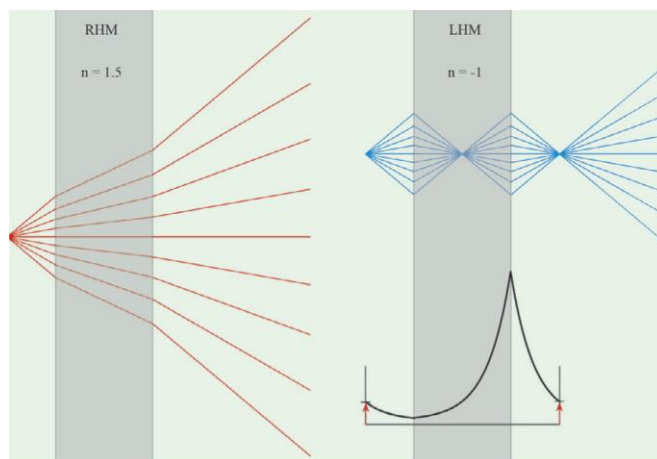
### 3 Metamateriály

Metamateriály jsou uměle vytvořené materiály s unikátními vlastnostmi, které se u běžných přírodních materiálů nevyskytují. Jejich jedinečnost nespočívá v chemickém složení materiálu, ze kterého jsou vyrobeny, ale především v jejich uměle vytvořené struktuře [1]. Struktura metamateriálu je specifická tím, že má periodické uspořádání základních buněk, díky čemuž může struktura jako celek vykazovat odlišné elektromagnetické, mechanické či akustické vlastnosti od konvenčních materiálů [2]. Tato práce je zaměřena na mechanické metamateriály (Obr. 3.1).



Obr. 3.1: Struktury typu „octet-truss“ zobrazené pomocí rastrovacího elektronového mikroskopu. a) S plnostěnnými trámečky z polymeru, b) s dutými trámečky z kovového filmu Ni-P, c) s dutými trámečky z aluminy, d) s plnostěnnými trámečky z aluminy. e) – f) Detaily struktur ve stejném pořadí [3].

Jednou z vlastností takové struktury může být například negativní index lomu  $n$  (Obr. 3.2). To vyvolá při průchodu elektromagnetické vlny metamateriálem neobvyklé ohýbání světla, které se bude pohybovat opačným směrem, než jaký by byl očekáván u běžného materiálu [4]. Tato vlastnost umožnila vznik tzv. superčoček, které dokážou zobrazovat detaily menší, než je vlnová délka světla [5]. Podobně fungují akustické metamateriály, které umožňují manipulaci se zvukovými vlnami, což může být využito například v oblasti tlumení hluku [6].



Obr. 3.2: Kladný (vlevo) a negativní (vpravo) index lomu  $n$  [4].

V této práci bude kladen důraz na mechanické metamateriály. Takové materiály mohou vykazovat například záporné Poissonovo číslo  $\mu$ , což znamená, že při natahování se materiál rozšiřuje místo očekávaného zužování [1]. Další zajímavou vlastností může být téměř nulový modul pružnosti ve smyku  $G$  [1].

Tyto neobvyklé vlastnosti vedly k vývoji pokročilých čoček, optických zařízení a efektivnějších antén, stejně jako k výzkumu neviditelných plášťů schopných skrýt objekty před detekcí elektromagnetickými či akustickými vlnami. Ačkoli je vývoj metamateriálů stále v rané fázi, již nyní hraje klíčovou roli v nejmodernějších technologických inovacích.

### 3.1 Historie metamateriálů

První koncept metamateriálů byl navržen ruským fyzikem Viktorem Veselagem v roce 1968, když zkoumal materiály se současně zápornou permitivitou  $\epsilon$  a permeabilitou  $\mu$  a jejich vliv na rušení elektromagnetických vln. Experimentální ověření materiálů s takovými vlastnostmi však proběhlo až o několik desetiletí později. [6; 5]

V roce 1996 John B. Pendry a jeho kolegové zjistili, že je možné při periodickém uspořádání měděných drátů do specifické geometrie, vytvořit materiál se zápornou permitivitou  $\epsilon$ . V roce 1999 výzkum prohloubil zjištěním, že s obdobnou strukturou štěrbinových kroužkových rezonátorů, může materiál vykazovat zápornou permeabilitu  $\mu$ . V roce 2001 David Smith tyto uměle vytvořené materiály zkombinoval a experimentálně prokázal existenci materiálu se záporným indexem lomu  $n$ . [5]

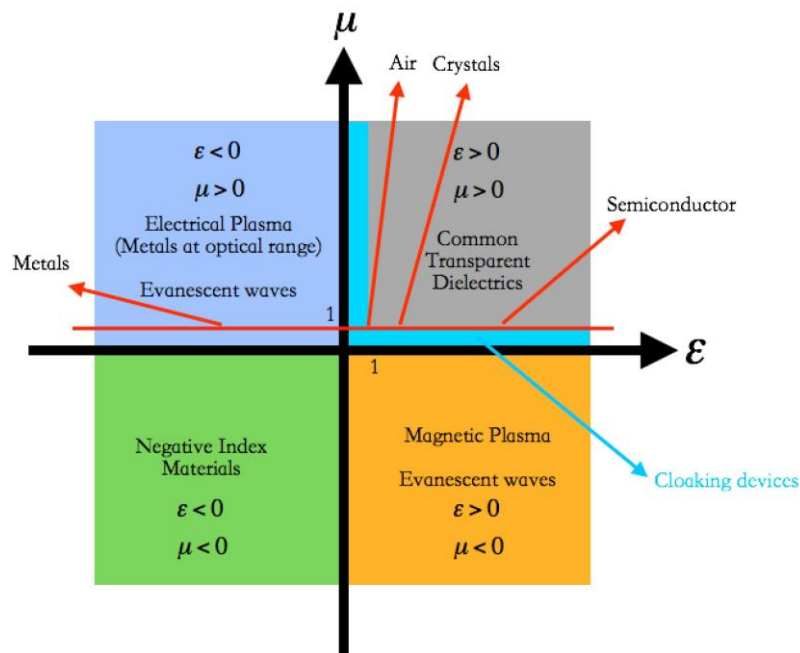
Tento objev nastartoval vlnu vědeckých výzkumů v oblasti metamateriálů, které měly hrát roli především v praktických aplikacích. V roce 2002 byly tyto materiály využity americkou nadnárodní společností Lucent Technologies zabývající se telekomunikačními zařízeními, pro konstrukci rezonančních antén. V roce 2005 je poté využili k dosažení neobvyklých elektromagnetických vlastností a v roce 2017 byly metamateriály komerčně využity v satelitních anténách. [6]

Metamateriály jsou v dnešní době v oblasti vědy obrovským tématem a díky pokroku v technologiích je možné přejít od teoretického a experimentálního výzkumu k praktickým využitím.

### 3.2 Elektromagnetické metamateriály

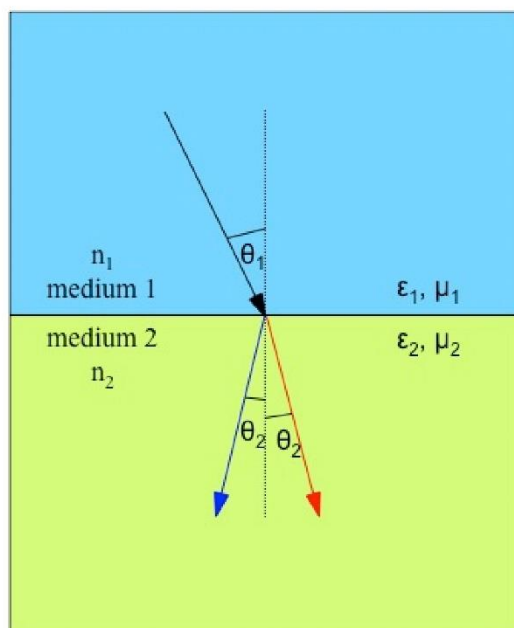
Elektromagnetické materiály je možné z hlediska permeability  $\mu$  a permitivity  $\epsilon$  rozdělit do 4 kategorií (Obr. 3.3) [7]:

- 1) Permitivita  $\epsilon$  i permeabilita  $\mu$  jsou kladné. Do této skupiny patří většina nevodivých materiálů jako je vzduch či voda, ale také polovodiče.
- 2) Permitivita  $\epsilon$  je záporná a permeabilita  $\mu$  je kladná. Zde patří kovy.
- 3) Permitivita  $\epsilon$  je kladná a permeabilita  $\mu$  je záporná. Typickým zástupcem je magnetický fotonický krystal.
- 4) Permitivita  $\epsilon$  i permeabilita  $\mu$  jsou záporné. Zde se jedná o metamateriály, kterým se říká „levotočivé“, což znamená, že mají negativní index lomu.



Obr. 3.3: Kategorie elektromagnetických materiálu z hlediska permeability  $\mu$  a permitivity  $\epsilon$  [7].

Záporná permitivita  $\epsilon$  a permeabilita  $\mu$  vede k negativnímu indexu lomu  $n$ , což způsobuje, že se světlo při vstupu do materiálu ohýbá opačným (stejně velkým) směrem, než je běžné u konvenčních materiálů [6; 5; 7]. U konvenčních materiálů tvoří vektor elektrického pole, magnetického pole a vlnový vektor pravotočivý souřadný systém, zatímco u elektromagnetických metamateriálů tvoří levotočivý souřadný systém [5]. To znamená, že fáze vlny má obrácený směr šíření při zachování směru toku energie [5]. Tato vlastnost našla uplatnění v optických aplikacích, jako jsou například tzv. superčočky, které umožňují zobrazovat detaily menší než vlnová délka světla [4; 7]. Další aplikace zahrnují radarové absorbery či antény, které jsou schopny skenovat do neobvyklých směrů [7].



Obr. 3.4: Lom elektromagnetické vlny na rozhraní mezi 2 médii s různým indexem lomu  $n$ . Červená (resp. modrá) šipka zobrazuje lom při průchodu do média s kladným (resp. záporným) indexem lomu [7].

Další zajímavé jevy spojené s obráceným šířením vln jsou zpětný Dopplerův jev či zpětný Čerenkovův efekt. U zpětného Dopplerova jevu se u přibližujícího se zdroje zvuku frekvence snižuje (místo obvyklého zvýšení) a u vzdalujícího se zdroje zvuku se frekvence zvyšuje (místo obvyklého snížení). Zpětný Čerenkovův efekt znamená, že nabitá částice pohybující se prostředím rychlostí vyšší než rychlost světla, vyzařuje světlo do kuželu, který směřuje proti pohybu částice (namísto šíření kuželu ve směru jejího pohybu). [5]

### 3.3 Akustické metamateriály

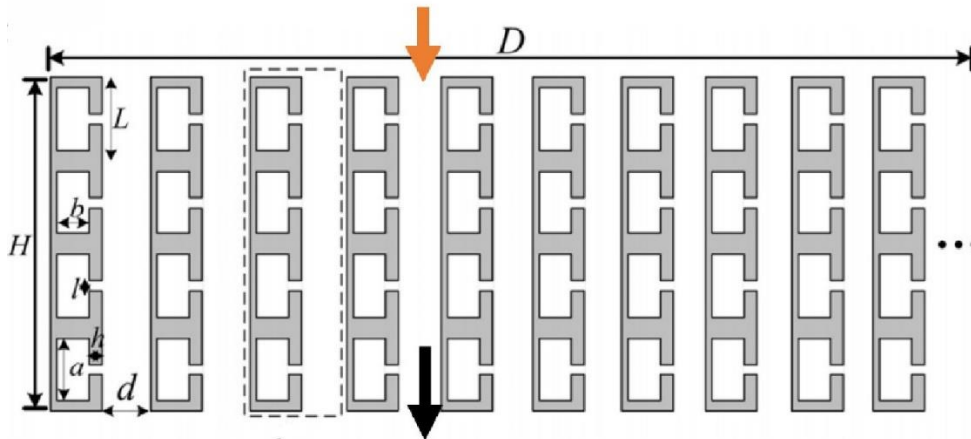
Akustické metamateriály umožňují kontrolovat šíření zvukových vln a vibrací díky záporné hmotnostní hustotě  $\rho$  nebo zápornému objemovému modulu  $K$  [8]. Těchto unikátních vlastností je využíváno například v seismické ochraně, akustickém maskování, tlumení vibrací či u zobrazování a bezdrátovém přenosu energie [6; 8]. Akustické metamateriály jsou obvykle vyrobeny ze dvou či více materiálů, které mají odlišnou hmotnostní hustotu a objemový modul [6]. Dle [6] jsou tyto materiály rozděleny do tří hlavních kategorií:

- Fononické krystaly,
- rezonátorové struktury,
- struktury založené na prostorovém vinutí.

Vývoj těchto metamateriálů souvisí s výzkumem elektromagnetických metamateriálů, protože lze objemový modul považovat za analogii magnetické permeability a hmotnostní hustotu za analogii elektrické permitivity [8]. Stejně jako u elektromagnetických metamateriálů je i zde využíváno záporného indexu lomu, což umožňuje dosáhnout vysokého rozlišení, díky čemuž

je například možná detekce ranných stádií nádorů [9]. V oblasti zdraví je další využití u potlačení hluku [10].

Jednou z aplikací v oblasti pasivního potlačení hluku jsou například metapovrchy využívající Helmholtzovy rezonátory, které umožňují precizní řízení fázového posunu zvukových vln pomocí přizpůsobení struktury rezonátorů. Helmholtzovy rezonátory jsou uspořádány do polí, která umožňují manipulaci s dopadajícími zvukovými vlnami a jejich přeměnu na povrchové vlny či odražené vlny pod libovolným úhlem. Díky tomu je získáno široké frekvenční pásmo, vysoký přenosový koeficient a dobré impedanční přizpůsobení. [10; 11]



Obr. 3.5: Komplexní akustický metapovrch s Helmholtzovými rezonátory a jednou šěrbinou. Oranžová šípka - dopadající vlna, černá šípka - prošlá vlna. [10]

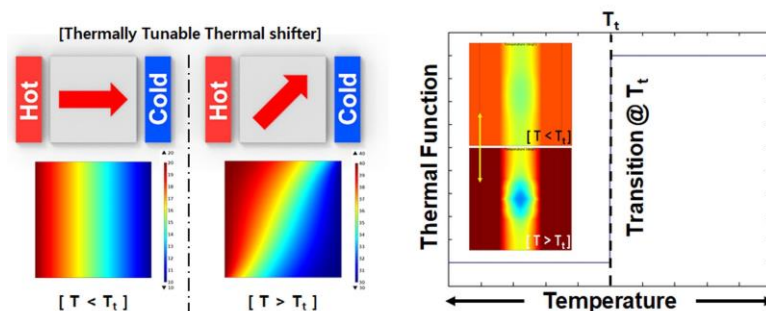
Pokroky v oblasti aditivních technologií dovolují výrobu složitějších struktur s vyšší přesností při nižších nákladech, díky čemuž se aplikace těchto metamateriálů v praxi stává dostupnější [10]. V současné době se výzkum v oblasti akustických metamateriálů zaměřuje na efektivní manipulaci zvuku v širokém frekvenčním rozsahu, což je jedním z omezení metapovrchů [10].

### 3.4 Termální metamateriály

Termální metamateriály dokážou manipulovat s tepelným přenosem v uměle vytvořených strukturách měnících tepelnou vodivost materiálu [12; 13]. Využívá se transformační termodynamiky a geometrické transformace [12]. V termálních metamateriálech je dosahováno unikátních tepelných vlastností, díky kterým je možné řídit teplo v mikroelektronice, energetice, letectví a dalších aplikacích [12].

Tyto materiály jsou specifické tím, že mohou vykazovat koncentraci tepla, tepelnou ochranu nebo selektivní izolaci [13]. K získání takových vlastností jsou kombinovány materiály s různými tepelnými vlastnostmi, například bimetalické struktury, materiály s pamětí tvaru (reagující na teplotní změny) nebo třeba vanadový oxid VO<sub>2</sub>, který mění své vlastnosti při přechodu mezi kovovým a izolačním stavem [13].

Jednou z aplikací může být například laditelný termální posunovač, který se při teplotě nižší, než je kritická teplota chová jako běžný materiál a při teplotě vyšší, než je kritická teplota povede teplo daným směrem (Obr. 3.6) [13].



Obr. 3.6: Návrh jednotkových buněk jako laditelných termálních posunovačů, které umožňují funkci „zapnuto-vypnuto“ při kritické teplotě. Jednotkové buňky fungují jako jednotný kontinuální materiál pod kritickou teplotou. Když teplota stoupne nad kritickou teplotu, jednotkové buňky se stávají termálními posunovači, které poskytují nakloněné úhly přenosu tepla [13].

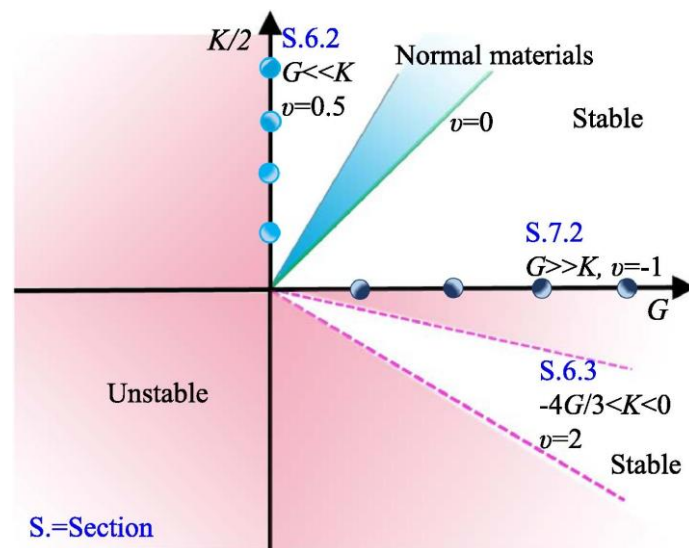
### 3.5 Mechanické metamateriály

Mechanické metamateriály se při zatížení chovají zcela odlišně od běžných materiálů, a to díky své speciálně navržené struktuře. Jedním z klíčových parametrů je Poissonův poměr, který udává, jak se materiál deformuje v příčném směru při podélném zatěžování, tedy  $\nu = -\frac{\varepsilon_y}{\varepsilon_x}$ , kde  $\varepsilon_y$  značí přetvoření ve směru příčném a  $\varepsilon_x$  přetvoření ve směru podélném (ve směru zatížení) [2]. U běžných materiálů s kladným Poissonovým poměrem dochází při natahování vzorku v jednom směru ke zúžení ve směru kolmém [6]. Mechanické metamateriály se záporným Poissonovým poměrem (nazývané auxetické materiály) však vykazují roztažení/zúžení ve všech směrech [6].

Reakce těchto materiálů na mechanické zatížení je určena specifickými deformačními mechanismy. Mezi nejčastější patří reentrantní struktury, které se při natahování rozšiřují, chirální struktury, které vykazují speciální torzní odezvu a fibrilární či nodulární sítě, které poskytují vysokou flexibilitu při zachování mechanické stability [14]. Kromě těchto mechanismů, existují také metamateriály s programovatelnými deformacemi a struktury využívající řízené boulení, které jsou založené na „skládacím Miura mechanismu“ [14]. Některé z těchto mechanismů jsou představeny v kap. 3.5.2.

K popisu mechanického chování slouží klasická teorie pružnosti a Hookův zákon. Napětí a deformace jsou obecně spojeny s elastickými konstantami. Jsou to: Youngův modul pružnosti  $E$ , který charakterizuje tuhost materiálu při tahovém a tlakovém zatížení, modul pružnosti ve smyku  $G$  popisující odpor materiálu vůči smykovým deformacím, objemový modul pružnosti  $K$ , který souvisí se stlačitelností materiálu a již zmíněný Poissonův poměr  $\nu$  [1]. U mechanických metamateriálů je dosahováno neobvyklých hodnot těchto parametrů, jako je například téměř nulový smykový modul nebo záporná tuhost a v Miltonově  $K$ - $G$  mapě (Obr. 3.7) je možné sledovat provázanost těchto parametrů a postavení metamateriálů vůči tradičním materiálům [1]. Díky těmto vlastnostem se otevírá spousta nových možností

v leteckém, automobilovém, strojírenském průmyslu či ve stavebnictví, architektuře nebo v biomedicíně [6; 1].



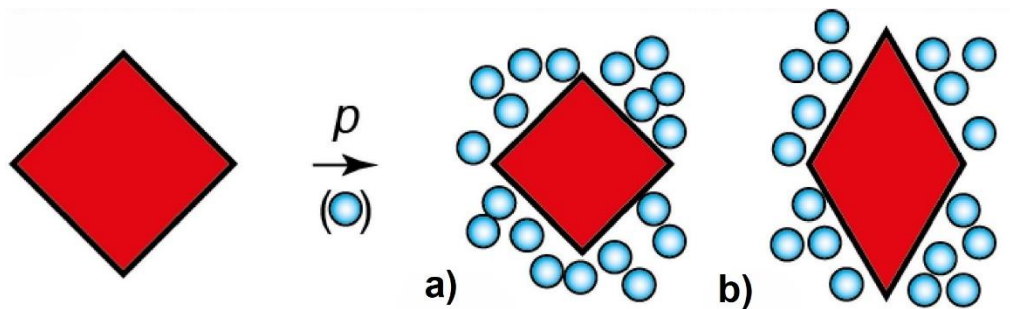
Obr. 3.7: Miltonova  $K$ - $G$  mapa [1].

### 3.5.1 Hlavní elastické konstanty

**Youngův modul  $E$**  je jednou z klíčových elastických konstant popisujících tuhost materiálu při deformaci v tahu/tlaku. Tradiční materiály mají pevně danou hodnotu Youngova modulu, která je daná materiálovými vlastnostmi. U mechanických metamateriálů závisí hlavně na vnitřní geometrii a topologii (např. velikost a uspořádání buněk) [1]. Díky tomu je možné ladění tuhosti materiálu pro konkrétní aplikace. Významnou vlastností metamateriálů může být vysoký Youngův modul při nízké hustotě, čímž můžou nacházet využití v aplikacích, kde je potřeba vysoká pevnost a lehkost (např. letecký průmysl) [14]. Tuhost materiálu může být dynamicky měněna také v závislosti na vnějších vlivech, jako je tlak, teplota či magnetické pole. Této vlastnosti je využíváno v absorpci vibrací a tlumení zvuku [1].

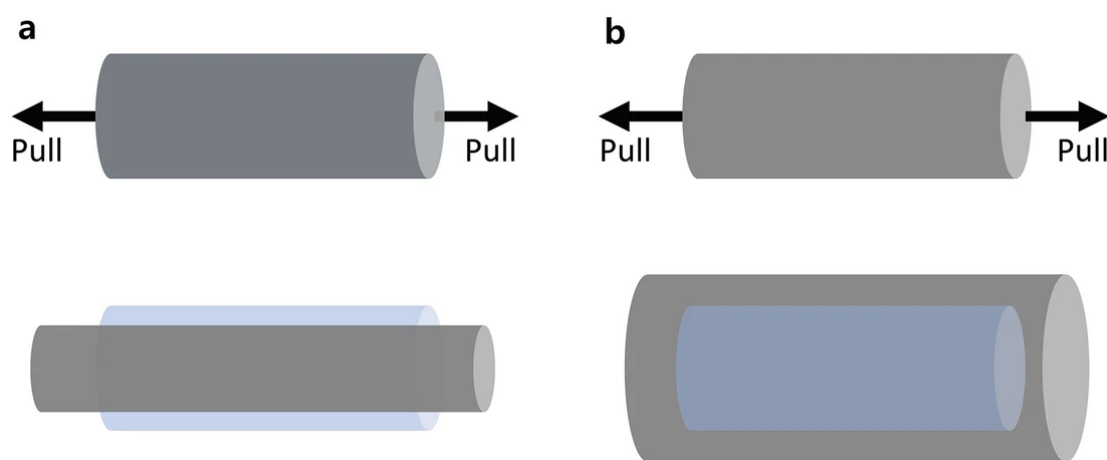
**Smykový modul  $G$**  se využívá k popisu chování materiálu při působení smykových sil. U metamateriálů lze tento parametr dostat do extrémních případů, jako jsou jeho téměř nulové či záporné hodnoty [2]. Izotropní auxetické struktury můžou vykazovat vyšší smykovou tuhost než běžné materiály [1]. Takové struktury se v Miltonově  $K$ - $G$  mapě nacházejí na vodorovné ose v pravém horním kvadrantu (Obr. 3.7). V jiném případě může být smykový modul mizivý oproti objemovému modulu [1]. Takovým strukturám se říká pentamódní struktury a ty se chovají podobně jako kapalina, ve smyslu, že je velmi obtížné je stlačit a snadno podléhají smykové deformaci [1]. V Miltonově  $K$ - $G$  mapě se nacházejí na svislé ose v pravém horním kvadrantu (Obr. 3.7).

**Objemový modul  $K$**  vyjadřuje odpor materiálu vůči stlačení. Metamateriály mohou vykazovat zápornou kompresibilitu, což znamená, že při stlačení dochází místo smršťování k rozpínání (Obr. 3.8) [1]. Hodnota objemového modulu se v těchto případech nachází v rozpětí  $-\frac{4}{3}G < K < 0$  [1]. Materiály s takovou hodnotou objemového modulu se nacházejí v pravém dolním kvadrantu na Miltonově  $K$ - $G$  mapě (Obr. 3.7).



Obr. 3.8: Mechanická odezva na hydrostatické zatížení vzorku s a) kladnou objemovou stlačitelností, b) zápornou objemovou stlačitelností [1].

**Poissonův poměr  $\nu$**  popisující vztah mezi podélnou a příčnou deformací u běžných kovových materiálů nabývá hodnot mezi 0,25 a 0,33 [1]. U mechanických metamateriálů může být Poissonův poměr nulový, negativní a také programovatelný [2]. Mechanické metamateriály s negativním Poissonovým poměrem se při natažení rozšiřují místo toho, aby se zúžovaly (Obr. 3.9) [6]. Typickými auxetickými strukturami jsou reentrantní, chirální či origami-inspirované struktury [14]. Tyto struktury jsou odolnější vůči praskání, díky lepšímu rozkladu napětí, a také vykazují lepší schopnost pohlcování energie, čehož se využívá například u nárazových absorbérů [1]. Důležitou skupinou auxetických metamateriálů jsou struktury s programovatelným Poissonovým poměrem, kde dochází k přecházení mezi kladnými a zápornými hodnotami v závislosti na směru zatížení nebo na vnějších podmínkách [1]. Tyto adaptivní struktury je možné využívat například v robotice nebo biomechanice [1].

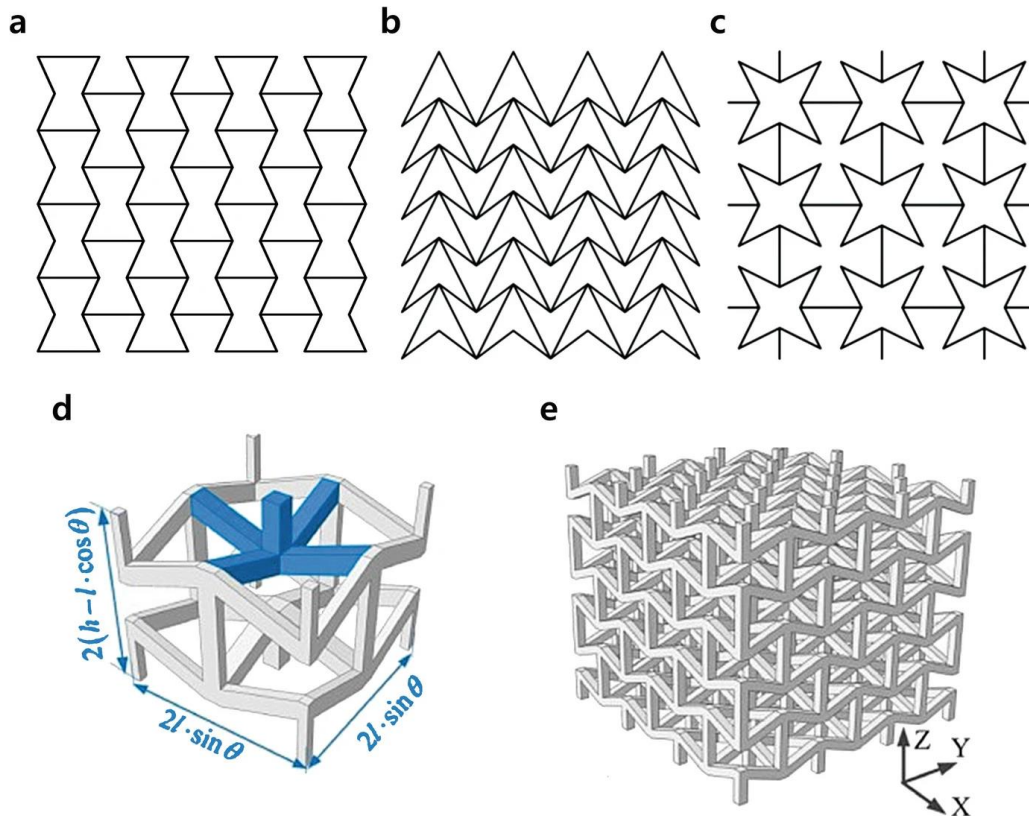


Obr. 3.9: Tahové zatížení vzorku s a) kladným Poissonovým poměrem, b) záporným Poissonovým poměrem [14].

### 3.5.2 Vybrané deformační mechanismy

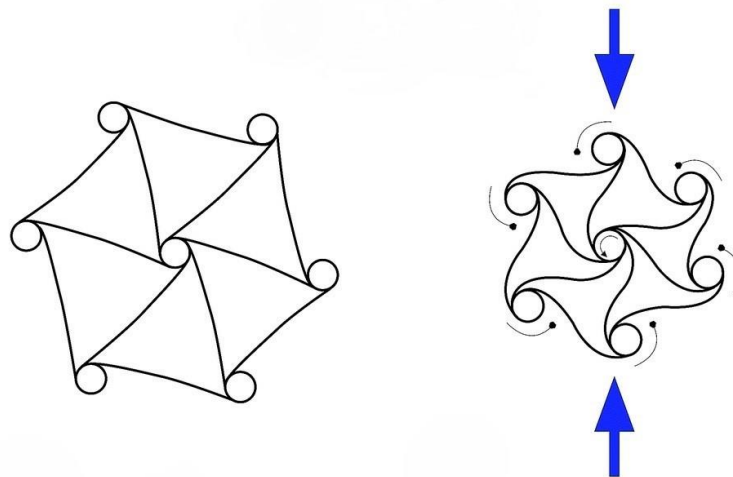
**Reentrantní struktury** jsou nejčastěji využívanými metamateriálovými strukturami, které vykazují negativní Poissonův poměr a díky tomu vyšší pevnost a tuhost ve srovnání s konvenčními materiály [14]. Jak je vidět na Obr. 3.10, tyto struktury jsou složeny z pole základních buněk, které mohou mít různé geometrické specifikace. Základní buňky jsou častokrát spojeny pomocí neutrálních žebér nepatřících do původní buňky, které mohou

umožňovat zatížení struktury ve více směrech [14]. Velkou výhodou reentrantních struktur je vysoká poréznost a nízká hustota, a tím pádem nízká hmotnost [15]. Struktury mohou být 2D (Obr. 3.10 a-c), ve smyslu, že je geometrie struktury vytvořena v rovině a je jí dodána tloušťka nebo 3D (Obr. 3.10 d, e), kdy je geometrie už velmi komplexní a nelze tyto struktury vyrábět jinak, než aditivní technologií.



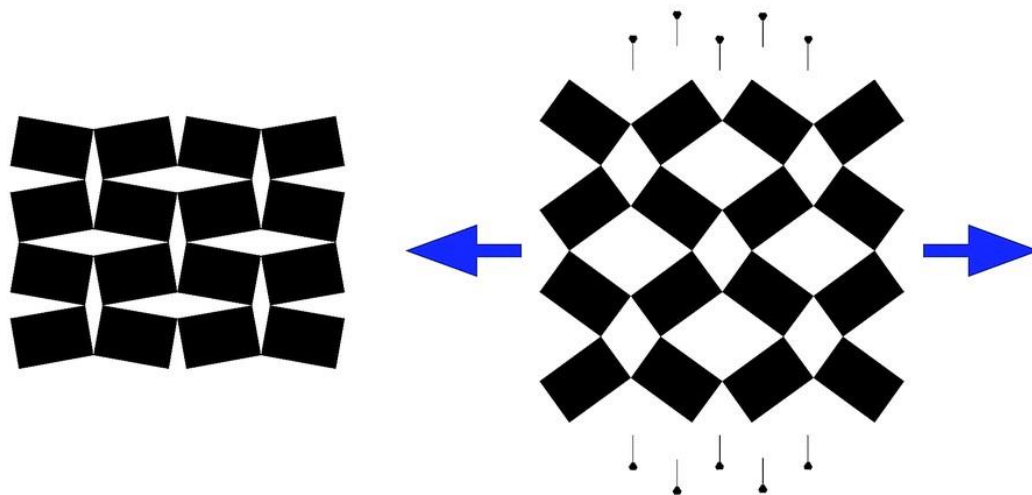
Obr. 3.10: 2D Reentrantní auxetické struktury: (a) bowtie honeycomb, (b) triangular re-entrant, (c) re-entrant star structure. (d) Základní buňka 3D reentrantní auxetické struktury. (e) 3D reentrantní auxetická struktura [14].

**Chirální struktury** jsou specifickou třídou mechanických metamateriálů, které mají stejně jako přechozí skupina negativní Poissonův poměr. Základní jednotkou těchto struktur je válec, který je tangenciálně připojen k ostatním jednotkám pomocí žebíř [14]. Válcové jednotky po tlakovém zatížení rotují a tím dochází ke skládání struktury, což vede k auxetickému chování (Obr. 3.11) [15]. Chirální struktury lze rozdělit podle uspořádání jednotek a směru rotace na trichirální, anti-trichirální, tetrachirální, anti-tetrachirální a hexachirální [14]. Rozdíl mezi chirální a anti-chirální strukturou je takový, že sousední jednotky chirální struktury při mechanickém namáhání rotují ve stejném směru, kdežto u anti-chirální struktury rotují rozdílně, což může vést k odlišným mechanickým vlastnostem [14]. Klíčové vlastnosti chirálních struktur jsou stabilní Poissonův poměr v širokém rozsahu deformací a vysoká anizotropie, díky které je možné přizpůsobení mechanických vlastností pro konkrétní požadované aplikace [15].



Obr. 3.11: Deformace hexachirální buňky [15].

**Rotační struktury** patří do skupiny významných mechanických metamateriálů vykazujících auxetické chování. Struktury s rotačním mechanismem tvořené tuhými jednotkami byly nejprve popsány se čtvercovými jednotkami, které v ideálních případech vykazují konstantní Poissonovo číslo  $\nu = -1$ , tzn. při zatížení se roztahují do 2 vzájemně kolmých směrů a zachovávají při tom poměr stran [15]. Dále byly zkoumány obdélníkové, trojúhelníkové, kosočtvercové či rovnoběžníkové jednotky. Struktury jsou díky různým typům jednotek schopny vykazovat všechny možné hodnoty Poissonova poměru a tím je možné je precizně ladit na požadované aplikace [14; 15]. Rotační struktury se od jiných auxetických struktur liší hlavně tím, že neobsahují dlouhá tenká žebra, čímž je ulehčena výroba (např. pomocí řezání vzorů do tenkých plechů) [14]. Nevýhodou těchto struktur je vznik lokálních koncentrací napětí v kloubových spojích vedoucích ke snížení životnosti materiálu [14].



Obr. 3.12: Deformace rotační obdélníkové struktury [15].

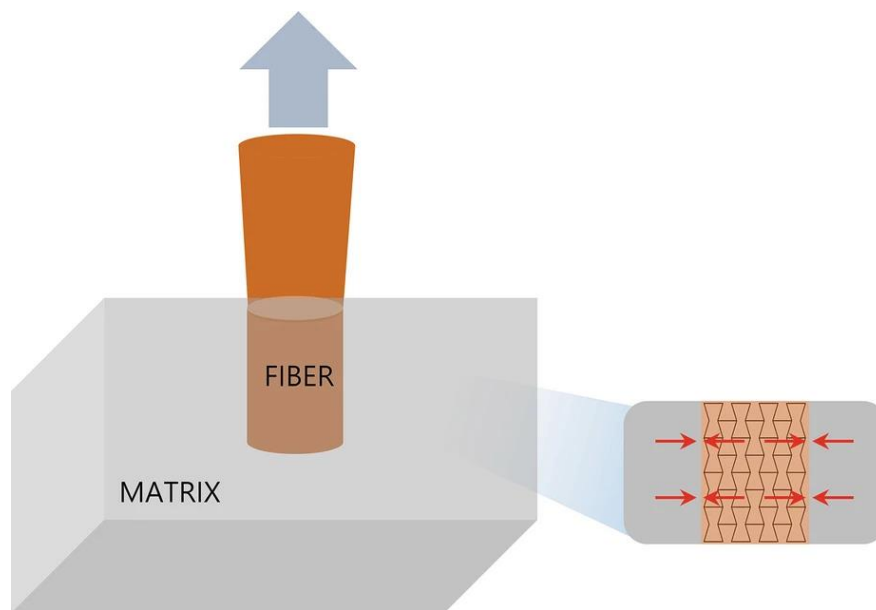
### 3.5.3 Potenciální aplikace mechanických metamateriálů

Jednou z nejvýznamnějších oblastí aplikace auxetických struktur je biomedicína, kde je těchto materiálů využíváno například u tzv. chytrých obvazů. Chytré obvazy při roztažení otevírají póry, čímž zvyšují svoji prodyšnost a zároveň uvolňují léčivé látky do rány [14]. Na podobném principu by mohl fungovat i tzv. chytrý stent, který by se při roztažení v těle přizpůsobil okolní tkáni, přičemž by uvolnil farmaceutické látky [15]. Také v oblasti implantátů a protéz by mohly auxetické materiály přispět ke zlepšení stability, lepšímu spojení s okolní tkání nebo ke snížení rizika uvolnění pomocí struktury, která by imitovala houbovitou kost [1].

V návaznosti na chytré obvazy a stenty je další zajímavou oblastí použití filtrace. Pomocí změny velikosti pórů v závislosti na mechanickém zatížení, je možné konstruovat filtry, které by měly řízené propouštění částic nebo látek, čímž by se mohla zvýšit efektivita filtrace [14].

Další důležitou oblastí jsou tlumicí systémy a ochranné prvky. Sendvičové panely s auxetickými jádry dokážou při nárazu lépe rozložit energii [14]. Konstrukce budou mít přitom nižší hmotnost než klasické plné, tuhé materiály. Toho může být využito například u sportovního vybavení, v helmách a chráničích nebo v automobilech.

U kompozitních materiálů s auxetickým vláknem, kde při natažení materiálu dojde k rozšíření vlákna a tím ke zvýšení odolnosti proti vytažení z matrice, může být využito u spojovacích prvků (Obr. 3.13) [14].



Obr. 3.13: Schéma kompozitního materiálu s auxetickým vláknem, které zvyšuje odolnost proti vytažení při působení tahového zatížení [14].

V literaturách [6], [1], [2], [14], [15] se nacházejí i další možné aplikace, například přizpůsobivé oblečení v textilním průmyslu, řízené uvolňování hnojiv v zemědělství nebo zvýšení citlivosti zařízení v piezoelektrických senzorech. Lze tedy říct, že mechanické metamateriály a zejména auxetické struktury mají obrovský aplikační potenciál, který v dnešní době není zdaleka využit. Spousta nápadů je zatím v experimentální fázi, a i díky rozvoji aditivních technologií je budoucnost těchto materiálů slibná.

## 4 Aditivní výroba kovových struktur

Aditivní výroba (AM) patří v posledním desetiletí mezi revoluční technologie, která naprosto změnila způsob, jakým je přístupováno k výrobě složitých struktur. Aditivní výroba nejprve sloužila pro rychlé prototypování polymerních materiálů, avšak díky možnosti tvorby složitých geometrických tvarů s minimálním odpadem materiálu, se rozšířila také mezi kovové materiály, kde funguje jako efektivní nástroj pro rychlou inovaci a vývoj produktů [16; 17].

Jednou z klíčových vlastností je schopnost produkovat součásti s komplexní vnitřní strukturou s vysokou přesností [16]. Nejprve byly snahy o 3D tisk kovů pomocí laserové práškové metody, ale v moderních technologiích se přešlo spíše na selektivní laserové tavení nebo tisk s pojivem [17]. Díky těmto metodám, které nabízejí vysokou flexibilitu, je v dnešní době možná výroba podle specifických potřeb i v malých sériích, což by bylo kvůli vysokým nákladům dříve nemožné [16].

Aditivní výroba je v souvislosti s výzkumem metamateriálů velkým tématem nejen díky možnosti tvorby složitých struktur, ale také díky nízké spotřebě materiálu a nízkým energetickým nárokům ve srovnání s tradičními metodami výroby [17]. Kvalita takto vyráběných dílů se stále více dorovnává a v některých případech dokonce překračuje kvalitu dílů vyráběných konvenčními metodami, což dokazuje, že bude hrát tento směr v budoucím průmyslovém rozvoji klíčovou roli [17].

V následujících kapitolách budou představeny hlavní metody pro aditivní výrobu kovových struktur, které jsou v nynějším průmyslu nejpoužívanější.

### 4.1 Technologie tavení práškového lože (Powder Bed Fusion)

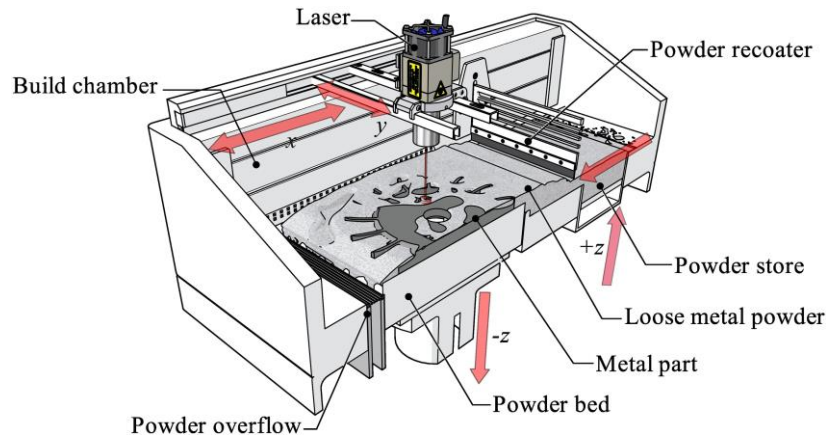
Technologie tavení práškového lože patří k nejrozšířenějším metodám aditivní výroby kovových struktur. Princip této metody spočívá v postupném nanášení tenkých vrstev kovového prášku, který je následně taven tepelným zdrojem (např. laserem nebo elektronovým paprskem) a poté je ochlazen, čímž vznikne zpevněná struktura [16]. Aby materiál neoxidoval, probíhá výroba ve speciální komoře s inertní atmosférou [18]. Konečné vlastnosti vyráběných dílů jsou ovlivněny kvalitou prášku, použitou technologií a také samotným procesem tavení [18]. Dle použitého tepelného zdroje jsou nejpoužívanější metody Selective Laser Melting (SLM) a Electron Beam Melting (EBM).

#### 4.1.1 Selektivní laserové tavení (Selective Laser Melting)

Selektivní laserové tavení je aditivní výrobní technologie využívající laser k tavení kovového prášku, který je postupně nanášen vrstvou po vrstvě [16]. Pomocí této technologie jsou vytvářeny komplexní 3D struktury, jako jsou metamateriály. Tato metoda je využívána v případech, kde jsou vysoké nároky na přesnost, např. biomedicína, letecký či automobilový průmysl, a to bez nutnosti použití forem nebo nástrojů [19].

Na Obr. 4.1 je vidět schéma klasického stroje na výrobu pomocí SLM metody. Uzavřená komora je udržována na stabilní teplotě s inertní atmosférou (většinou dusíkovou nebo

argonovou), aby se předešlo oxidaci [18]. Před samotným tiskem je do práškové komory umístěn kovový prášek, který je následně rovnoměrně nanášen na pracovní plochu pomocí nanášeče prášku [18]. Po nanesení tenké vrstvy, která se pohybuje v řádu mikrometrů, je prášek taven pomocí laserového paprsku o vysoké intenzitě v oblasti práškového lože, čímž vytvoří pevnou vrstvu [18]. Tento proces se opakuje, dokud není vytvořen celý díl.



Obr. 4.1: Schéma běžného stroje na výrobu pomocí SLM metody [18].

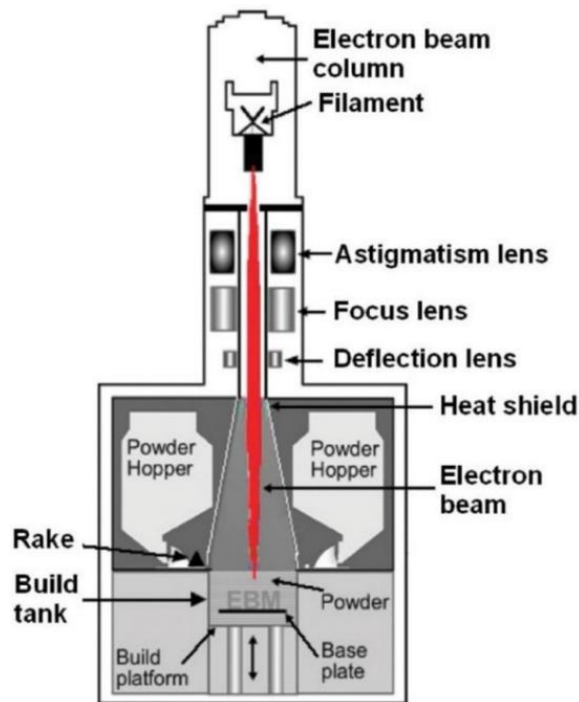
Důležitým faktorem k úspěchu je volba materiálu. U kovových prášků je nutné brát ohled na velikost částic a jejich tvar, protože tyto vlastnosti mají přímý vliv na výslednou kvalitu dílu [19]. Pokud je prášek příliš jemný, může dojít k jeho nesprávné distribuci, což vede ke vzniku děr a tím ke zhoršení kvality výrobku [19]. Dále je nutné volit správnou rychlost skenování, výkon laseru a šířku paprsku [19].

#### 4.1.2 Tavení elektronovým paprskem (Electron Beam Melting)

Tavení elektronovým paprskem pracuje na podobném principu jako SLM s tím rozdílem, že místo laseru je k tavení využíváno vysokoenergetického elektronového paprsku [18]. Materiál je vytvářen vrstvu po vrstvě při vysokých teplotách (vyšších než 1000 °C) ve vakuu při tlaku  $10^{-5}$  mbar [16; 20]. Předehřátím na vysoké teploty se snižuje teplotní gradient a tím i riziko praskání během tavení a vakuum zajišťuje minimální znečištění v průběhu procesu, díky čemuž jsou výrobky velmi kvalitní [20]. Pomocí čoček je paprsek soustředěn do kovového prášku, který po roztavení vytvoří vrstvu vyráběného dílu [16]. Poté klesne platforma o výšku jedné vrstvy, nově nanesený prášek se znovu předehřeje a celý proces se opakuje, než je celý díl hotový. Schéma EBM procesu je vidět na Obr. 4.2 [16].

Mezi výhody EBM patří vysoká rychlost výroby, nižší zbytkové napětí a také nižší smrštění dílu ve srovnání s některými jinými aditivními technologiemi tavení [16]. Dále je možné tvořit složité geometrické struktury a mikrostruktury, což je nezbytné pro tvorbu metamateriálů.

Na druhou stranu, povrch vyráběných dílů je hrubší než u SLM a proces je také náchylný k tvorbě trhlin v důsledku vyššího povrchového napětí [16]. To představuje problém při srovnávání experimentů s modelovou situací, protože při existenci vnitřních trhlin ve struktuře a s nekonstantním průřezem může materiál vykazovat mnohem menší pevnost a únavovou životnost.



Obr. 4.2: Schéma procesu EBM [16].

## 4.2 Technologie řízeného navařování materiálu (Directed Energy Deposition)

Technologie řízeného navařování materiálu je aditivní technologie využívající koncentrovaný zdroj tepla k natavení přídavného materiálu (kovový prášek nebo drát) a jeho nanášení přímo na vyráběný díl [20]. Tato technologie se tak podobá technologii obloukového nebo laserového svařování.

Na rozdíl od SLM a EBM metod, je u této technologie materiál přiváděn přímo do místa tavení, bez nutnosti práškového lože [18]. Díky tomu je možná kromě výroby, také oprava poškozených součástí [20]. Technologie řízeného navařování materiálu se také vyznačuje vysokou rychlostí nanášení materiálu [18]. Nevýhodou je však nižší rozměrová přesnost a kvalita povrchu, a proto je většinou nutné vyrobené díly dále obrábět [18].

Technologie řízeného navařování využívá 4 typy zdrojů tepelné energie [16]:

- plazmový paprsek,
- elektronový paprsek,
- elektrický oblouk,
- laserový paprsek.

V následujících podkapitolách budou představeny 2 systémy – systém s práškovým podáváním a systém s drátovým podáváním.

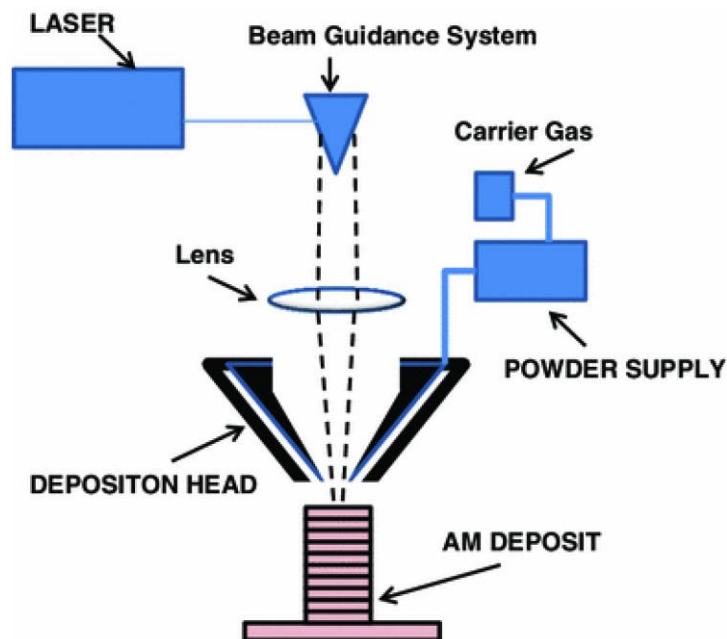
### 4.2.1 Systém DED s práškovým podáváním

Systém DED s práškovým podáváním funguje na principu nanášení kovového prášku přímo do oblasti taveniny, která je vytvářena zpravidla laserem [16]. Existují však i další zdroje tepla vhodné pro tuto metodu, jako je plazmový oblouk, elektronový paprsek nebo elektrický oblouk [20].

Jak je vidět na Obr. 4.3, koaxiální tryska přivádí kovový prášek kolem osy laserového paprsku, čímž je zajištěno rovnoměrné zásobování materiálu [16]. Kovový prášek má obvykle velikost částic 50 až 200  $\mu\text{m}$  a je unášen proudem nosného plynu (většinou argonu) do taveniny, kde se po přilnutí na povrch roztaví a spojí s okolním materiálem [18]. Tloušťka jedné nanesené vrstvy se pohybuje v rozmezí 0,25 až 0,5 mm [18].

Významnou výhodou této metody je možnost nanášet různé typy materiálů v rámci jednoho konkrétního dílu, díky čemuž je možná výroba součástí s různorodými vlastnostmi [18]. Další výhodou je vysoká rychlost výroby, dostupnost a cena materiálu oproti PBF metodám [18].

Pro tvorbu metamateriálů však není tato metoda výhodná. Kvůli velkým rozměrům taveniny je složitá výroba komplexních geometrií, které obsahují vnitřní dutiny či převislé části [18]. Finální úprava povrchu je kvůli hrubší povrchové struktuře často nezbytná a také mezioperační tepelné zpracování je nutné pro snížení často vysokých zbytkových napětí v materiálu [18].



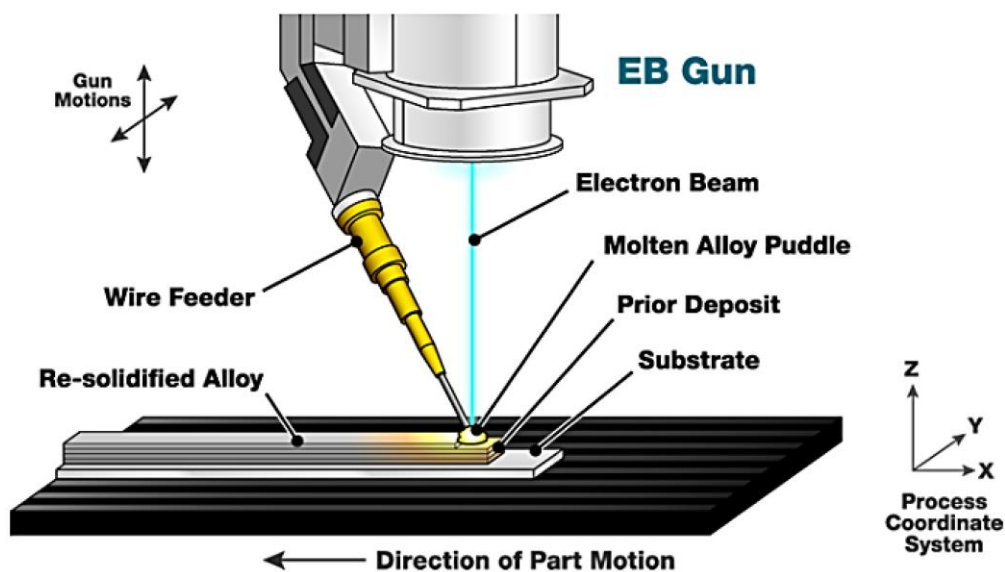
Obr. 4.3: Schéma DED systému s práškovým podáváním [16].

### 4.2.2 Systém DED s drátovým podáváním

Systém s drátovým podáváním je druhou metodou technologie DED, která využívá kovového drátu, většinou o průměru 1-3 mm, jako vstupního materiálu, který je během procesu podáván do oblasti taveniny (Obr. 4.4) [18]. U této metody je nejčastěji využíváno laseru jako zdroje

tepelné energie, ale používá se také elektronový paprsek, plazma nebo elektrický oblouk [16]. Volba typu tepelného zdroje výrazně ovlivňuje vlastnosti výsledného dílu, a to zejména z hlediska stability procesu, kvality výrobku či rychlosti samotného tisku. Celkový princip procesu je pak stejný jako u systému DED s práškovým podáváním [16].

Mezi výhody této technologie patří především vysoká produktivita procesu a téměř stoprocentní využití materiálu, protože nedochází ke ztrátám, jako je to u práškových metod [16]. Náklady na komerční materiály ve formě drátu jsou taktéž nižší než u práškové metody [18]. Tato metoda je hojně využívána na díly, které mají velké rozměry (až do řádu metrů) a stejně jako předchozí metoda se nehodí na výrobu složitých metamateriálových struktur [18]. Nevýhodou je nízká geometrická přesnost a nutnost dodatečného obrábění z důvodu horší povrchové drsnosti [18].



Obr. 4.4: Schéma DED systému s drátovým podáváním a elektronovým paprskem jako tepelným zdrojem [16].

### 4.3 Technologie pojivového tryskání (Binder Jetting)

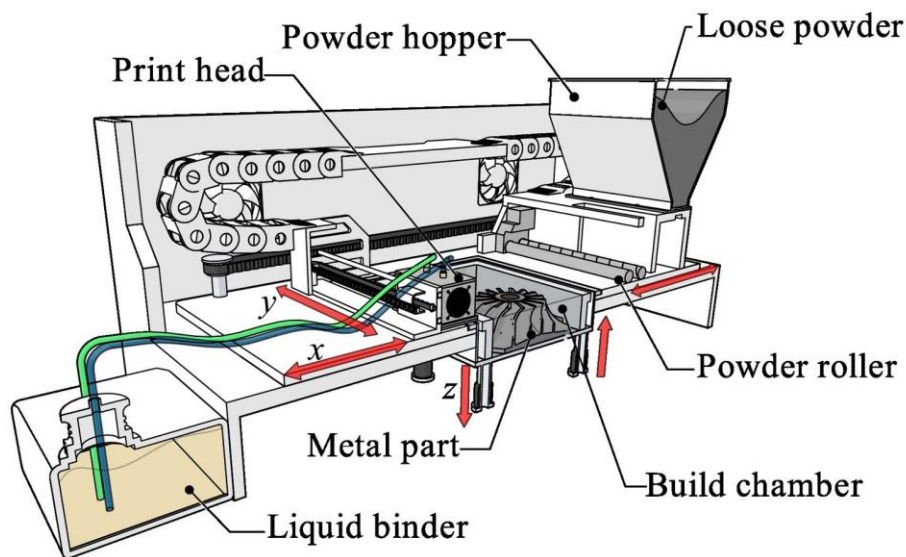
Technologie pojivového tryskání je aditivní výrobní technologie, která je využívána k výrobě slitin mědi, hliníku, niklu, železa, kobaltu, bronzu, keramiky, atd [16]. Tato technologie dokáže zpracovat jakýkoliv materiál, který je k dispozici ve formě prášku. Proces zahrnuje 2 klíčové složky [16]:

- prášek (nejčastěji keramika nebo kov), z něhož je díl vytvářen,
- pojivo, které spojuje práškové částice v každé vrstvě.

Na Obr. 4.5 je vidět typický stroj na technologii pojivového tryskání. Celý proces začíná rozprostřením vrstvy prášku na základnu [18]. Na tento prášek je následně pomocí tiskové hlavy aplikována vrstva tekutého pojiva, která částice prášku spojí [18]. Následně dojde k ohřátí vrstvy pomocí ultrafialové lampy nebo jiného tepelného zdroje a poté se platforma sníží o výšku jedné vrstvy [18]. Celý proces se opakuje až do dokončení celého dílu.

Okolní prášek funguje jako podpora pro vytvářený díl, což snižuje množství odpadu a tím také náklady na materiál [16]. Přebytečný prášek je recyklován a může být použit pro budoucí tisk. Celkově se tato metoda řadí mezi energeticky úsporné a ekologické, protože na rozdíl od předchozích metod nevyžaduje laser či elektronový paprsek [18].

Po vytištění je díl křehký, a proto je nutné provést vytvrzení a dvoufázové slinování. Vytvrzení probíhá ještě, když je díl ponořený v prášku a typická doba vytvrzování je 6-10 hodin při 200-260 °C [18]. První fází slinování se nejprve odstraní pojivo, čímž dojde ke snížení porozity a druhou fází dojde ke zlepšení mechanických vlastností a zvýší se hustota materiálu [18]. Hustota materiálu se však i po slinování pohybuje kolem 92-95 % teoretické hodnoty, což je nižší oproti jiným aditivním metodám [18]. Výsledná povrchová drsnost je však po konečných úpravách velmi nízká a lze dosáhnout hodnot až 1,25  $\mu\text{m}$  [18].

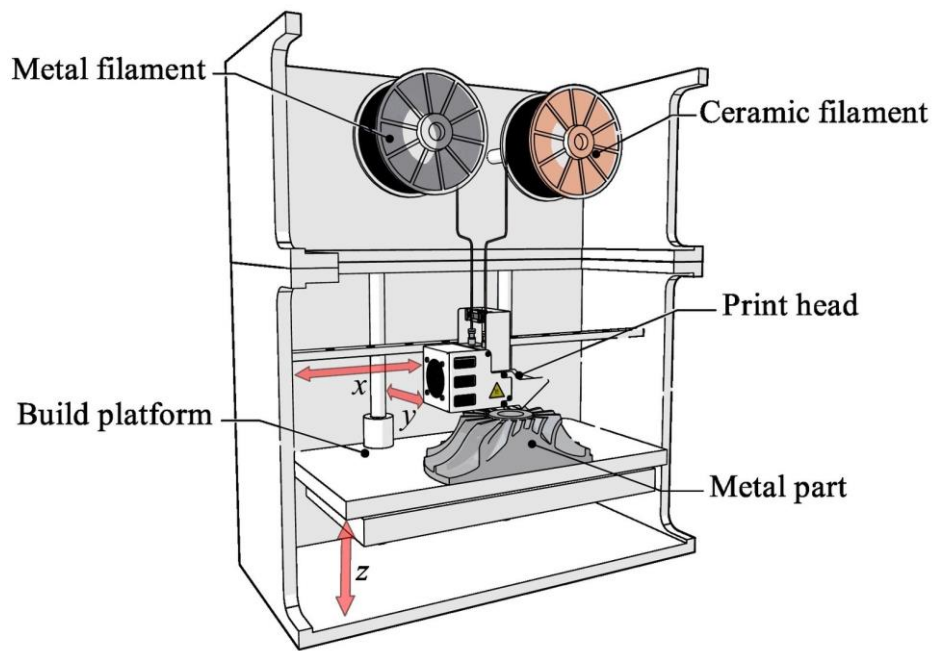


Obr. 4.5: Schéma stroje pro technologii pojivového tryskání [18].

#### 4.4 Extruze materiálu (Material Extrusion)

Extruze materiálu je aditivní technologie, která využívá kovového prášku vázaného polymerem a keramického prášku, který je vnášen mezi díl a podpurné struktury a zlehčuje tak oddělení po tisku [18]. Kovový prášek je pomocí topného elementu uvnitř tiskové hlavy zahříván a extrudován na vyhřívanou desku, kde je díl tvořen postupným vrstvením. Po vytištění je díl křehký a je nutné využít procesu debindování, kde je odstraněna část pojiva v teplovodní lázni [18]. Následně je díl vložen do pece, kde dochází ke slinování, což vede k vytvoření pevných vazeb mezi částicemi kovového prášku a také je redukována porozita [18].

Nevýhodou technologie extruze materiálu je anizotropie dílu, která může vzniknout kvůli vzduchovým mezerám mezi vrstvami [18]. Je nutné zohlednit v jakém směru bude díl zatěžován a vhodně nastavit směr nanášení vrstev. Tato metoda je cenově výhodnější oproti PBF metodě a také energeticky efektivnější, jelikož nevyužívá vysokovýkonné lasery ani elektronové paprsky.



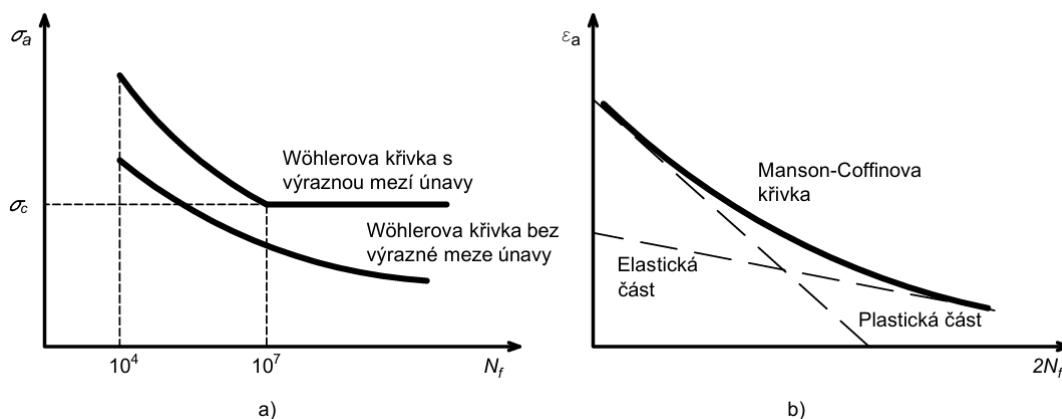
Obr. 4.6: Schéma stroje pro výrobu pomocí extruze materiálu [18].

## 5 Únavové porušování kovových struktur vyrobených 3D tiskem

Únavové porušování je jedním z nejčastějších mechanismů selhání kovových konstrukčních prvků, přičemž až 90 % poruch v inženýrských aplikacích je spojeno s únavou materiálu [20]. V důsledku cyklického zatěžování dochází k postupnému poškozování materiálu, které může vést k iniciaci únavové trhliny, jejímu následnému šíření, a nakonec k finálnímu porušení součásti. Většina materiálů vykazuje z hlediska únavové životnosti tzv. mez únavy  $\sigma_c$ , což je mezní hodnota amplitudy napětí, pod kterou nedochází k iniciaci a šíření trhlin ani po velmi vysokém počtu zatěžovacích cyklů [21].

Podle délky únavového života lze rozdělit únavovou životnost na 3 oblasti [20]:

- Nízkocyklová únava: Životnost dílů nepřekračuje  $10^4$  cyklů. Napětí většinou přesahuje mez kluzu materiálu, což vede ke vzniku plastických deformací [21]. K popisu únavové životnosti v této oblasti se nejčastěji využívá tzv. Manson-Coffinova křivka (Obr. 5.1b), která pracuje s přetvořením. Vztah popisující tuto křivku rozděluje přetvoření na elastickou a plastickou složku a popisuje závislost celkové amplitudy přetvoření na počtu cyklů do porušení. Napěťový přístup by k predikci únavové životnosti nebylo možné použít, protože nebere v úvahu plastické deformace.
- Vysokocyklová únava: Životnost dílů se pohybuje v rozsahu  $10^4$  až  $10^7$  cyklů a je řízena úrovní napětí. Hodnota napětí se pohybuje pod mezí kluzu a dochází pouze k elastickým deformacím [21]. Vysokocyklová únava je často znázorňována pomocí Wöhlerovy křivky (S-N křivky), která vyjadřuje vztah mezi amplitudou cyklického napětí  $\sigma_a$  a počtem cyklů do porušení  $N_f$  (Obr. 5.1a). Tato křivka je obvykle měřena za specifických podmínek cyklického zatěžování, často při nulovém středním napětí. V této práci bude simulována a zkoumána vysokocyklová únava.
- Oblast meze únavy: Životnost dílů překročí  $10^7$  cyklů. Amplituda napětí je nižší než mez únavy a životnost materiálu lze považovat za teoreticky nekonečnou, protože poškození je natolik malé, že k porušení materiálu nedojde ani po vysokém počtu cyklů.



Obr. 5.1: a) Wohlerova křivka, b) Manson-Coffinova křivka. [21]

Dále je možné rozdělit únavový proces do 3 fází [20]:

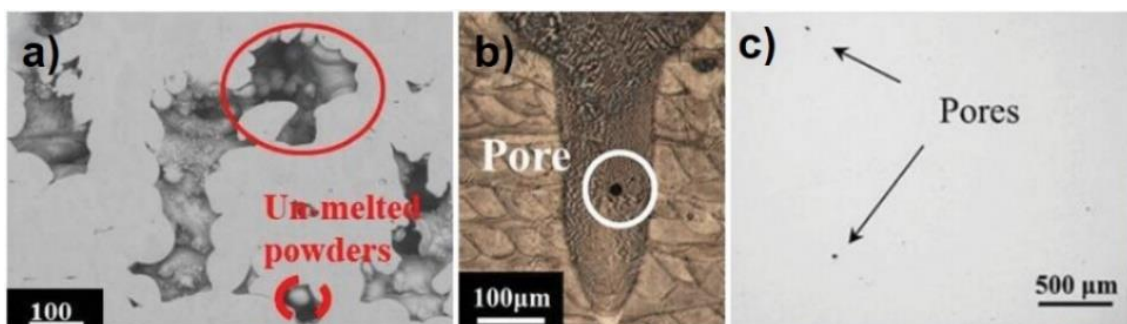
1. Iniciační trhliny: Trhlina vznikne v krystalografických rovinách při dosažení kritické hodnoty smykového napětí.
2. Růst trhliny: Trhlina se šíří stabilně rovinou kolmou k vnějšímu zatížení a je řízena normálovým napětím.
3. Finální porušení: Trhlina se šíří nestabilně po tom, co intenzita napětí v trhlině dosáhne mezní hodnoty lomové houževnatosti materiálu.

## 5.1 Specifika únavového chování aditivně vyráběných kovových struktur

Únavové chování aditivně vyráběných kovových struktur vykazuje v porovnání s konvenčně vyráběnými materiály řadu odlišností. Rozdíly mezi těmito metodami jsou způsobeny specifickými defekty vznikajícími během procesu, především mikrostrukturální heterogenitou, ale také vlivem zbytkových napětí a povrchovou drsností [22]. V následujících podkapitolách budou představeny specifické faktory ovlivňující únavovou životnost kovových materiálů vyrobených aditivními technologiemi, se zaměřením na metodu SLM, která byla použita také pro výrobu experimentálních vzorků v této práci.

### 5.1.1 Vliv procesních defektů na únavovou životnost

Procesní defekty představují jeden z hlavních faktorů ovlivňujících únavové vlastnosti aditivně vyráběných kovových materiálů. Mezi tyto defekty patří například kulovité metalurgické póry vzniklé zachycením plynů v tavenině nebo jejich uvolněním z práškového materiálu (Obr. 5.2c), póry typu „keyhole“ tvořené při odpařování kovu (Obr. 5.2b), kdy tlak nad taveninou stlačuje roztavený kov a vytváří hluboké úzké krátery, a dále póry způsobené nedostatečným spojením (Obr. 5.2a), které vznikají při nízké hustotě dodané energie a vedou k neúplnému roztavení práškového materiálu [20].



Obr. 5.2: Defekty v mikrostruktuře u aditivně vyrobené slitiny: a) nedostatečné spojení materiálu kvůli neúplnému roztavení prášku, b) pór typu "keyhole", c) metalurgické póry [20].

Tyto defekty působí jako místa s výraznou koncentrací napětí, kde dochází k lokálním plastickým deformacím a následnému vzniku únavových trhlin, a proto jsou považovány za hlavní příčinu snížené únavové životnosti u tisknutých dílů oproti konvenčně vyráběným dílům [23].

### **5.1.2 Drsnost povrchu a mechanické úpravy**

Dalším významným faktorem ovlivňujícím únavové vlastnosti je drsnost povrchu, se kterou souvisí i postprocessingové mechanické úpravy. Povrch má u tisknutých dílů ve většině případů horší kvalitu než u těch konvenčně vyráběných, což je způsobeno v důsledku vrstvení a nedokonalého natavení prášku [20]. Tato skutečnost vede ke zvýšené iniciaci trhlin z povrchových nerovností a také ke zvýšenému lokálnímu napětí [20].

Pro zlepšení kvality povrchu se často aplikují různé mechanické úpravy. Nejběžnější metodou je broušení, které efektivně odstraní drsnou vrchní vrstvu materiálu, čímž odstraní mikroskopické povrchové vruby, ve kterých se koncentruje napětí [24]. Dále se využívá obrábění, které taktéž přispívá ke zvýšení únavové životnosti [20].

Další běžně používanou mechanickou úpravou je kuličkování, které nejen mění topografii povrchu, ale zároveň vytváří příznivé tlakové zbytkové napětí v povrchové vrstvě materiálu [24]. Zbytkové tlakové napětí na rozdíl od tahových působí proti šíření trhlin, čímž je zvýšena únavová odolnost [22]. Kuličkování však nemusí být vhodné pro všechny případy, protože se zvyšuje povrchová drsnost, což může negativně ovlivnit životnost materiálu [20].

### **5.1.3 Zbytkové napětí a tepelné úpravy**

Během procesu aditivní výroby dochází vlivem rychlého tavení a tuhnutí materiálu ke vzniku zbytkových napětí. Zbytkové napětí v materiálu lze rozdělit na tahové, které obecně negativně ovlivňuje únavovou životnost, neboť podporuje šíření trhlin a tlakové, které může životnost prodloužit, protože šíření trhlin zabraňuje [22].

Ke snížení nepříznivých zbytkových napětí se využívají tepelné úpravy, jako je například žíhání nebo izostatické lisování za tepla (HIP) [20]. Žíhání efektivně redukuje zbytkové tahové napětí za relativně nízkých teplot. HIP kromě redukce zbytkových tahových napětí také odstraňuje vnitřní pórovitost, a proto je tato tepelná úprava velmi často používána v postprocessingu aditivně vyráběných dílů [20].

### **5.1.4 Orientace tisku a geometrie dílu**

Orientace tisku má taktéž zásadní vliv na výsledné únavové vlastnosti výrobku, protože vnitřní defekty se orientují v závislosti na směru tisku [20]. Díly lze tisknout horizontálně, vertikálně, případně pod úhlem. Nima Shamsaei a Jutima Simsiriwong [22] testovali únavové vlastnosti titanových vzorků a zjistili, že horizontálně tisknuté vzorky, u nichž jsou defekty zarovnané paralelně se směrem zatížení, vykazují až o 60 % vyšší únavovou životnost oproti vertikálně tisknutým vzorkům. Vertikálně tisknuté vzorky mají defekty orientované kolmo ke směru

zatěžování, což pomáhá k iniciaci trhlin [22]. Je však třeba zdůraznit, že ani horizontálně tisknuté díly nedosahují únavové odolnosti srovnatelné s konvenčně vyráběnými součástmi.

Aditivní výroba kovů umožňuje vyrábět velmi složité a propracované tvary, na které by klasické technologie nestačily. Jenže právě tahle výhoda může být zároveň i problémem. Ostré přechody, tenké stěny nebo náhlé změny průřezu totiž často vedou k lokálnímu zvýšení napětí [20]. V těchto kritických místech pak vznikají trhliny. Při návrhu dílů je proto důležité myslet nejen na orientaci tisku, ale i na samotnou geometrii a snažit se vyhnout komplexním tvarům. U metamateriálových struktur, kde jsou komplexní tvary nezbytné pro dosažení požadovaných vlastností, je však využití aditivních technologií prakticky jedinou možnou cestou výroby.

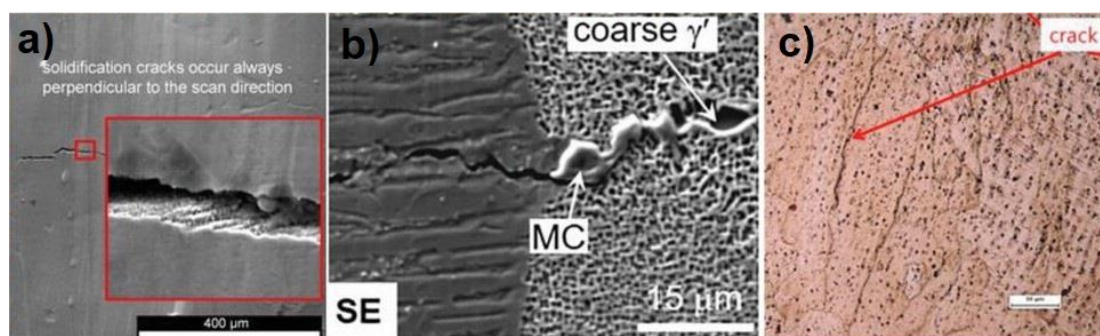
### 5.1.5 Trhliny

Existuje řada různých typů trhlin, které vznikají u tištěného materiálu a negativně ovlivňují mechanické vlastnosti. Nejčastěji se vyskytují tzv. solidifikační trhliny, likvační trhliny a trhliny typu DDC (Ductility-Dip Cracking) [20]. Tyto trhliny vznikají především kvůli vysokým teplotním gradientům během procesu a vnitřnímu napětí [20].

Solidifikační trhliny vznikají v centru tavné lázně při tuhnutí kovu, kde se v důsledku segregace prvků tvoří kapsy s kapalinou, které při smršťování vedou ke vzniku trhlin. Tyto trhliny vznikají především u materiálů s komplexním chemickým složením. [20]

Likvační trhliny vznikají v tepelně ovlivněném okolí tavné lázně, kde dochází během rychlého zahřívání pouze k částečnému roztavení určitých oblastí materiálu. Tvoří se nestabilní kapalně filmy mezi maticí a precipitáty nebo dochází k tavení sekundárních fází, které mají nižší teplotu tání než základní materiál. Výsledkem je vznik tenkých kapalných vrstev, které nedokážou přenášet mechanické zatížení, a tak slouží jako cesty pro šíření trhlin. [20]

Trhliny typu DDC se tvoří v pevném stavu během ochlazování, když materiál ztrácí tažnost v určitém teplotním rozmezí. Tyto trhliny se většinou tvoří podél dlouhých, rovných hranic zrn, kde není dostatek precipitátu, který by bránil jejich šíření. Zárodky vznikají v místech koncentrace zbytkových napětí, jako jsou spojnice hranic zrn. [20]



Obr. 5.3: a) Solidifikační trhlina. b) Likvační trhlina. c) Trhlina typu DDC [20].

## 5.2 Únavové vlastnosti aditivně vyráběného materiálu Ti-6Al-4V

Titanová slitina je díky své vysoké pevnosti hojně využívána v leteckém a zdravotnickém průmyslu. V rámci aditivních výrobních technologií je tato slitina jedním z nejčastěji studovaných a využívaných materiálů spolu s hliníkovými slitinami na bázi Al-Si a nerezovými oceli typu 316L.

### 5.2.1 Mikrostruktura

Slitina Ti-6Al-4V je tvořena fázemi  $\alpha$  a  $\beta$  a jejich poměr určuje mechanické vlastnosti materiálu [23]. Při aditivní výrobě dochází postupným nanášením vrstev k opakovanému zahřívání stejných míst, čímž vzniká nerovnovážná struktura s převládající martenzitickou fází  $\alpha'$  [24]. Taková mikrostruktura vykazuje vyšší pevnost, ale nižší tažnost ve srovnání s konvenčně vyráběnými slitinami. Mechanické vlastnosti jsou u takové struktury anizotropní. Nastavením výkonu laseru a dalších tiskových parametrů lze martenzitickou fází potlačit a vytvořit lamelární strukturu s fází  $\alpha$  [20]. Touto změnou je možné se více přiblížit mikrostruktuře litých slitin Ti-6Al-4V.

### 5.2.2 Vysokocyklová a nízkocyklová únava

U vysokocyklové únavy jsou mechanické vlastnosti Ti-6Al-4V citlivé na velikost a polohu defektů [24]. Nedostatečně sloučené vrstvy, povrchové póry a zvýšená drsnost povrchu koncentrují napětí a tím snižují únavovou životnost.

Vzorky, které po tisku nejsou tepelně ani mechanicky upravované mají typicky větší rozptyl v únavových datech a spodní mez únosnosti je nižší než u odlitků [20]. Vzorky, které jsou mechanicky upravované (zpravidla broušené) a následně podstoupí proces izostatického lisování za tepla, zpravidla vykazují nejlepší únavové vlastnosti [20]. Klíčová je úprava povrchu, protože povrchové vady mají nejvýznamnější vliv na tvorbu trhlin, zatímco vnitřní póry negativně ovlivňují součást až v oblasti vysokocyklové únavy.

V oblasti nízkocyklové únavy je zásadní tažnost materiálu a schopnost plastické deformace. Aditivně vyráběná Ti-6Al-4V sice vykazuje vyšší mez kluzu než odlévaná slitina, na druhou stranu ale vykazuje nižší hodnotu prodloužení [20]. Neupravované díly, které mají nižší tažnost v kombinaci s existujícími defekty nejsou pro nízkocyklovou únavu vhodné. Vzorky, které podstoupí izostatické lisování za tepla mají vyšší tažnost a dosahují lepších hodnot při nízkocyklové únavě.

### 5.2.3 Materiálové parametry

Mechanické vlastnosti tohoto materiálu jsou silně ovlivněny parametry tisku, orientací vrstvení a případným následným tepelným zpracováním. Proto je běžné, že se v literatuře uvádí určitý rozptyl hodnot i pro základní mechanické charakteristiky jako je Youngův modul pružnosti  $E$ , Poissonův poměr  $\nu$ , mez kluzu  $\sigma_y$ , či mez pevnosti v tahu  $\sigma_u$ .

Pro přehlednost jsou v Tab. 5.1 uvedeny hodnoty těchto parametrů získané z vybraných publikovaných zdrojů, které se zabývaly vlastnostmi slitiny Ti-6Al-4V vyrobené metodou SLM. Tyto hodnoty sloužily jako podklad pro tvorbu numerického modelu v praktické části této práce.

Tab. 5.1: Materiálové charakteristiky Ti-6Al-4V.

Zdroj	Youngův modul pružnosti [GPa]	Poissonův poměr [-]	Mez kluzu [MPa]	Mez pevnosti [MPa]
Gong et al. (2015) [25]	84 - 111	-	813 - 1150	978 - 1257
Laskowska et al. (2024) [26]	67 - 80	-	565 - 726	724 - 912
Bartsch et al. (2021) [27]	95 - 120	0,33	900 - 1200	1202
Rafi et al. (2013) [28]	-	-	1143 - 1195	1219 - 1269

Tyto materiálové charakteristiky vykazují poměrně velký rozptyl, což je dáno tím, že ve všech případech šlo o experimenty prováděné na vzorcích bez následné mechanické nebo tepelné úpravy a bylo využíváno různých nastavení tisku. Poissonův poměr se v dostupné literatuře vyskytuje pouze výjimečně, neboť primárně nebývá primárním předmětem experimentálního zkoumání.

### 5.3 Přístupy k odhadu únavové životnosti kovových struktur

V předchozích kapitolách bylo vysvětleno, že únavová životnost u aditivně vyrobených součástí závisí na mnoha faktorech souvisejících s procesem výroby a výslednou mikrostrukturou. Dalším faktorem je charakter zatěžování. Většina únavových parametrů je získaných z jednoduchých tahových či tlakových cyklických experimentálních zkoušek. Jak již bylo zmíněno, aditivně vyráběné součásti však mohou vykazovat anizotropní chování, a proto je vhodné testovat vzorky na různé typy namáhání a při různých směrech stavby [23; 29].

Pro predikci únavového chování existuje několik metod, které se liší podle předpokladů o typu napětíového stavu, mechanismu porušení a složitosti zatížení [29; 30]. Některé pokročilé metody však vyžadují více parametrů získaných pomocí různých typů zkoušek a v této práci nebudou využity. V následujících podkapitolách jsou shrnuty tři běžně používané přístupy.

#### 5.3.1 Predikce pomocí von Misesova redukováného napětí

Jedním z nejběžnějších přístupů je použití redukováného napětí podle von Misesova kritéria (HMH). Tento přístup bere v úvahu multiaxiální zatížení a je vhodný především pro proporcionální napětíové stavy a tvárné materiály [29]. Životnost je predikována pomocí klasické S-N křivky, která je popsána Basquinovou rovnicí:

$$\sigma_a = \sigma_{a,HMH} = \sigma_f(N_f)^b, \quad (1)$$

kde  $\sigma_{a,HMH}$  je amplituda redukovaného napětí dle Misesova kritéria,  $N_f$  je počet cyklů do porušení,  $\sigma_f$  je koeficient únavové pevnosti a  $b$  je exponent únavové pevnosti.

Tento přístup však ztrácí přesnost u komplexního, neproporcionálního zatížení a také u materiálu s křehčím charakterem chování [31]. U aditivně vyráběných kovů s tenkými geometrickými tvary je očekávané spíše křehčí chování, a proto tento přístup nemusí dávat přesné výsledky.

### 5.3.2 Predikce pomocí prvního hlavního napětí

Dalším běžným přístupem k predikci únavové životnosti je využití prvního hlavního napětí  $\sigma_1$ . Tento přístup je vhodný v situacích, kde je selhání iniciováno tahovým napětím [31]. Tato situace je charakteristická pro materiály s vnitřními a povrchovými defekty, jako jsou aditivně vyráběné slitiny. Predikce opět vychází z Basquinova vztahu, přičemž nyní je využita amplituda prvního hlavního napětí  $\sigma_{a,MPS}$ .

$$\sigma_a = \sigma_{a,MPS} = \sigma_f (N_f)^b \quad (2)$$

Jelikož je struktura v této práci zatěžována proporcionalně a je očekáván tahový charakter kritického napětí, tento přístup je preferován a měl by přesněji predikovat únavovou životnost struktury.

### 5.3.3 Přístup kritické roviny

V mnoha případech je zatěžování složitější, a to zejména při neproporcionálním multiaxiálním zatěžování. V tomto případě, jak ukazuje literatura [29] je doporučováno použít pokročilejší přístup, jako je například přístup kritické roviny. Tento přístup je považován za nejpřesnější metodu pro predikci únavové životnosti v komplexních napětíových stavech, kterých je dosahováno právě u aditivně vyráběných struktur [30].

Princip spočívá v hledání roviny uvnitř materiálu, ve které je kombinované působení normálových a smykových napětí největší. Výpočet životnosti se odvíjí od parametru poškození, který je určen dle typu selhání. [29]

Tento přístup vyžaduje více materiálových parametrů než předchozí metody. Kromě S-N křivky je pro tuto metodu nutné znát další materiálové parametry a také data z kombinovaných zkoušek (např. tah/kрут) [31].

Vzhledem k náročnosti metody a ke skutečnosti, že v rámci této práce nebyly všechny tyto parametry pro daný materiál analyzovány, nebyla tato metoda použita, i když by nejspíše vyhodnotila únavovou životnost s největší přesností.

### 5.3.4 Vliv středního napětí na únavovou životnost

Při cyklickém zatěžování materiálů hraje střední napětí  $\sigma_m$  klíčovou roli v predikci únavové životnosti. Zvýšené střední napětí obecně snižuje odolnost materiálů vůči únavě, a proto

je nutné tento vliv zohlednit. Pro kvantifikaci tohoto efektu byly vyvinuty korekční metody, mezi které patří Soderbergovo, Goodmanovo či Gerberovo kritérium.

Soderbergovo kritérium je nejkonzervativnější přístup, který využívá mez kluzu  $\sigma_y$ . Rovnice tohoto kritéria je [32]:

$$\frac{\sigma_m}{\sigma_y} + \frac{\sigma_a}{\sigma_{a,ekv}} = 1, \quad (3)$$

kde  $\sigma_a$  je amplituda napětí při středním napětí  $\sigma_m$  a  $\sigma_{a,ekv}$  je ekvivalentní hodnota amplitudy napětí při střídavém symetrickém cyklu, tedy při cyklu s nulovým středním napětím.

Goodmanovo kritérium je méně konzervativní a používá mez pevnosti místo meze kluzu [32]:

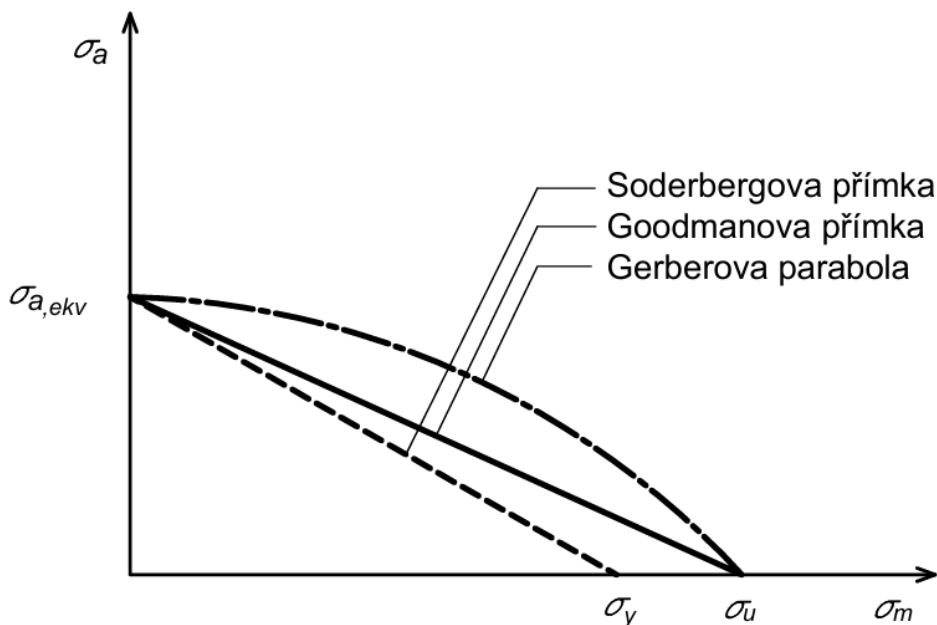
$$\frac{\sigma_m}{\sigma_u} + \frac{\sigma_a}{\sigma_{a,ekv}} = 1 \quad (4)$$

Toto kritérium je často používáno pro křehké materiály, u kterých je důležitá pevnost v tahu.

Gerberovo kritérium představuje parabolickou křivku, která lépe odpovídá experimentálním datům pro tažné materiály [32]:

$$\left(\frac{\sigma_m}{\sigma_u}\right)^2 + \frac{\sigma_a}{\sigma_{a,ekv}} = 1 \quad (5)$$

Pro vizualizaci těchto kritérií se často používá Haighův diagram, kde je na ose x znázorněno střední napětí a na ose y amplituda napětí (Obr. 5.4).



Obr. 5.4: Haighův diagram.

## 6 Experimentální testování únavové životnosti

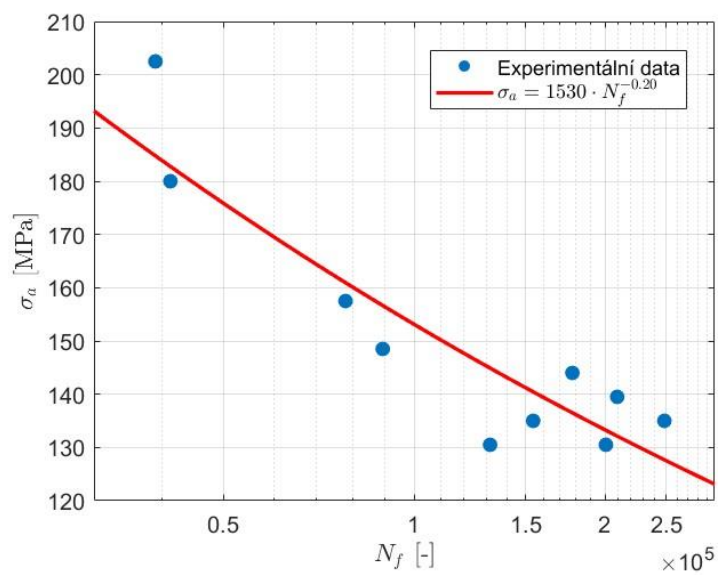
Testování únavové životnosti bylo prováděno na Ústavu fyziky materiálů, AVČR Brno na zkušebním stroji INSTRON E10000 s lineárním motorem, při zatěžovací frekvenci 40 Hz a za pokojové teploty 21 °C. Experiment probíhal na standardizovaných vzorcích typu „dog bone“ (Obr. 6.2), které byly vyrobeny metodou SLM. Maximální síla pro dynamické testování u tohoto zkušebního stroje je  $\pm 10$  kN. Vzorky byly namáhány pulsujícím cyklem v tahu, přičemž asymetrie cyklu je daná poměrem:

$$R_\sigma = \frac{\sigma_{min}}{\sigma_{max}}, \quad (6)$$

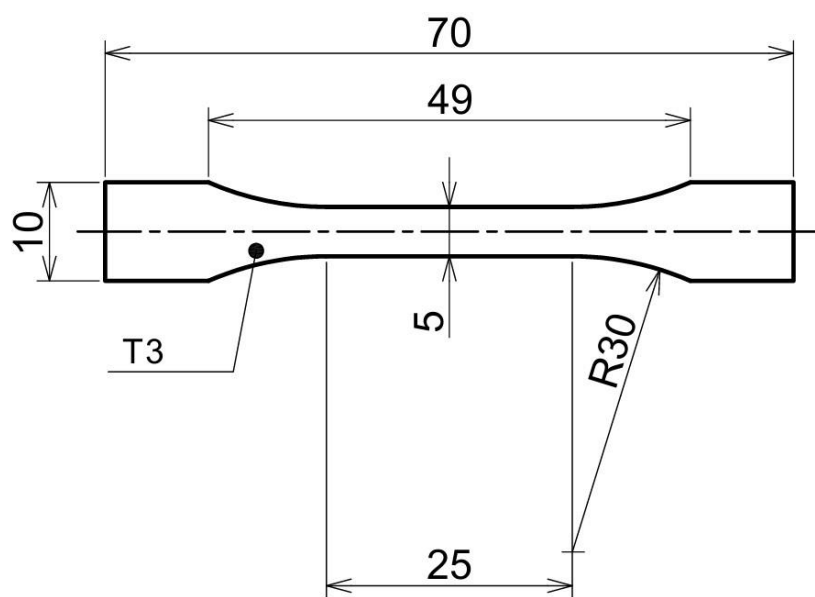
kde  $\sigma_{min}$  je minimální působící v ose vzorku v zúženém místě a  $\sigma_{max}$  je maximální napětí. V tomto případě odpovídala hodnota asymetrie cyklu  $R_\sigma = 0,1$ . Přehled výsledků jednotlivých zkoušek je číselně uveden v Tab. 6.1 a graficky znázorněn na Obr. 6.1. Mez únavy byla odečtena z Wöhlerovy křivky a její hodnota je  $\sigma_c = 130$  MPa.

Tab. 6.1: Výsledky cyklických tahových zkoušek vzorků typu „dog bone“ tisknutých pomocí SLM.

Vzorek	Amplituda napětí $\sigma_a$ [MPa]	Maximální napětí $\sigma_{max}$ [MPa]	Střední napětí $\sigma_m$ [MPa]	Počet cyklů do porušení $N_f$ [-]
1	148,5	330	181,5	89250
2	202,5	450	247,5	39082
3	180	400	220	41268
4	157,5	350	192,5	77968
5	144	320	176	177734
6	139,5	310	170,5	209164
7	135	300	165	248236
8	130,5	290	159,5	131807
9	130,5	290	159,5	200743
10	135	300	165	154123
11	130,5	290	159,5	$10^7$ - Neporušeno
12	139,5	310	170,5	$10^7$ - Neporušeno
13	99	220	121	$10^7$ - Neporušeno
14	126	280	154	$10^7$ - Neporušeno
15	126	280	154	$10^7$ - Neporušeno



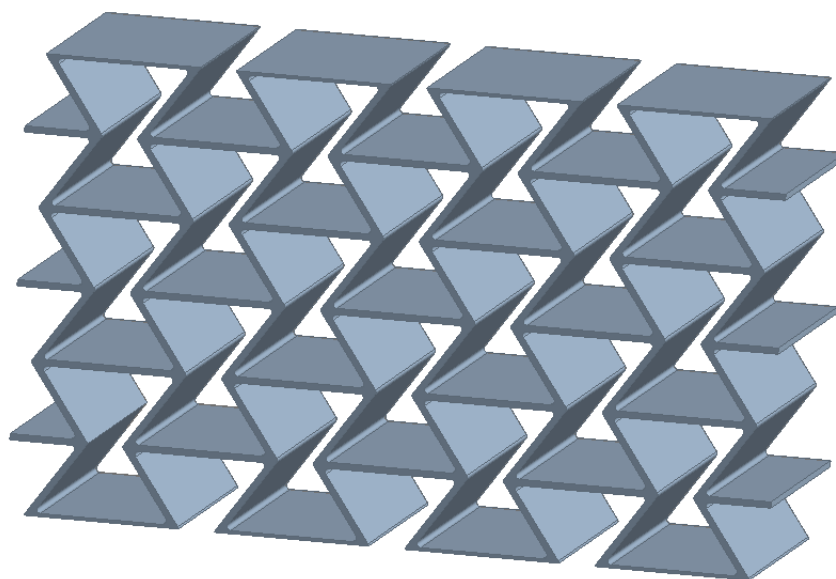
Obr. 6.1: Naměřená data únavové zkoušky na „dog-bone“ vzorku zatíženým pulsujícím cyklem v tahu ( $R_\sigma = 0,1$ ) a proložená Wöhlerovou křivkou.



Obr. 6.2: Vzorek typu "dog bone" použitý pro testování únavové životnosti.

## 7 Numerické modelování

V této kapitole je podrobně popsán postup numerického modelování metamateriálové struktury typu re-entrant honeycomb (Obr. 7.1), která byla zvolena pro analýzu v této práci. Jedná se o hojně studovanou metamateriálovou strukturu, která vykazuje auxetické chování a jejíž pružnost a přizpůsobivost při zatížení z ní činí vhodnou volbu pro aplikace, kde je klíčová kombinace mechanické odolnosti, energetické absorpce a nekonvenčního mechanického chování. Tyto struktury jsou výjimečné i tím, že se využívají jak v tahu (adaptivní pláště, biomechanické struktury, deformovatelné obaly), tak i v tlaku (ochranné struktury, tlumiče a absorbéry).



Obr. 7.1: Vybraná metamateriálová struktura typu re-entrant honeycomb.

Nejprve je vytvořen model materiálu Ti-6Al-4V, jehož únavové charakteristiky vycházejí z experimentálního testování, které proběhlo v rámci projektu MEBioSys na Ústavu fyziky materiálů v Brně. Hodnoty Youngova modulu pružnosti  $E$ , Poissonova poměru  $\nu$ , meze kluzu  $\sigma_y$  a mez pevnosti  $\sigma_u$  byly převzaty z literatury – viz následující kapitola. Následně je popsán model geometrie a jeho sledované parametry v rámci napět'ově-deformační analýzy, dále jsou nastaveny okrajové podmínky spolu se zatížením a je vytvořena síť konečných prvků. Po nastavení analýzy probíhal výpočet pro 4 typy zatěžování – tvrdé zatěžování (řízené posuvem) v tahu/tlaku a měkké zatěžování (řízené silou) v tahu/tlaku.

Po deformačně-napět'ové analýze různých geometrických konfigurací je provedena optimalizace geometrických parametrů za účelem snížení maximálního prvního hlavního napětí, neboť to je parametr, který přímo vstupuje do stanovení únavové životnosti (2). V posledním kroku je provedena analýza únavové životnosti struktury.

Výpočty byly provedeny pomocí softwaru Ansys Workbench, přičemž všechno modelování probíhalo v modulu Static Structural. K výpočtu únavové životnosti byl využit balíček Fatigue Tool, který umožňuje počítat životnost součástí při různých typech cyklického zatížení. Uživatel má zároveň možnost zvolit typ napětí, který bude vstupovat do hodnocení únavové životnosti. K vedlejším výpočtům, grafům a tabulkám bylo využito softwarů Excel a Matlab.

## 7.1 Model materiálu

Pro slitinu Ti-6Al-4V vyrobenou technologií SLM byl vytvořen lineární elastický model, který je naprosto dostačující vzhledem k charakteru analyzovaného zatížení. V této práci je totiž vyhodnocována vysokocyklová únava, při níž se úroveň napětí pohybuje pod mezí kluzu materiálu. To znamená, že se neočekává vznik plastických deformací, a chování materiálu tak lze s dostatečnou přesností popsat lineárně pomocí Hookova zákona.

V kapitole 6 je popsáno experimentální testování tohoto materiálu na vzorcích typu „dog bone“, ze kterého byly získány hodnoty amplitud napětí a odpovídající počty cyklů do porušení pro pulsující cyklické zatěžování v tahu. Aby však bylo možné modelovat i jiné typy cyklického zatěžování, jsou tato data přepočítána pomocí Goodmanova kritéria, které do výpočtu amplitudy zahrnuje také vliv středního napětí:

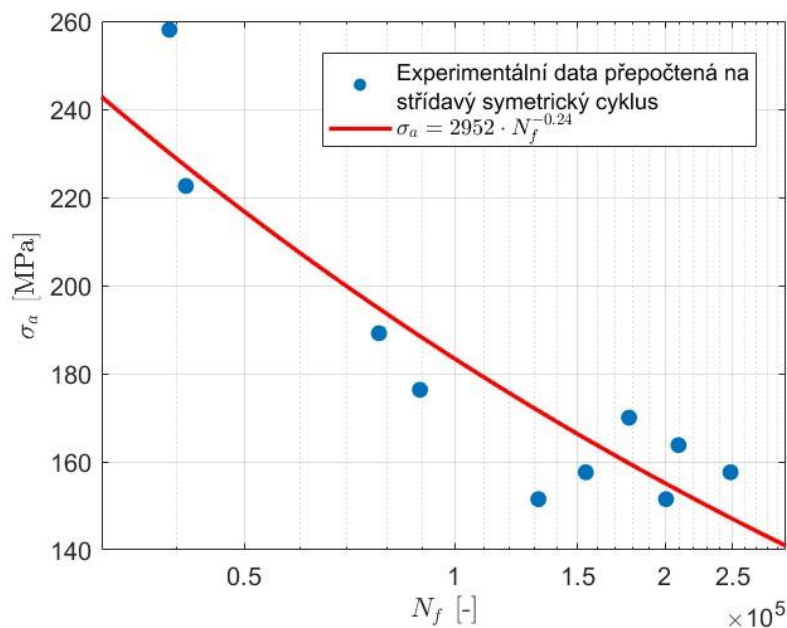
$$\frac{\sigma_a}{\sigma_{a,ekv}} + \frac{\sigma_m}{\sigma_u} = 1 \rightarrow \sigma_{a,ekv} = \frac{\sigma_a}{1 - \frac{\sigma_m}{\sigma_u}} \quad (7)$$

kde  $\sigma_a$  je amplituda napětí,  $\sigma_{a,ekv}$  je ekvivalentní amplituda napětí při nulovém středním napětí,  $\sigma_m$  je střední napětí a  $\sigma_u$  je mez pevnosti v tahu. Goodmanovo kritérium bylo zvoleno z toho důvodu, protože je přesné zejména u tahově namáhaných součástí a zároveň vhodně popisuje chování křehkých kovových materiálů, jakým je i aditivně vyrobená slitina Ti-6Al-4V. Stejným způsobem byla přepočtena také mez únavy na korigovanou mez únavy při  $R_\sigma = -1$  a její hodnota je  $\sigma_{c,ekv} = 150 \text{ MPa}$ .

Přepočtená data jsou proložena Wöhlerovou křivkou, která je vložena do softwaru Ansys (Obr. 7.2). Získané materiálové charakteristiky použité pro modelování materiálu jsou znázorněny v Tab. 7.1. Koeficient únavové pevnosti a exponent únavové pevnosti byly stanoveny z experimentálního testování popsaného v kap. 6 a ostatní materiálové parametry byly určeny dle literatury (Tab. 5.1).

Tab. 7.1: Materiálové charakteristiky získané z experimentálního měření a literatury.

Materiálový parametr	Hodnota	Jednotka
Youngův modul pružnosti (E)	110000	MPa
Poissonův poměr ( $\nu$ )	0,33	-
Mez kluzu ( $\sigma_y$ )	1050	MPa
Mez pevnosti ( $\sigma_u$ )	1150	MPa
Koeficient únavové pevnosti ( $\sigma_f$ )	2952	MPa
exponent únavové pevnosti (b)	-0,24	-



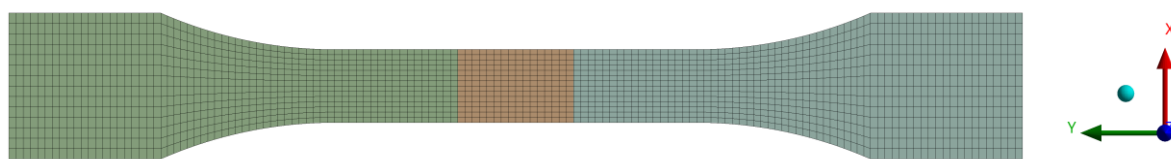
Obr. 7.2: S-N křivka použitá v modelu materiálu s nulovým středním napětím ( $R_\sigma = -1$ ), přepočítaná z experimentálně naměřených dat pro  $R_\sigma = 0,1$ .

### 7.1.1 Ověření modelu materiálu

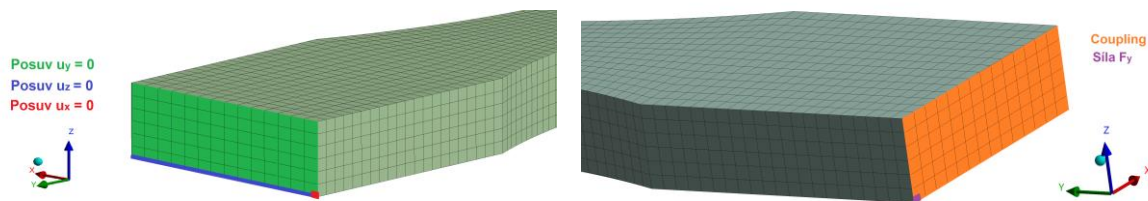
Pro ověření správnosti nadefinovaného modelu materiálu byl vytvořen model vzorku typu „dog bone“, který geometricky odpovídal experimentálně testovanému tělesu (Obr. 6.2), a následně byl zatěžován obdobným způsobem jako při tahové únavové zkoušce popsané v kap. 6.

Na tento model byly aplikovány okrajové podmínky typu *displacement*. Na jedné čelní ploše bylo zamezeno posuvu ve směru osy  $y$ , na hraně plochy dále zamezeno posuvu ve směru osy  $z$  a v rohovém uzlu bylo zamezeno posuvu i v posledním směru, tedy ve směru osy  $x$ . Těmito okrajovými podmínkami bylo těleso uchyceno v prostoru. Na druhou čelní plochu byla aplikována podmínka *coupling* ve směru osy  $y$ , která zajistí, že se všechny body ležící na čelní ploše posunou o stejnou vzdálenost. Poté bylo aplikováno zatížení formou síly do jednoho rohu plochy.

Následně byla vytvořena síť konečných prvků obsahující 11928 kvadratických elementů typu *SOLID186* o velikosti 0,5 mm. Vytvořená síť lze pozorovat na Obr. 7.3 a okrajové podmínky včetně zatížení jsou znázorněny na Obr. 7.4



Obr. 7.3: Použitá síť konečných prvků o velikosti prvku 0,5 mm na modelu vzorku typu "dog bone".



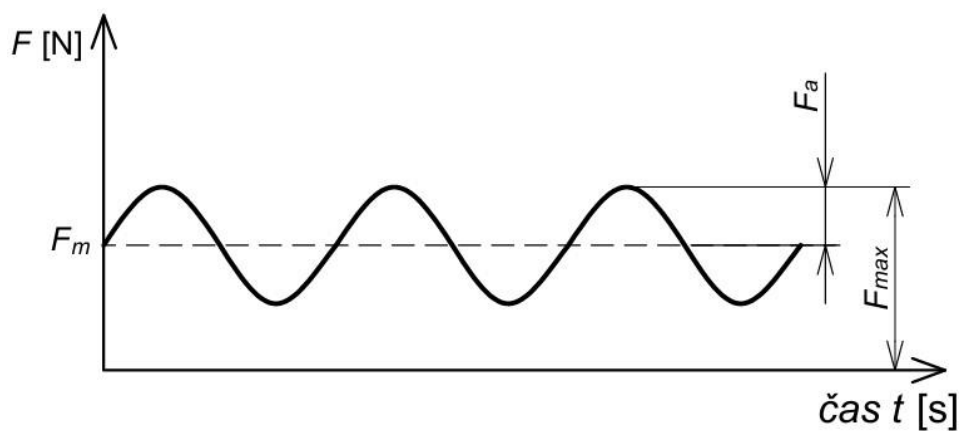
Obr. 7.4: Okrajové podmínky spolu se zatížením aplikované na model vzorku typu „dog bone“.

Z experimentálního testování únavové životnosti vzorku byly zjištěny hodnoty maximálních napětí  $\sigma_{max}$  ve zúženém místě. Pomocí základního vzorce pro výpočet síly z napětí byla spočtena maximální síla působící na vzorek, díky které mohl být model zatěžován stejným způsobem jako při experimentálním testování:

$$F_{max} = \sigma_{max} \cdot S, \quad (8)$$

kde  $S$  je průřez vzorku a  $\sigma_{max}$  je maximální napětí působící kolmo na průřez vzorku.

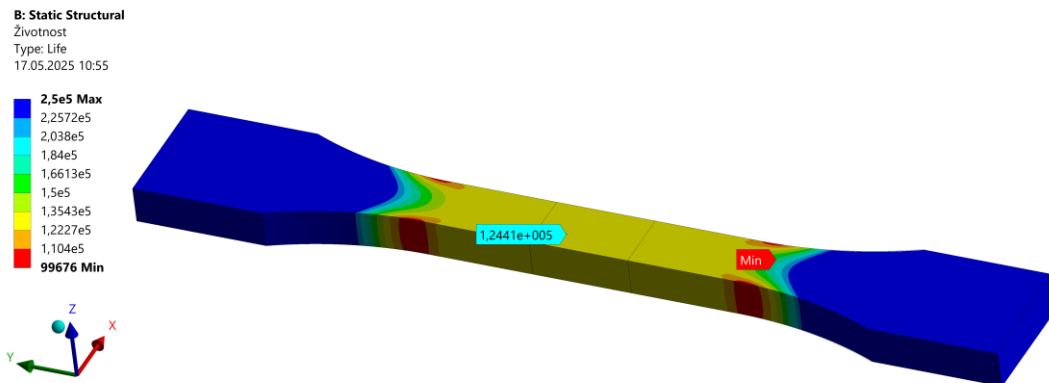
Testovací vzorek byl při experimentu tahově předepnutý a byl zatěžován pulsujícím cyklem v tahu s poměrem asymetrie cyklu  $R_\sigma = 0,1$  (Obr. 7.5). Ve statické analýze byla nastavena maximální síla spočtená z (8) a v modulu Fatigue Tool byl nastaven stejný poměr asymetrie cyklu s korekcí vlivu středního napětí pomocí Goodmanova kritéria (7).



Obr. 7.5: Schéma použitého typu cyklického zatížení.

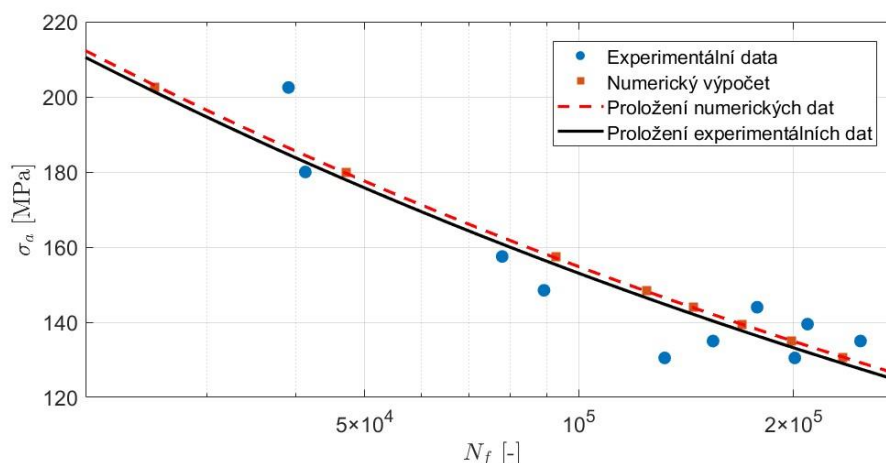
Fatigue Tool funguje na principu vyhodnocení napěťové odezvy v modelu na základě definovaných extrémních zatěžovacích stavů. Z těchto stavů určí amplitudu napětí v jednotlivých uzlech modelu. Pokud dochází k cyklickému zatěžování s nenulovou hodnotou středního napětí, tak je amplituda napětí korigována pomocí zvoleného přepočtového kritéria – v této práci použito Goodmanovo kritérium, které zohledňuje vliv středního napětí na únavovou životnost. Takto korigovaná (tzv. ekvivalentní) amplituda napětí je porovnána s definovanou S-N křivkou daného materiálu. Výsledkem analýzy je mapa životnosti, přičemž její nejnižší hodnota (tedy kritická životnost) se zpravidla nachází v místech koncentrací napětí, jako jsou zaoblení, vruby či ostré přechody (Obr. 7.6).

U analyzovaného vzorku typu „dog bone“ se sice nejnižší hodnota únavové životnosti nachází v oblasti zaoblení, nicméně samotný vzorek je navržen v souladu s příslušnou normou tak, aby k porušení docházelo v rovné části vzorku, tedy mimo oblast zaoblení. Z tohoto důvodu byly pro účely ověření materiálového modelu použity hodnoty životnosti nikoliv z kritického místa, ale z oblasti, kde reálně dochází k únavovému poškození při experimentálním zatěžování. Tento přístup je také podpořen skutečností, že v oblasti zaoblení může v praxi dojít k lokální plastizaci, což není v lineárně elastickém modelu uvažováno a mohlo by vést k nadhodnocení lokální únavové odezvy.



Obr. 7.6: Mapa životnosti modelu "dog bone" vzorku pro zatížení s maximální hodnotou napětí  $\sigma_{max} = 330 \text{ MPa}$  na pozorované rovné části vzorku. Barevná škála znázorňuje počet cyklů do vzniku únavového porušení.

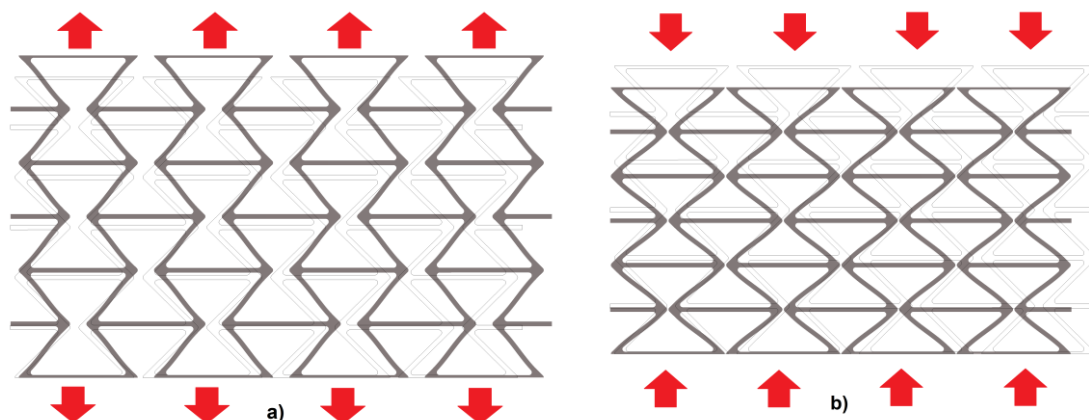
Obr. 7.7 zachycuje porovnání numericky získaných výsledků únavové životnosti s experimentálně naměřenými daty. Graf dále obsahuje proložení obou datových sad, které slouží k ověření shody mezi výpočtem a experimentem. Nyní je zajištěno, že model materiálu, který bude použitý pro numerické modelování metamateriálové struktury, odpovídá materiálu Ti-6Al-4v použitému k testování únavové životnosti na „dog bone“ vzorcích.



Obr. 7.7: Porovnání experimentálně naměřených výsledků únavové životnosti s numericky spočtenými hodnotami a proložení těchto dat Wöhlerovými křivkami k ověření správnosti modelu materiálu.

## 7.2 Model geometrie

Jak již bylo zmíněno na začátku kap. 7, pro analýzu byla zvolena metamateriálová struktura typu re-entrant honeycomb (Obr. 7.1), která je nejvíce studovaným typem auxetických struktur. Tato struktura je složena ze stejných opakujících se buněk, jejichž geometrie vytváří auxetický efekt, při kterém dochází při zatížení k roztahování či zužování celé struktury (Obr. 7.8). U této struktury dochází k deformaci pouze v rovině, a tak je možné ji modelovat jako 2D strukturu, čímž se značně zjednoduší výpočetní náročnost při zachování dostatečně přesných výsledků.



Obr. 7.8: Auxetický efekt na vybrané metamateriálové struktuře: a) tahové zatížení (rozšíření) struktury v příčném směru; b) tlakové zatížení (zúžení struktury v příčném směru). Obrysové čáry struktury bez výplně znázorňují výchozí stav struktury před zatížením.

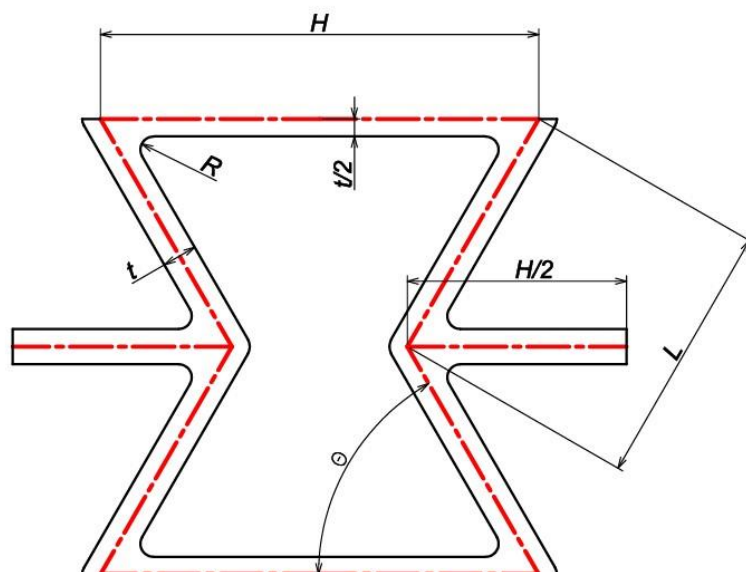
Geometrie buňky je závislá celkem na 5 parametrech (Obr. 7.9):

- Délka horizontální stěny buňky  $H$
- Délka šikmé stěny buňky  $L$
- Tloušťka stěn struktury  $t$
- Úhel inklinace stěn struktury  $\theta$
- Poloměr zaoblení  $R$

Model geometrie byl vytvořen v prostředí Ansys DesingModeler. Po vymodelování základní buňky byla pomocí příkazu *Pattern* vygenerována celá struktura o rozměrech 4x3 buněk. Celý model je plně parametrický, což umožňuje provádět analýzu vlivu jednotlivých geometrických parametrů na napětově-deformační odezvu struktury i její únavovou životnost.

S ohledem na zkušební stroj a 3D SLM tiskárnu bude mít buňka při parametrické analýze následující rozsah hodnot:

- Poměr  $H/L$  – délka šikmé stěny  $L$  byla fixována na hodnotě 7,5 mm a horizontální délka stěny  $H$  byla měněna tak, aby byl poměr  $H/L$  v rozsahu {1,6; 2,8}.
- Úhel inklinace stěn  $\theta$  – úhel byl měněn v rozsahu {45°; 80°}, aby zůstalo zachováno auxetické chování struktury.
- Poloměr zaoblení  $R$  – v místě spojení stěn buňky byl tento poloměr měněn v rozsahu {0,1 ; 1,2} mm.
- Tloušťka stěn struktury  $t$  – tloušťka stěn byla měněna v rozsahu {0,25; 1} mm.



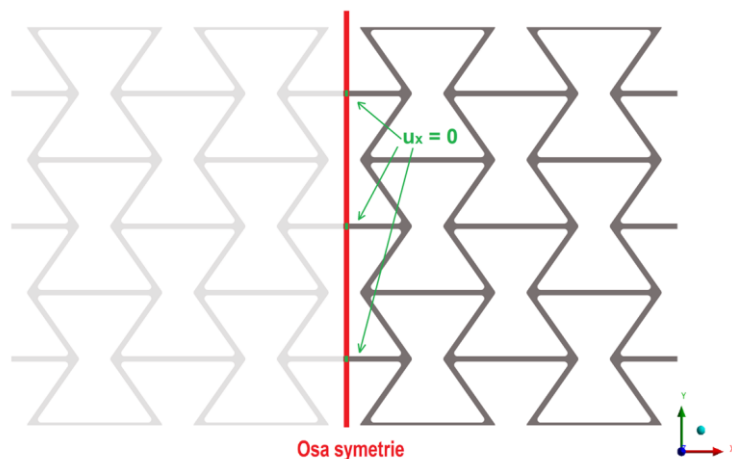
Obr. 7.9: Schéma buňky modelované struktury.

V literatuře není běžně poloměr zaoblení  $R$  uváděn. Aditivně vyrobená struktura však nikdy nebude mít přechod mezi stěnami ostrý a u numerického výpočtu je nutné s tímto parametrem počítat, protože ostré hrany by jinak vedly k nerealistické koncentraci napětí. Taková koncentrace napětí se nazývá tzv. singularita a je závislá na hustotě sítě (zmenšením velikosti elementů roste teoreticky do nekonečna).

Výpočet byl prováděn za předpokladu rovinné deformace, tedy  $\varepsilon_z = 0$ . Toto zjednodušení je možné použít, jelikož má struktura konstantní tloušťku ve směru kolmém na její rovinu, zatěžování probíhá pouze v rovině struktury a deformace ve směru kolmém na rovinu struktury jsou zanedbatelné. Tento přístup modelování výrazně snižuje počet použitých elementů a také výpočetní náročnost, aniž by došlo k výrazné ztrátě na přesnosti výsledků. Výpočet byl prováděn v režimu velkých deformací.

### 7.3 Okrajové podmínky a zatížení struktury

Okrajové podmínky byly navrženy tak, aby co nejlépe odpovídaly reálnému uchycení vzorku a typu zatěžování během mechanických zkoušek na stroji Instron E10000. Na tomto zkušebním stroji lze provádět tvrdé (posuvem řízené), ale i měkké (silou řízené) zatěžování, a proto bude analýza napěťově-deformačního stavu provedena pro oba případy. Pro oba případy je pak také uvažována symetrie struktury, která zajistí uchycení vzorku v horizontálním směru a také zjednoduší výpočtovou náročnost (Obr. 7.10).



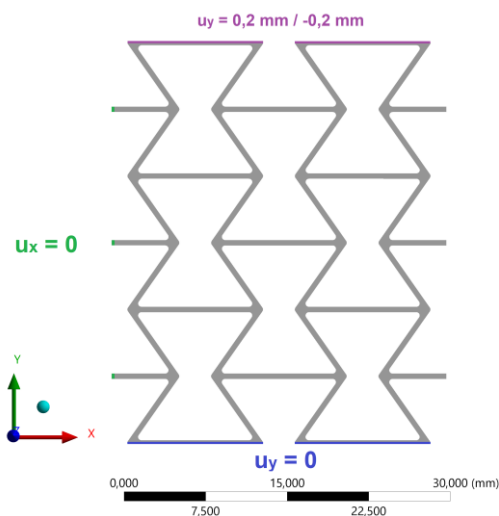
Obr. 7.10: Okrajová podmínka symetrie pro analyzovanou strukturu.

### Tvrdé (posuvem řízené) zatěžování

V prvním případě budou popsány okrajové podmínky pro tzv. tvrdé zatěžování, což znamená, že je zatížení popsáno posuvem. Při reálném testování to znamená, že v každém cyklu dochází k vyvození stejného posuvu, zatímco síla, měřená tenzometry v siloměru stroje, se postupně snižuje v důsledku degradace materiálu, až dojde k porušení vzorku. Tento typ zatěžování se častěji uplatňuje při nízkocyklové únavě, neboť jsou zohledňovány i plastické deformace, které vznikají již u prvních cyklů zkoušky. V této práci bude provedena analýza napětí-ovně-deformačního stavu pro tento typ zatěžování, ale k výpočtům životnosti již bude pracováno s měkkým zatěžováním řízeným silou.

V modelu lze okrajové podmínky a zatížení popsat následovně (Obr. 7.11):

- Spodní hrana struktury má předepsanou podmínku posuvu  $u_y = 0$ , čímž je zamezeno vertikálnímu posuvu této hrany.
- Horní hrana je zatížena pomocí posuvu – pro tahové zatěžování je aplikováno  $u_y = 0,2$  a pro tlakové zatěžování je podmínka  $u_y = -0,2$ .
- Uchycení v horizontálním směru je řízeno pomocí podmínky  $u_x = 0$  na boční hrany volných stěn struktury, čímž je také vytvořena podmínka symetrie.



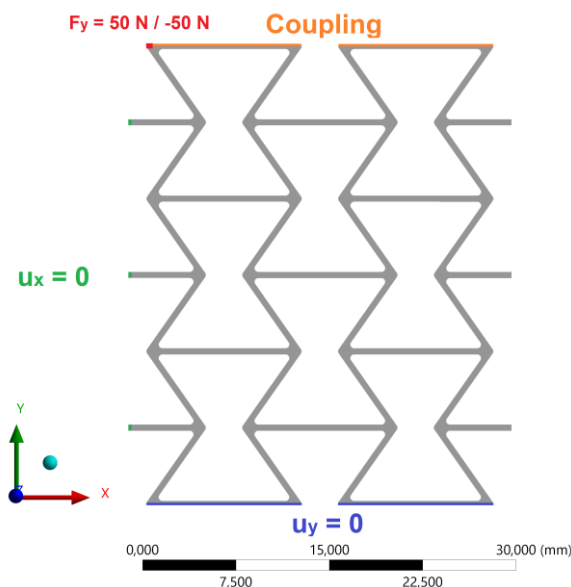
Obr. 7.11: Okrajové podmínky pro tvrdé (posuvem řízené) zatěžování vybrané struktury.

## Měkké (silově řízené) zatěžování

Druhý případ simuluje tzv. měkké zatěžování. U reálného testování je v každém cyklu na strukturu působeno stejnou silou, deformace struktury se v průběhu cyklování postupně zvyšuje až dojde k porušení. Toto zatěžování je běžně používáno při zkouškách vysokocyklové únavy, a proto bude také využito k numerickým výpočtům životnosti.

Okrajové podmínky pro měkké zatěžování jsou modelovány následovně (Obr. 7.12):

- Spodní hrana struktury je fixována podmínkou  $u_y = 0$ , stejně jako u tvrdého zatěžování.
- Symetrie a uchycení struktury v horizontálním směru je také modelována stejně jako u tvrdého zatěžování, tedy  $u_x = 0$ .
- Horní hrana struktury je opatřena podmínkou *coupling* ve směru osy  $y$ , která zajistí, že se všechny body hrany posouvají stejně.
- Na jeden uzlový bod horní hrany je aplikována síla – pro tah  $F_y = 50\text{ N}$  a pro tlak  $F_y = -50\text{ N}$ .

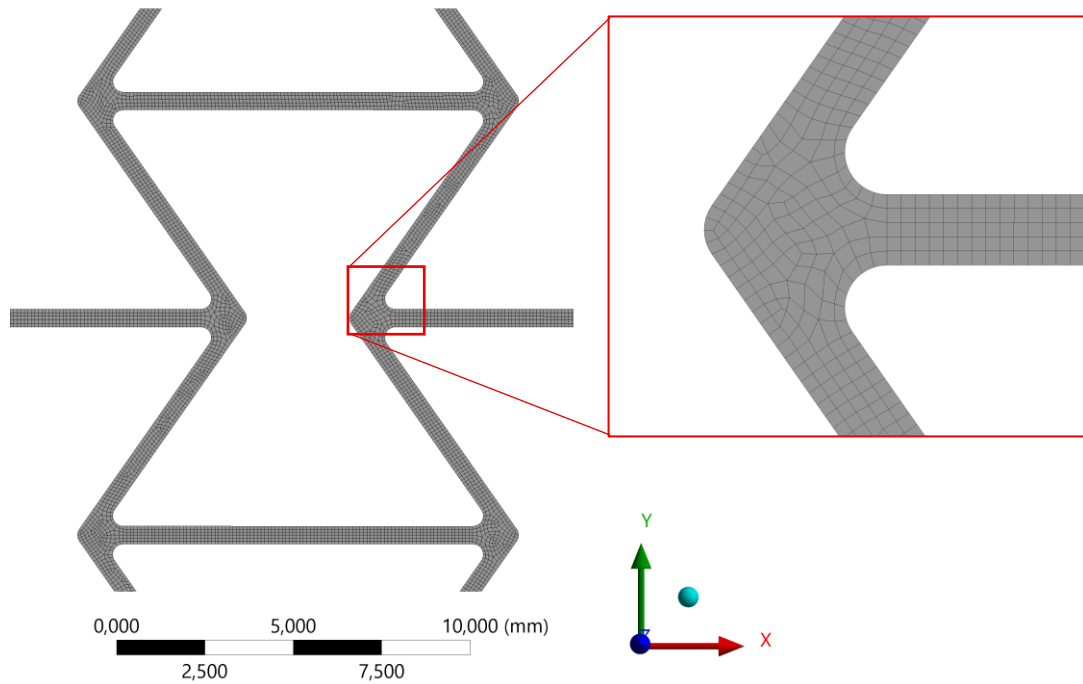


Obr. 7.12: Okrajové podmínky pro měkké (silově řízené) zatěžování vybrané struktury.

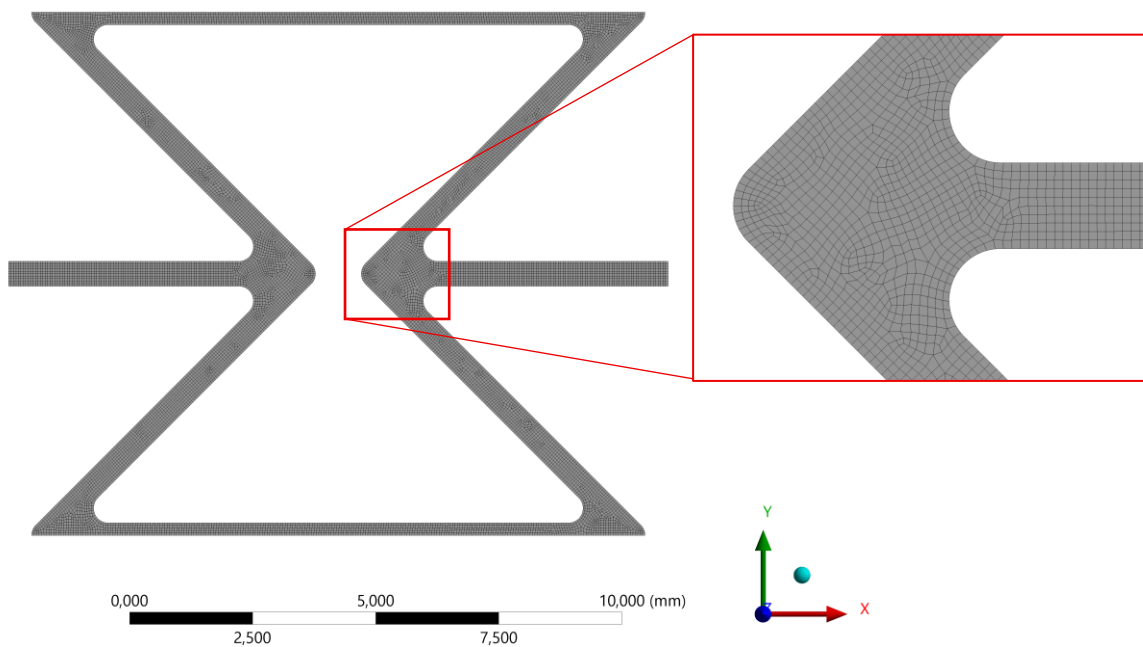
## 7.4 Síť konečných prvků

Pro vytvoření 2D sítě konečných prvků byl zvolen kvadratický element typu *PLANE183*. Kvadratický element byl zvolen z důvodu přesnějšího zachycení zakřivené hrany, která se nachází v blízkosti kritického místa a také kvůli nižšímu výpočetnímu času, neboť bylo možné využít prvky o větší velikosti, než by bylo potřeba u lineárních prvků. Pro napětově-deformační analýzu s různými geometrickými konfiguracemi byla použita velikost prvků 0,1 mm (Obr. 7.13) a pro parametrickou optimalizaci byla použita velikost prvků 0,05 mm (Obr. 7.14), jelikož bylo počítáno pouze se základní buňkou.

Velikost elementů byla zvolena tak, aby bylo dosaženo dostatečně přesných výsledků s vyváženou výpočetní náročností. Detailní analýza výpočetní sítě je popsána v kap. 7.4.1.



Obr. 7.13: Zvolená síť konečných prvků pro parametrickou analýzu na napět'ově-deformační stav struktury s velikostí elementu 0,1 mm.



Obr. 7.14: Zvolená síť konečných prvků pro parametrickou optimalizaci na jedné buňce s velikostí elementu 0,05 mm.

### 7.4.1 Citlivostní analýza

Citlivostní analýza sítě konečných prvků byla provedena za účelem ověření, zda výsledky simulací nejsou výrazně ovlivněny hrubostí sítě. V rámci této analýzy byly vytvořeny čtyři varianty sítě, přičemž velikost elementů byla v každém dalším kroku zmenšena na polovinu předchozí hodnoty. V takovém případě je obecně dáno, že při rozdílu hodnot menším než 3-5 % lze považovat síť za dostatečně jemnou. Hlavními sledovanými parametry byla hodnota maximálního hlavního napětí v kritické oblasti struktury a celkový čas výpočtu (Tab. 7.2). Na strukturu byly aplikovány okrajové podmínky a zatížení posuvem v tahu o 0,2 mm tak, jak je popsáno v kap. 7.3.

Tab. 7.2: Citlivostní analýza sítě konečných prvků.

Velikost elementu [mm]	Počet elementů [-]	Maximální první hlavní napětí [MPa]	Čas simulace [s]	Rozdíl [%]
0,2	6456	421,6	3	-
0,1	24353	416,3	6	1,28
0,05	98659	411,9	16	1,06
0,025	384654	411,7	59	0,05

Vyhodnocením výsledků bylo zjištěno, že další zjemňování již nevede k významné změně hodnot napětí. Poslední zjemnění přineslo rozdíl v hodnotě maximálního hlavního napětí pouhých 0,05 %, avšak došlo ke zvýšení výpočetního času více než 3,5násobně. Ačkoliv samotný výpočet trvá méně než jednu minutu, v případě rozsáhlejší parametrické analýzy v prostředí Workbench dochází při každém kroku k opakovanému načítání modulu DesignModeler a Mechanical, jejichž spuštění, aktualizace parametrů a opětovná generace sítě významně prodlužují celkový čas výpočtu – v některých případech až pětinašobně.

Vzhledem k tomu, že v této práci bude provedena parametrická analýza zahrnující stovky různých konfigurací, byla zvolena velikost elementu 0,1 mm. Tato velikost poskytuje dostatečnou přesnost pro zachycení obecných trendů ve změnách napěťově-deformační odezvy způsobenými různými geometrickými parametry s rozdílem v hodnotách napětí nepřesahujícím 2 % oproti simulaci s větší velikostí prvku.

Pro parametrickou optimalizaci, která se zaměřovala pouze na jednu základní buňku, byla použita jemnější síť s velikostí elementu 0,05 mm. Redukcí na jednu buňku se šestinašobně zmenšil počet prvků, a proto je možné si toto zjemnění dovolit.

## 7.5 Kritická místa na struktuře

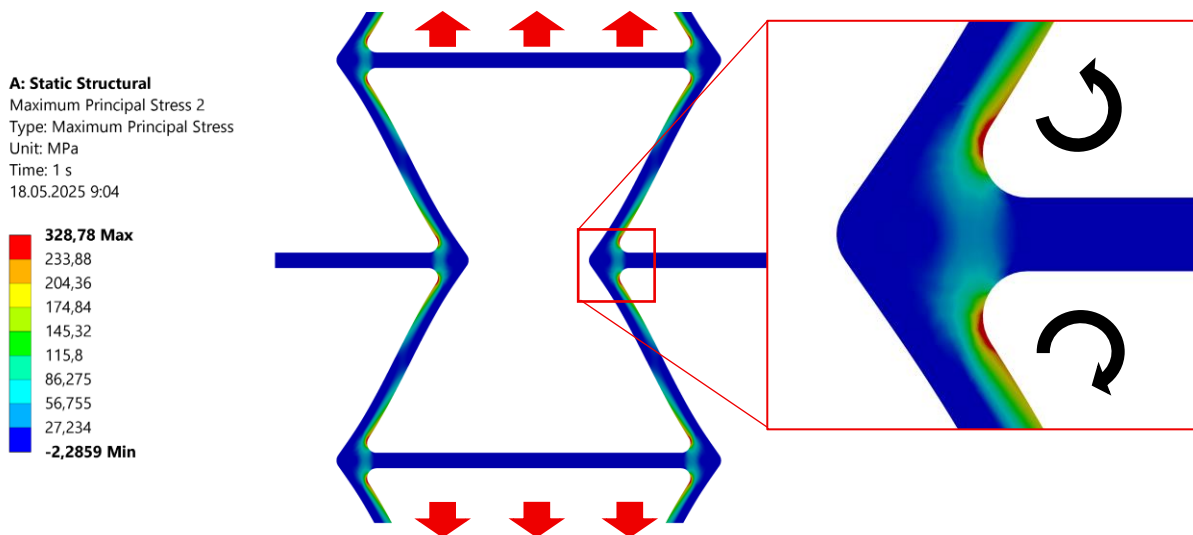
Na základě rešerše a výpočtového modelování bylo zjištěno, že nejvyšší koncentrace napětí se stabilně nacházejí v oblasti přechodu mezi šikmými a vodorovnými stěnami struktury. Tato místa představují přirozené geometrické koncentrátory napětí, kde dochází ke

kombinovanému působení tahového a ohybového namáhání. Z hlediska únavového porušování jsou právě tyto oblasti nejcitlivější na vznik trhlin a bývají iniciátory trhlin.

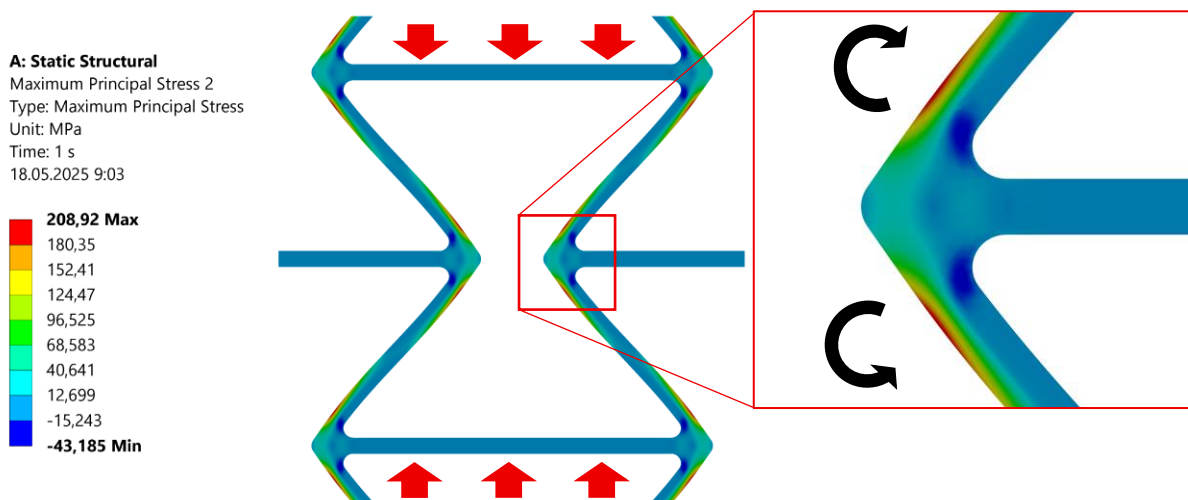
Na Obr. 7.15 je znázorněno rozložení prvního hlavního napětí, při tahovém zatěžování struktury. Nejvyšší tahová napětí jsou patrná právě v oblastech zaoblení mezi šikmými a vodorovnými stěnami struktury.

Obr. 7.16 zobrazuje kritická napěťová místa při tlakovém zatěžování struktury, kdy dochází ke koncentraci tahového napětí na opačné straně stěny než při tahu. Přestože se v celé struktuře primárně vyskytují tlaková napětí, jejich vliv na iniciaci trhlin je z hlediska únavy méně významný. Geometrie buněk způsobuje lokální deformace, při nichž i při celkovém stlačení vznikají vysoké tahové napěťové špičky, které hrají zásadní roli v mechanismu únavového porušování.

Změnou velikosti poloměru zaoblení lze polohu i intenzitu těchto napěťových maxim posouvat dál od kritického místa, díky čemuž dochází ke změně rozložení napětí a také ke snížení jeho koncentraci. Vliv poloměru zaoblení na napěťově-deformační stav a únavovou životnost struktury je analyzován v následujících kapitolách.



Obr. 7.15: Kritická místa prvního hlavního napětí při tahovém zatěžování struktury. Černé šipky zobrazují směr ohybu šikmých stěn struktury při zatížení.



Obr. 7.16: Kritická místa prvního hlavního napětí při tlakovém zatěžování struktury. Černé šipky zobrazují směr ohybu šikmých stěn struktury při zatížení.

## 7.6 Parametrická analýza vlivu geometrie na napětově-deformační stav

V této kapitole je popsána analýza vlivu geometrických parametrů na napětově-deformační stav struktury při tvrdém i měkkém zatěžování. Cílem této analýzy je určit, které parametry pozitivně nebo negativně ovlivňují rozložení napětí ve struktuře, a tím i její výslednou únavovou životnost.

Únavová životnost je v této práci definována jako počet cyklů do vzniku únavové trhliny, která je typicky iniciována v oblastech s koncentrací tahového napětí. Z tohoto důvodu bude analyzováno první hlavní napětí, které bude vstupovat do následného výpočtu životnosti.

Jelikož však napětový stav ve struktuře a zejména v kritických místech není jednoosý, je součástí analýzy také redukované napětí dle podmínky HMM. Toto napětí zohledňuje vliv všech složek napětí a poskytuje komplexnější obraz o zatěžování struktury, který však nemusí dávat přesnější výsledky únavové životnosti.

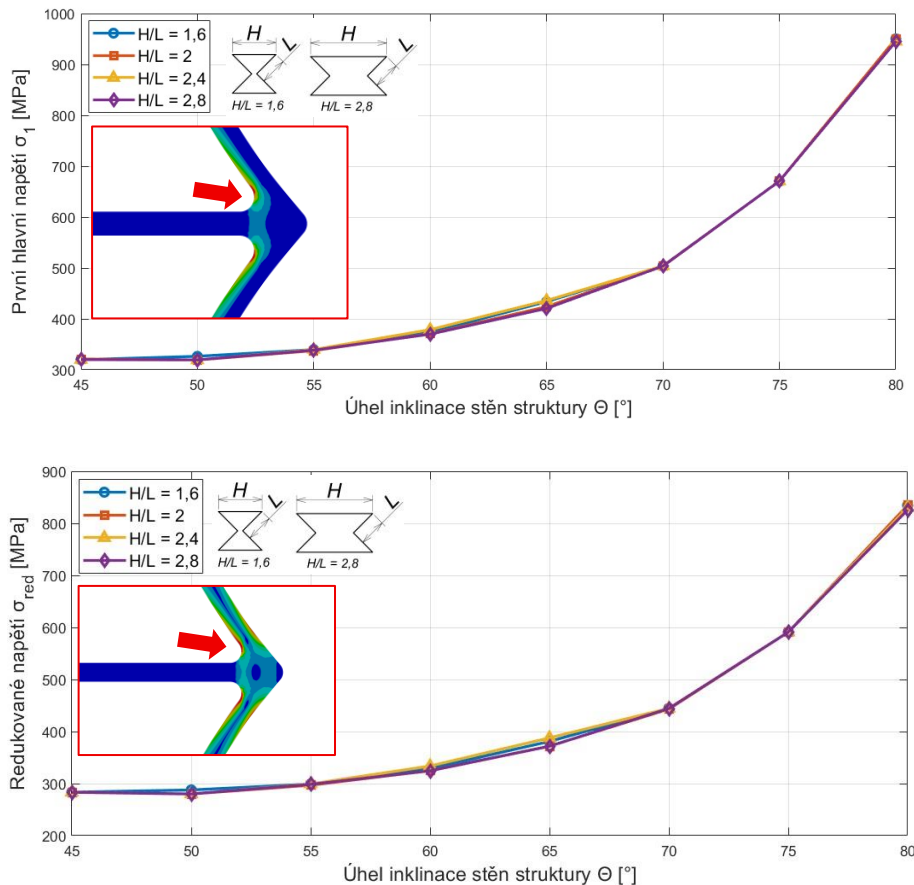
V předchozích kapitolách byla popsána tvorba modelu materiálu, geometrie a nastavení okrajových podmínek spolu se zatížením. Tahové a tlakové tvrdé zatěžování je řízeno posuvem horní hrany struktury o 0,2 mm, zatímco tahové a tlakové měkké zatěžování je řízeno působením síly o velikosti 50 N na horní hranu struktury. Tyto zátěžné stavy mají za cíl pouze ukázat trendy vůči referenčnímu stavu a nejsou vzájemně porovnatelné z hlediska jejich velikosti. V rámci této analýzy byl proveden numerický výpočet pro více než 400 různých konfigurací úlohy.

### 7.6.1 Vliv inklinálního úhlu stěn struktury a poměru $H/L$

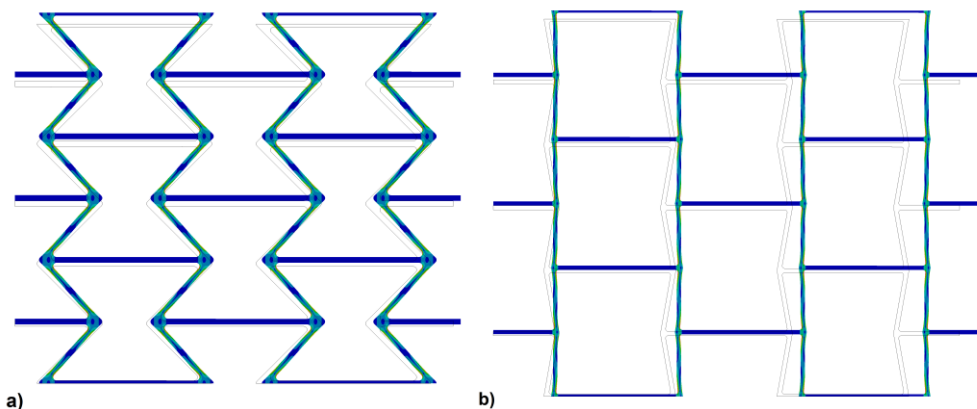
Nejprve bylo pozorován vliv inklinálního úhlu stěn struktury  $\theta$  a poměru horizontální délky stěny buňky k šikmé délce stěny buňky  $H/L$  na vznik napěťových koncentrací ve struktuře při tvrdém zatěžování tahem. Tloušťka stěn struktury je konstantní s hodnotou  $t = 0,5 \text{ mm}$  a poloměr zaoblení má ve všech případech hodnotu  $R = 0,3 \text{ mm}$ . Na Obr. 7.17 jsou zobrazeny výsledky výpočtů pro první hlavní napětí a redukované napětí podle podmínky HMM, přičemž se jedná o maximální hodnoty dosažené v kritickém místě struktury.

Z obou grafů je zřejmé, že s rostoucím úhlem inklinace stěn dochází k významnému nárůstu napětí. Zatímco pro úhly okolo  $45^\circ$  jsou napětí relativně nízká, při větších úhlech (nad  $65^\circ$ ) dochází k prudkému vzestupu napětí u všech sledovaných konfigurací. Nejvyšších hodnot je dosahováno při  $\theta = 80^\circ$ , kde napětí dosahuje trojnásobku hodnot oproti konfiguraci s inklinálním úhlem  $\theta = 45^\circ$ . Tento rostoucí trend je způsoben tím, že u malých úhlů inklinace dochází ke značnému ohybovému namáhání šikmých stěn a struktura se chová „měkce“. U vyšších úhlů, kdy jsou stěny struktury výrazně otevřeny dochází více k přímému přenosu zatížení podél téměř svislých stěn, což snižuje schopnost struktury distribuovat deformaci pomocí ohybu. Šikmé stěny struktury přestávají fungovat jako ohybové tlumiče a je přenášeno napětí přímo v tahu. Deformace extrémních případů je znázorněna na Obr. 7.18.

Redukované napětí zahrnuje vliv všech složek napětí a poskytuje tak komplexnější pohled na napěťový stav. Na rozdíl od prvního hlavního napětí, které je orientováno pouze ve směru největšího tahu, se redukované napětí objevuje v kritickém místě na obou protilehlých stranách stěn struktury, přičemž vyšších hodnot dosahuje na natahované straně stěny. Tento jev je způsoben tím, že výpočet redukovaného napětí dle podmínky HMM zohledňuje nejen tahové, ale i tlakové složky napětí. Jelikož je tahové napětí v této struktuře dominantní, redukované napětí dosahuje nižších hodnot než první hlavní napětí. Na obrázcích lze také pozorovat, že křivky pro různé poměry spolu splývají, a tak lze konstatovat, že změna poměru  $H/L$  má téměř nulový vliv na napětí při změně úhlu.



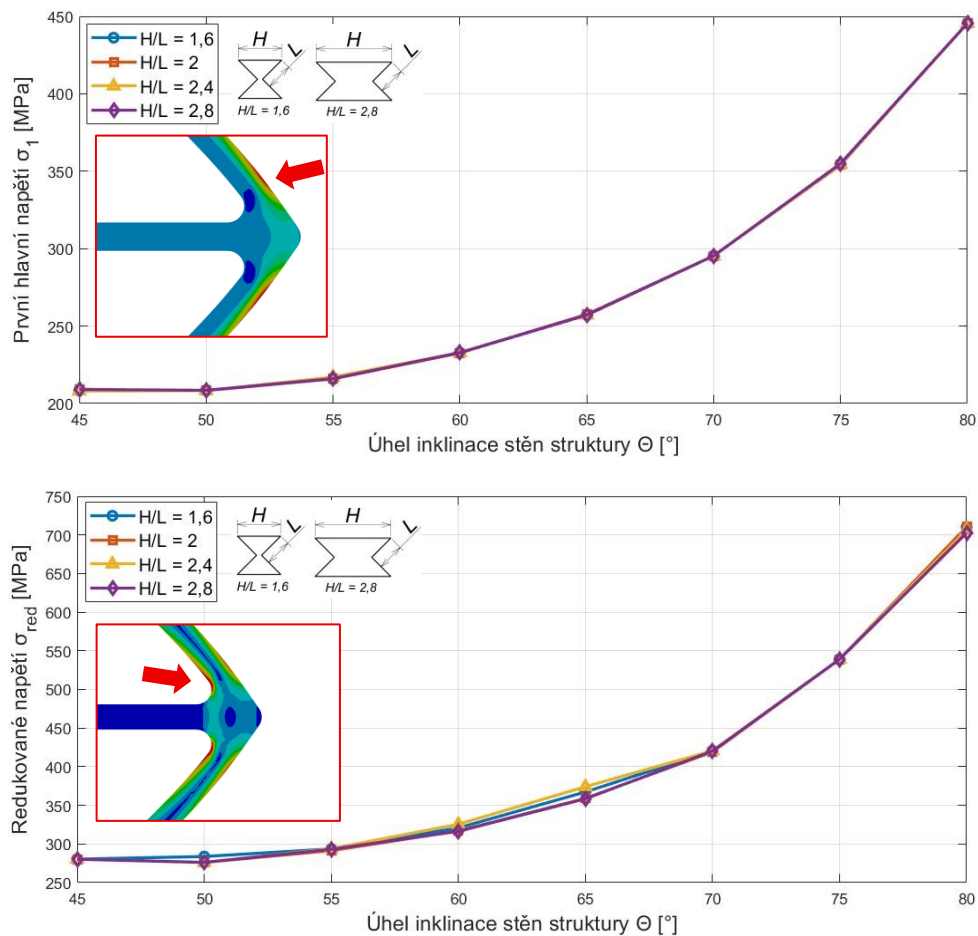
Obr. 7.17: Závislost a) prvního hlavního napětí a b) redukovaného napětí dle podmínky HMH v kritickém místě na úhlu inklinace stěn struktury a poměru  $H/L$  pro tvrdé zatížení v tahu.



Obr. 7.18: Deformace (5x zvětšena) struktur s poměrem  $H/L = 2$  při tvrdém zatěžování tahem s úhlem inklinace stěn struktury: a)  $\theta = 45^\circ$ , b)  $\theta = 80^\circ$ .

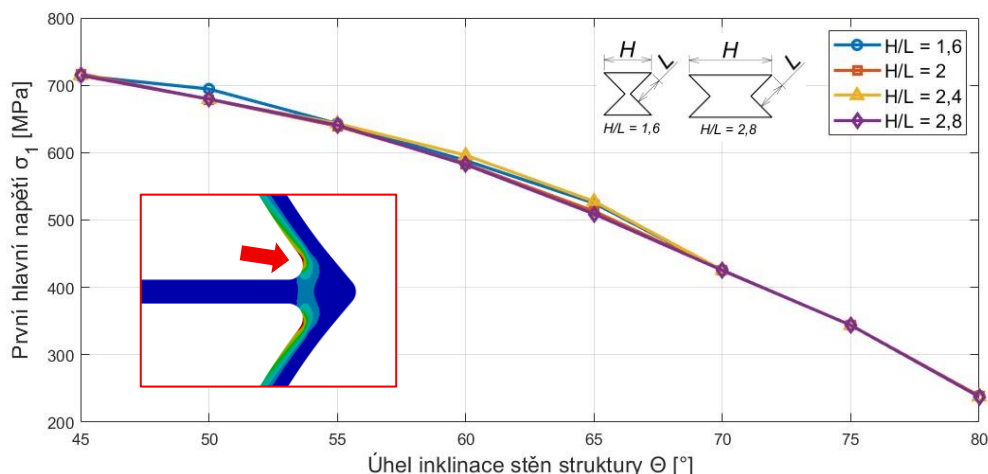
Pro stejné hodnoty geometrické konfigurace bylo postupováno také u tvrdého zatěžování struktury tlakem, kde byl průběh velmi podobný jako v tahu (Obr. 7.19). Hodnoty prvního hlavního i redukovaného napětí však dosahovaly nižších hodnot. U prvního hlavního napětí byl rozdíl hodnot větší, což je způsobeno asymetrickou odezvou geometrie. Při tlaku se totiž buňky částečně skládají do sebe, v konstrukci převažují tlakové složky napětí a tahová složka již není

tak výrazná jako v případě natahování. Znovu platí, že poměr  $H/L$  je zanedbatelný a hlavní roli v napěťově-deformační odezvě hraje změna úhlu inklinace stěn struktury.



Obr. 7.19: Závislost a) prvního hlavního napětí a b) redukovaného napětí dle podmínky HMH v kritickém místě na úhlu inklinace stěn struktury a poměru  $H/L$  pro tvrdé zatížení v tlaku.

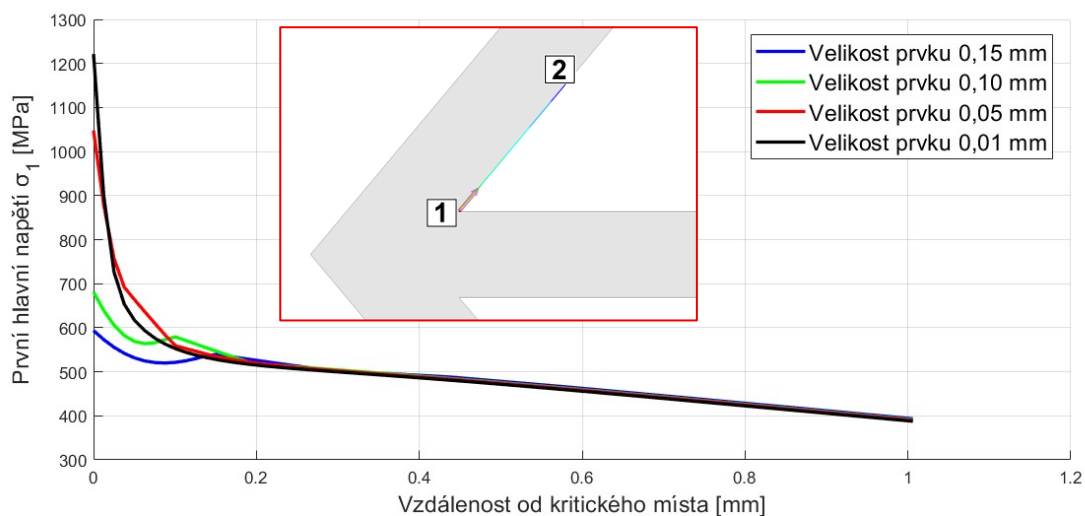
Při měkkém zatěžování, tedy silově řízeném, je chování struktury opačné. S růstem úhlu inklinace stěn struktury  $\theta$  dochází k poklesu napětí, jak je možné sledovat na Obr. 7.20. Tento rozdíl lze vysvětlit tím, že při silovém zatížení je síla konstantní a deformace jsou odezvou systému. U struktur s nižším úhlem inklinace se více projevuje ohybové namáhání, struktura se více deformuje a tím vznikají vyšší napětí. U struktur s vyšším úhlem inklinace jsou její šikmé stěny téměř rovnoběžné se směrem zatěžování a projevuje se více tahové namáhání, které klade deformaci větší odpor, a výsledné napětí je tak nižší. Je uveden pouze graf závislosti prvního hlavního napětí na úhlu inklinace stěn struktury pro měkké zatěžování v tahu, jelikož trendy pro závislost na redukovaném napětí a také měkkém zatěžování v tlaku jsou stejné, jen s nižšími hodnotami. Poměr  $H/L$  má jako v případě tvrdého zatěžování zanedbatelný vliv.



Obr. 7.20: Závislost prvního hlavního napětí v kritickém místě na úhlu inklinace stěn struktury a poměru  $H/L$  pro měkké zatížení v tahu.

## 7.6.2 Vliv poloměru zaoblění

Dalším zkoumaným parametrem byl poloměr zaoblění  $R$  v místech spojení horizontálních a šikmých stěn struktury. Tento parametr je obzvláště důležitý, neboť na reálných vzorcích se v kritických místech bude vždy nějaké zaoblění nacházet, i když nebude přímo navrženo. Je to dané nedokonalostí tisku a numerický model s tímto musí počítat. Pokud by se v modelu zaoblění nenacházelo, vznikla by v kritickém ostrém místě tzv. singularita, která by způsobila, že by kritické napětí vykazovalo nereálné hodnoty, které by bylo závislé na velikosti elementu sítě konečných prvků. Při dostatečně jemné síti by napětí v tomto místě teoreticky rostlo do nekonečna (Obr. 7.21). Pro přesnou predikci napětí a únavové životnosti v kritickém místě je vhodné navrhnout konkrétní velikost poloměru zaoblění, která bude odpovídat reálnému provedení.

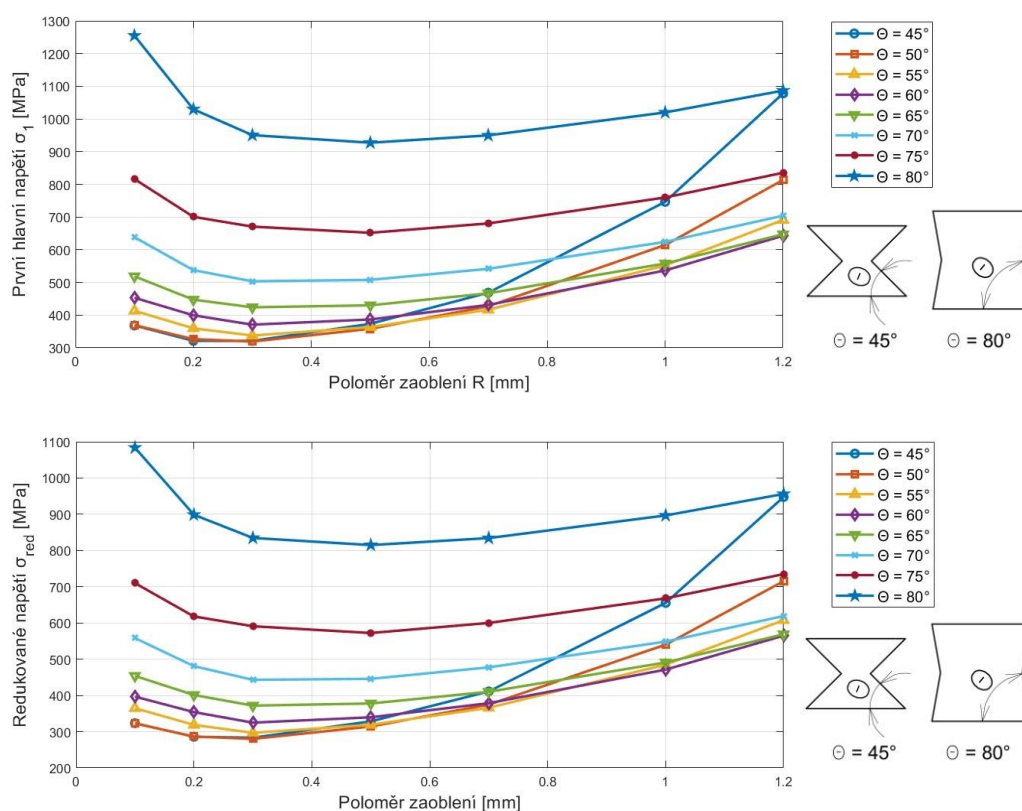


Obr. 7.21: Vliv velikosti elementu sítě konečných prvků na první hlavní napětí v kritickém místě bez zaoblění.

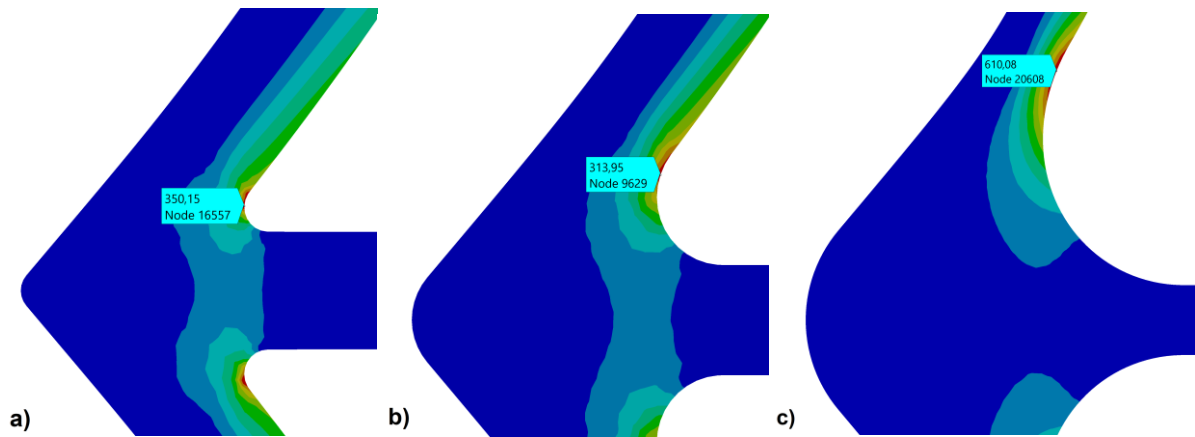
Poloměr zaoblění  $R$  byl analyzován v kombinaci s různými hodnotami inkliničního úhlu stěn struktury  $\theta$  pro zatížení struktury v tahu i tlaku. Tloušťka stěn struktury měla konstantní hodnotu  $t = 0,5 \text{ mm}$  a poměr  $H/L = 2$ . Výsledky jsou uvedeny na Obr. 7.22 pro tvrdé zatěžování v tahu a na Obr. 7.25 pro tvrdé zatěžování v tlaku, přičemž byly znovu hodnoceny samostatně případy pro první hlavní napětí a napětí dle podmínky HMH v kritických místech.

Z výsledků zobrazených na Obr. 7.22 je patrné, že poloměr zaoblění  $R$  má výrazný vliv na velikost napětí v kritických místech struktury, přičemž tento vliv se významně liší v závislosti na úhlu inklinace stěn  $\theta$ . U struktur s menším úhlem inklinace ( $45^\circ$  až  $55^\circ$ ) dochází s rostoucím poloměrem zaoblění nejprve k poklesu napětí a následně k prudkému růstu. U struktur s větším úhlem inklinace ( $60^\circ$  až  $80^\circ$ ) je trend podobný, avšak nedochází k tak výraznému růstu napětí pro větší hodnoty poloměru a průběh je spíše pozvolnější.

Tento rozdíl lze vysvětlit mechanickým chováním struktury a také geometrickou podstatou zaoblění. U malých úhlů inklinace stěn struktury dochází při tahu k výraznému ohybovému namáhání. V oblasti spojení šikmých a vodorovných stěn struktury tak vznikají vysoké koncentrace napětí, které jsou citlivé na poloměru zaoblění. Zvýšení poloměru zaoblění nejprve snižuje napětí, jelikož ostré přechody jsou geometrickými koncentratory. Díky tomu dochází k rovnoměrnějšímu rozložení napěťového pole, ale od určité velikosti začíná zaoblění spojení mezi stěnami vyztužovat, což opět vede ke zvýšení lokálních napětí. Tento efekt je také doprovázen změnou polohy maximálního napětí, které se s rostoucím poloměrem vzdaluje podél šikmé stěny směrem od styku s horizontální stěnou. Toto chování je znázorněno na Obr. 7.23.



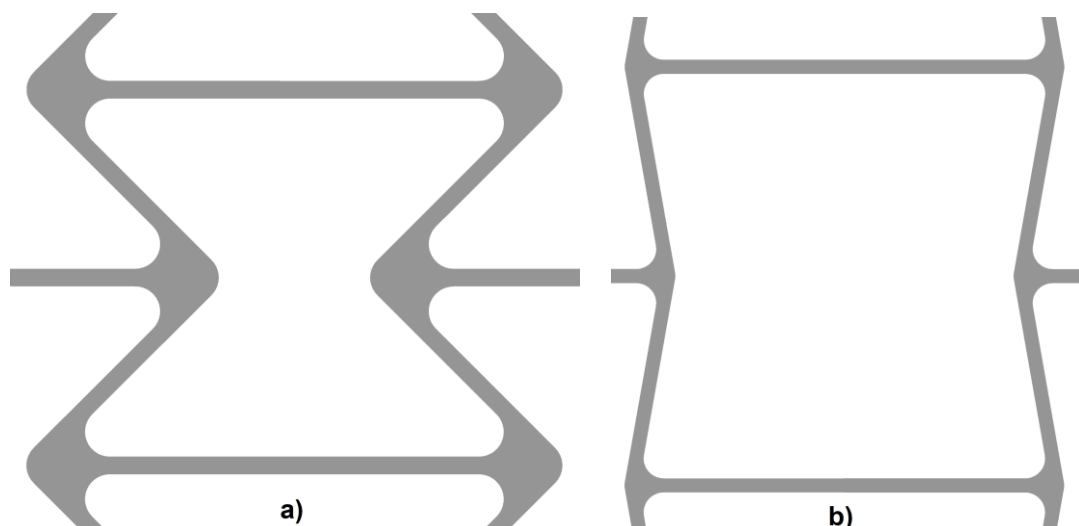
Obr. 7.22: Závislost a) prvního hlavního napětí a b) redukovaného napětí dle podmínky HMH v kritickém místě na poloměru zaoblění pro různé úhly inklinace stěn struktury  $\theta$  při tvrdém zatěžování struktury v tahu.



Obr. 7.23: Velikost prvního hlavního napětí v kritickém místě při tvrdém zatěžování struktury v tahu a poloha kritického místa pro poloměr zaoblení: a) 0,1 mm, b) 0,3 mm, c) 1 mm.

Dále je třeba poznamenat, že zaoblení je geometricky vytvořeno jako kruhový oblouk tečný k šikmým a vodorovným stěnám struktury. Při vysokém úhlu inklinace stěn se tedy i největší poloměr zaoblení (1,2 mm) projeví jako relativně malé zaoblení. Naopak při malých úhlech inklinace stěn stejné zaoblení vizuálně i funkčně zasahuje dál do tělesa a tvoří mnohem větší přechodovou oblast. To je hlavním důvodem, proč u malých inklináčních úhlů při větších hodnotách poloměru zaoblení roste napětí tak prudce, zatímco u vysokých úhlů je průběh pozvolný.

Tento jev je také vidět u polohy minima napětí, kde pro menší úhly inklinace stěn je dosaženo optimální hodnoty napětí již při  $R \approx 0,3 \text{ mm}$ , zatímco u vyšších úhlů se minimum posouvá k  $R \approx 0,5 \text{ mm}$ . Je to důsledkem rozdílné efektivní velikosti zaoblení z hlediska konstrukční geometrie. Na Obr. 7.24 jsou znázorněny struktury se stejným poloměrem zaoblení, ale s rozdílnou velikostí úhlu inklinace stěn.



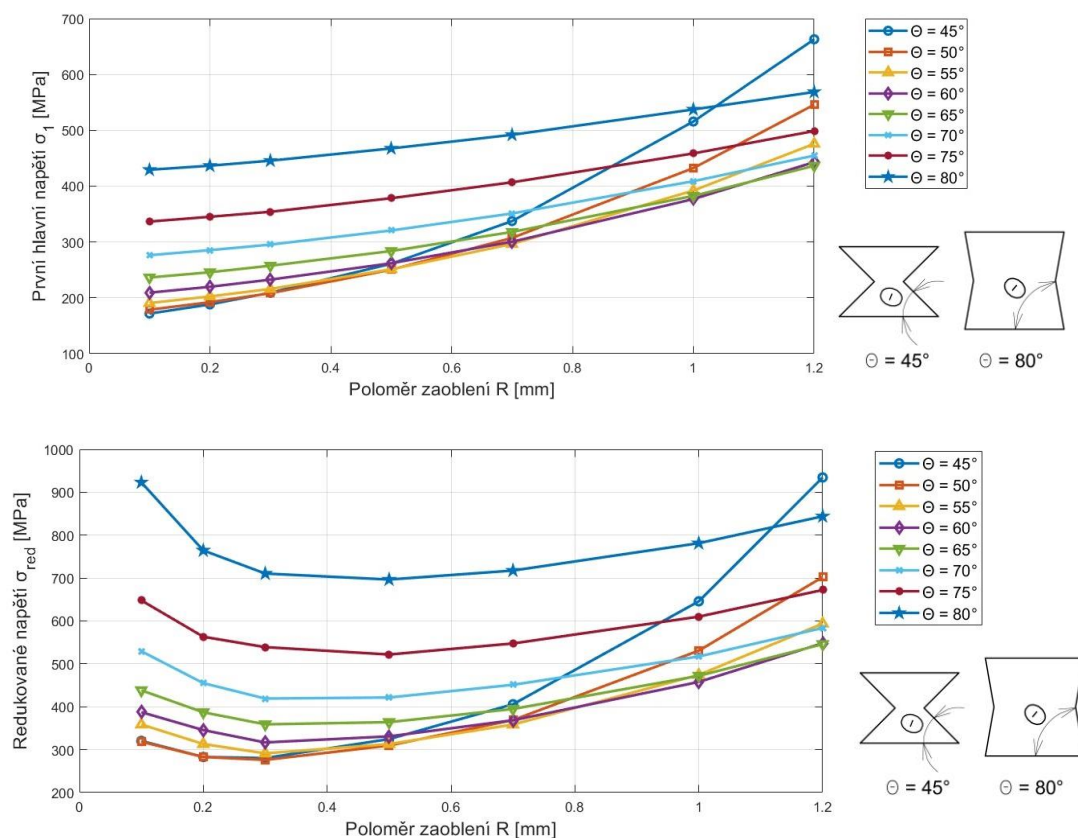
Obr. 7.24: Struktury se stejnou velikostí poloměru zaoblení. Struktury mají velikosti úhlu inklinace stěn struktury: a)  $\theta = 45^\circ$ , b)  $\theta = 80^\circ$ .

V případě tvrdého zatěžování v tlaku vykazují trendy závislosti redukovaného napětí na poloměru zaoblení podobný průběh jako v tahu, tedy pokles napětí do určité hodnoty

zaoblení a následný nárůst (Obr. 7.25b). I v tomto případě je tento efekt způsoben prvotním rovnoměrnějším rozložením napětí pro nízké hodnoty poloměru zaoblení a následným zpevněním při hodnotách vyšších.

Průběh prvního hlavního napětí však vykazuje oproti případu s tahovým zatěžováním mírně rozdílné chování (Obr. 7.25a). Už od nízkých hodnot poloměru zaoblení dochází k plynulému nárůstu napětí, což je způsobeno tím, že se kritické místo nachází na opačné straně, než je tomu u zatěžování tahem. V tomto kritickém místě nedochází ve vzniku tahového napětí přímým účinkem zatížení, ale pouze jako důsledek lokálního ohybu. Zaoblení zde tedy nehraje stejnou roli jako při tahu, protože neovlivňuje dominantní napěťovou složku.

Další rozdíl oproti tahovému zatížení lze pozorovat především v absolutních hodnotách u obou napětí, které jsou nižší, a také v méně výrazných extrémech. Je to dáno tím, že tlakové zatěžování snižuje tahovou složku napětí ve většině místech, kde při tahu vznikají koncentrace. Vliv zaoblení se však projeví stejně, tedy čím větší je úhel inklinace stěn, tím menší je relativní zaoblení.



Obr. 7.25: Závislost a) prvního hlavního napětí a b) redukovaného napětí dle podmínky HMH v kritickém místě na poloměru zaoblení pro různé úhly inklinace stěn struktury  $\theta$  při tvrdém zatěžování struktury v tlaku.



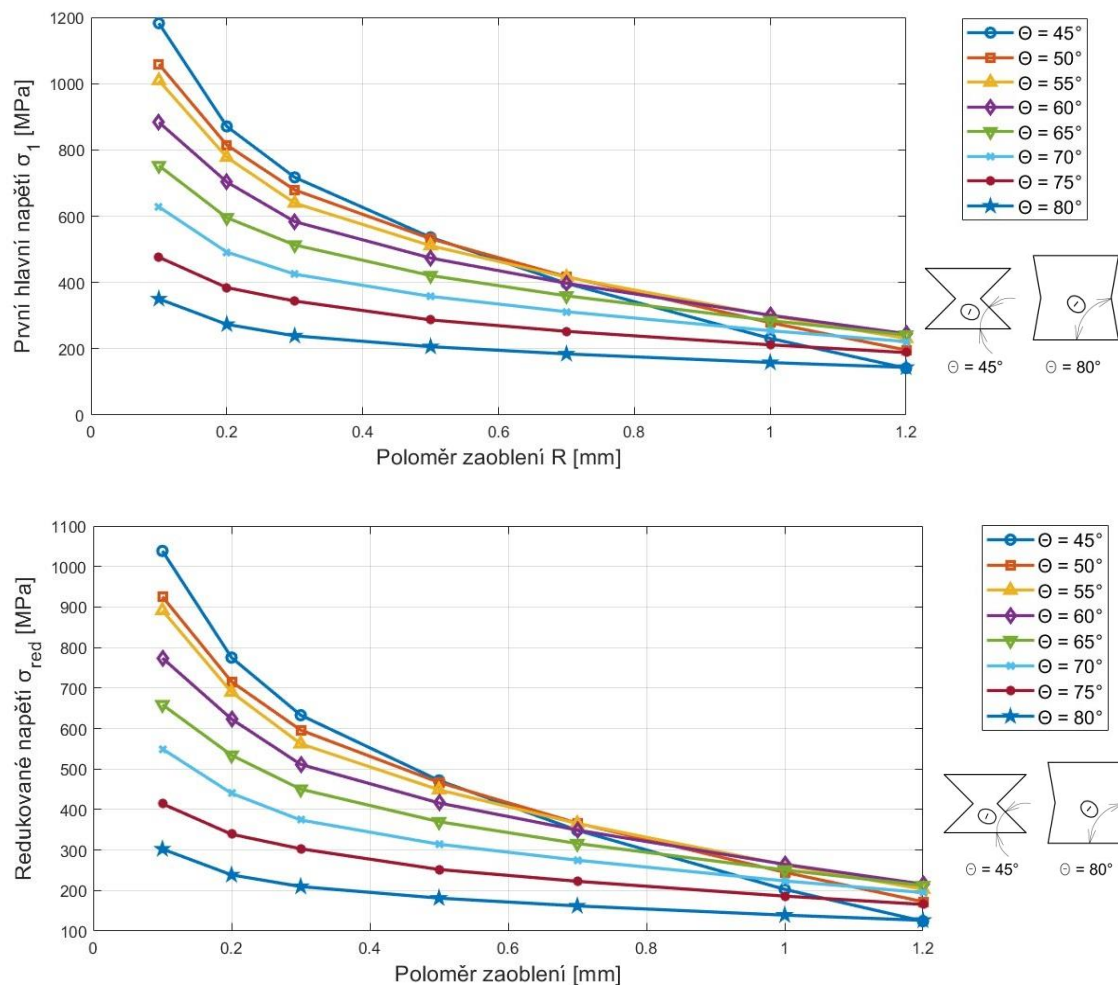
Obr. 7.26: Průběh prvního hlavního napětí na struktuře při tvrdém zatěžování v tlaku.

V případě měkkého zatěžování řízeného konstantní silou se chování struktur v závislosti na úhlu inklinace stěn a poloměru zaoblení výrazně liší od případů s předpisem deformace. Jak je vidět na Obr. 7.27, s rostoucím inklináčním úhlem dochází k poklesu jak prvního hlavního, tak redukovaného napětí.

Tento rozdíl je způsoben především mechanickou odezvou struktury. Při měkkém zatěžování klade konstrukce s nižšími úhly inklinace stěn menší odpor vůči deformaci. Aby tedy struktura přenášela stejnou sílu, napětí je v ní větší. Šikmé stěny jsou více namáhány ohybem, který je vyvolán jednodušeji než tah. Naopak u struktur s vyšším úhlem inklinace stěn dochází k rovnoměrnějšímu rozložení napětí po délce stěn, a tím klade struktura větší odpor vůči deformaci a pro stejnou velikost síly ve struktuře vznikají nižší hodnoty napětí.

Zajímavé je to, že zatímco u tvrdého zatěžování docházelo nejprve ke snížení napětí do určité hodnoty poloměru a následnému růstu, u měkkého zatěžování dochází k trvalému poklesu napětí s rostoucím poloměrem zaoblení. To je způsobeno tím, že zaoblení v tomto případě funguje čistě jako eliminátor napěťových koncentrací. Konstrukce není deformována „násilím“, a tak je při zvolené síle dosahováno mnohem menších deformací, které jsou řízeny tuhostí a mechanismem struktury.

Dále je vidět, že u struktur s nižšími úhly inklinace stěn je pokles napětí strmější. To je dáno tím, že změna poloměru zaoblení u těchto struktur je mnohem výraznější než u struktur s vyššími inklináčními úhly. To zapříčiní, že i malá změna poloměru zaoblení vyvolá velkou změnu lokální geometrie, a proto je pokles napětí u struktur s nízkým úhlem inklinace stěn větší.



Obr. 7.27: Závislost a) prvního hlavního napětí a b) redukovaného napětí dle podmínky HMMH v kritickém místě na poloměru zaoblení pro různé úhly inklinace stěn struktury  $\theta$  při měkkém zatěžování struktury v tahu.

Celkově lze říct, že vliv poloměru zaoblení je zásadní zejména pro konfigurace s menšími úhly inklinace stěn struktury, kde zaoblení významně ovlivňuje distribuci napětí. Pro tyto případy je přesný návrh poloměru zaoblení nezbytný.

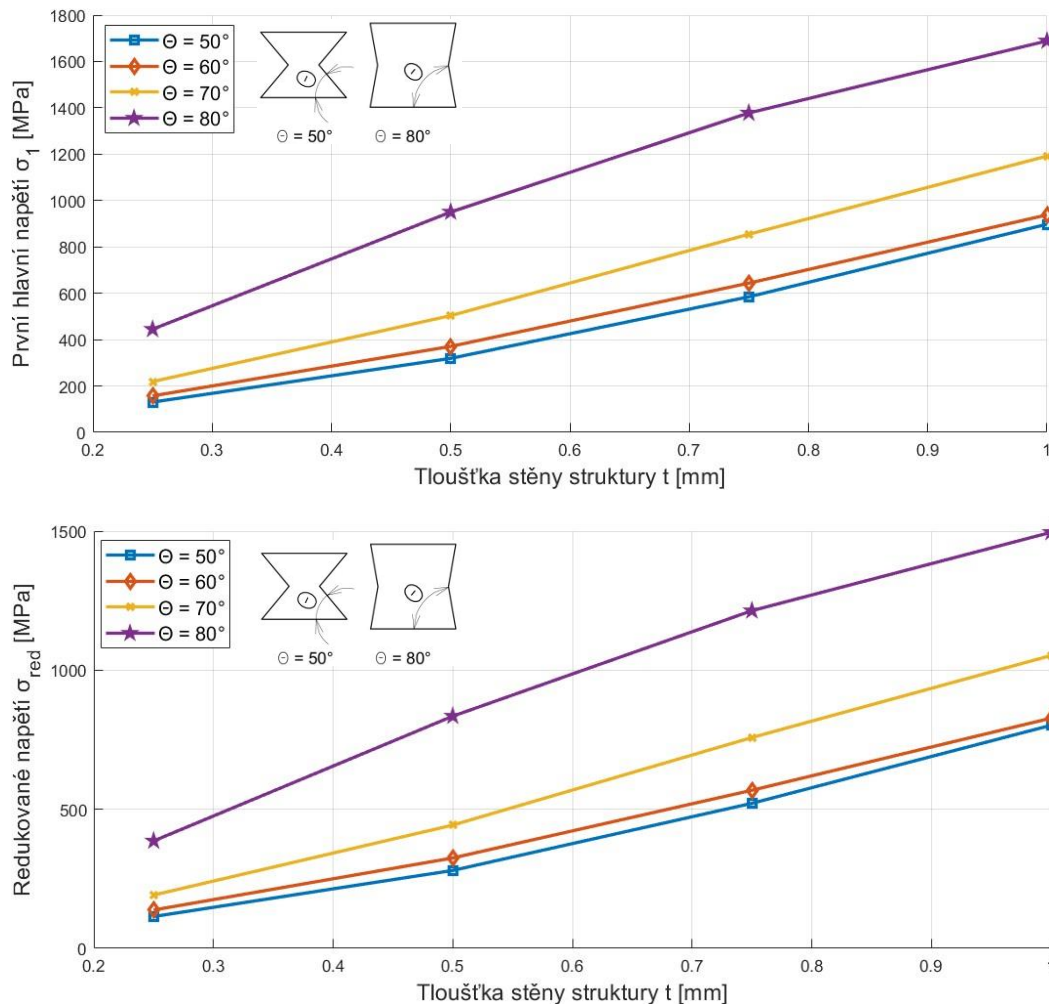
### 7.6.3 Vliv tloušťky stěn struktury

Posledním zkoumaným parametrem je tloušťka stěn struktury  $t$ . Tento parametr byl zkoumán v závislosti na úhlu inklinace stěn struktury  $\theta$  při tvrdém zatěžování v tahu (Obr. 7.29) a tlaku (Obr. 7.30), ale také při zatěžování měkkém. Poměr  $H/L$  byl stejně jako v přechodí analýze roven 2 a poloměr zaoblení měl konstantní hodnotu  $R = 0,3 \text{ mm}$ . Všechny grafy popisují napěťovou složku v kritickém místě struktury.

Z výsledků vyplývá, že tloušťka stěn  $t$  má výrazný vliv na napěťovou odezvu struktury. S rostoucí tloušťkou dochází ke zřetelnému nárůstu napětí, a to jak u prvního hlavního, tak u redukovaného napětí dle podmínky HMMH. Tento trend je patrný napříč všemi sledovanými

úhly inklinace stěn struktury  $\theta$ , přičemž nejvyšších hodnot napětí je dosahováno při úhlu  $\theta = 80^\circ$ .

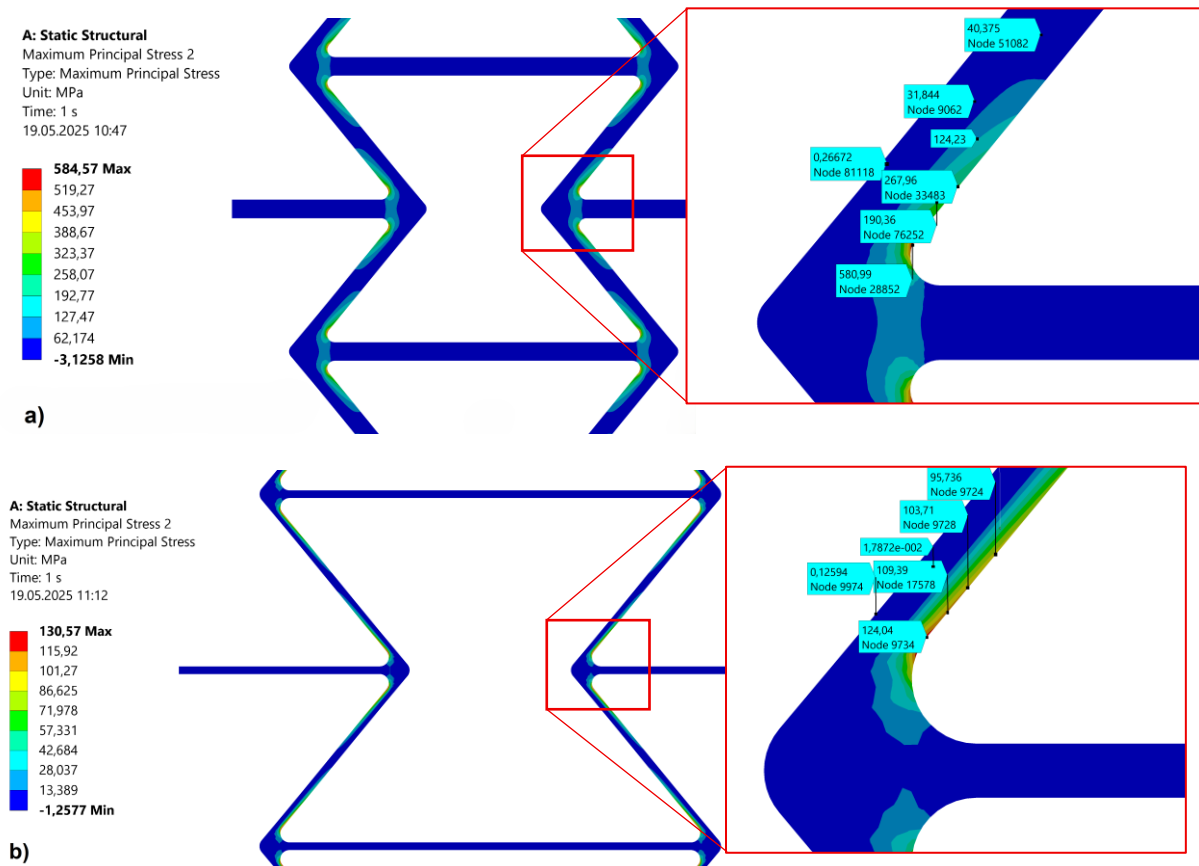
Příčinou tohoto trendu je způsob zatěžování. Při tvrdém zatěžování je na strukturu předepsán konstantní posuv, což znamená, že struktury s větší tloušťkou stěn a tím pádem vyšší celkovou tuhostí mají menší schopnost přizpůsobit se této deformaci. Větší odpor vůči deformaci zapříčiní vyšší celkové napětí ve struktuře a také vyšší napětí v lokálních kritických oblastech. Naopak tenčí stěny struktury se předepsané deformaci přizpůsobí lépe, a proto je pro všechny inklinací úhly dosahováno nejmenších hodnot napětí u nejmenších tloušťek stěn (Obr. 7.29).



Obr. 7.28: Závislost a) prvního hlavní napětí a b) redukovaného napětí dle podmínky HMH v kritickém místě na tloušťce stěn struktury  $t$  pro různé úhly inklinace stěn  $\theta$  při tvrdém zatěžování struktury v tahu.

Zároveň je z Obr. 7.28 patrné, že se s rostoucím úhlem inklinace stěn prohlubují rozdíly mezi napětím. U vyšších úhlů inklinace jsou stěny natočeny více ve směru zatížení, a proto dochází k menšímu ohybu a zatížení je přenášeno spíše tahem. Tím je snížena schopnost struktury tlumit deformace ohybem, což vede k vyšším lokálním napětím.

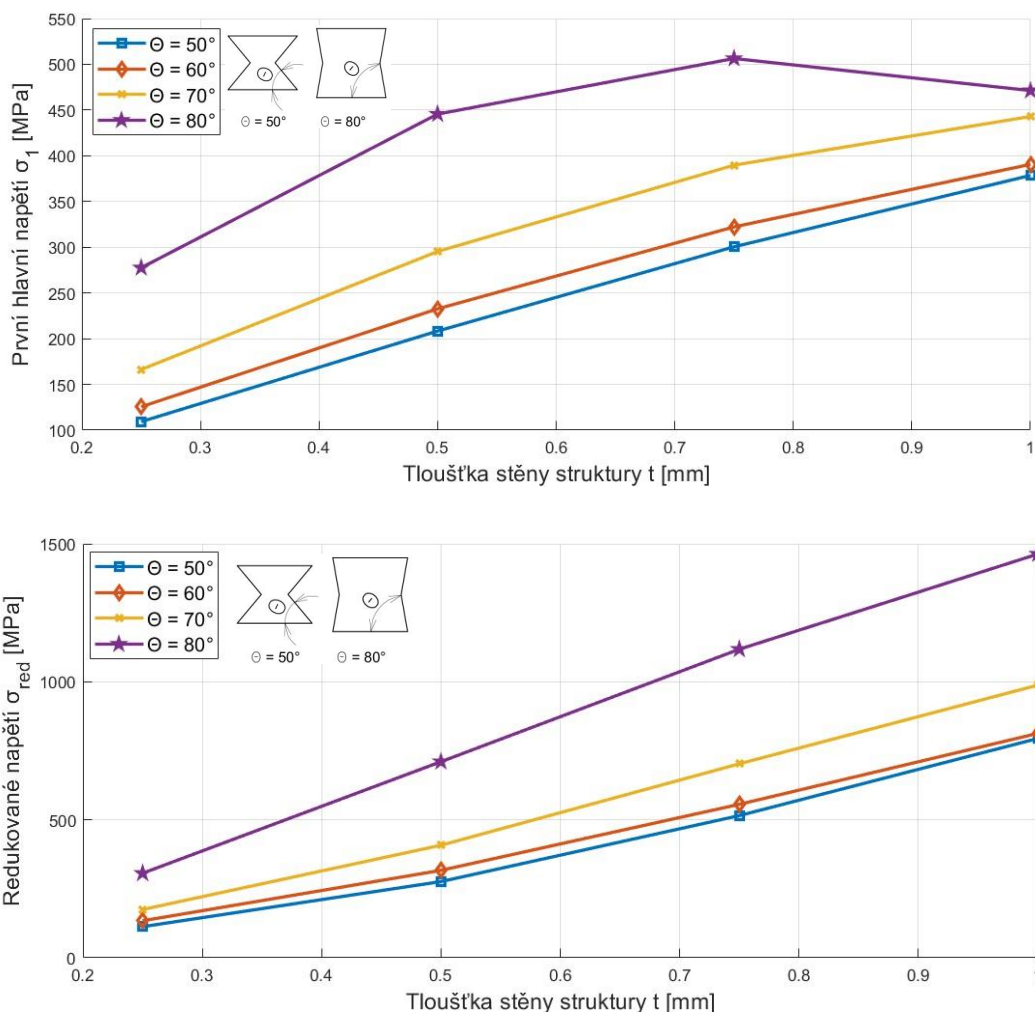
Z uvedených grafů vyplývá závěr, že kombinace velké tloušťky stěn a vysokého úhlu inklinace stěn struktury je při tvrdém zatěžování, kdy je struktura „přinucena“ deformovat se na určitou hodnotu, z hlediska napěťově-deformační odezvy nejméně výhodná.



Obr. 7.29: Rozložení prvního hlavního napětí při tvrdém zatěžování v tahu na strukturách se stejným úhlem inklinace stěn struktury  $\theta = 50^\circ$  a tloušťkou stěn struktury: a)  $t = 0,75 \text{ mm}$ , b)  $t = 0,25 \text{ mm}$ .

U tvrdého zatěžování v tlaku dochází stejně jako u tahového zatěžování s rostoucí tloušťkou stěn struktury k růstu redukovaného i prvního hlavního napětí. Zatímco průběh redukovaného napětí je velmi podobný jako u tahového zatěžování, průběh prvního hlavního napětí vykazuje mírně odlišné chování. Pro úhel inklinace  $\theta = 80^\circ$  dochází po překročení tloušťky stěn  $t = 0,75 \text{ mm}$  k mírnému poklesu napětí. Tento jev může být způsoben v důsledku změny charakteru deformace.

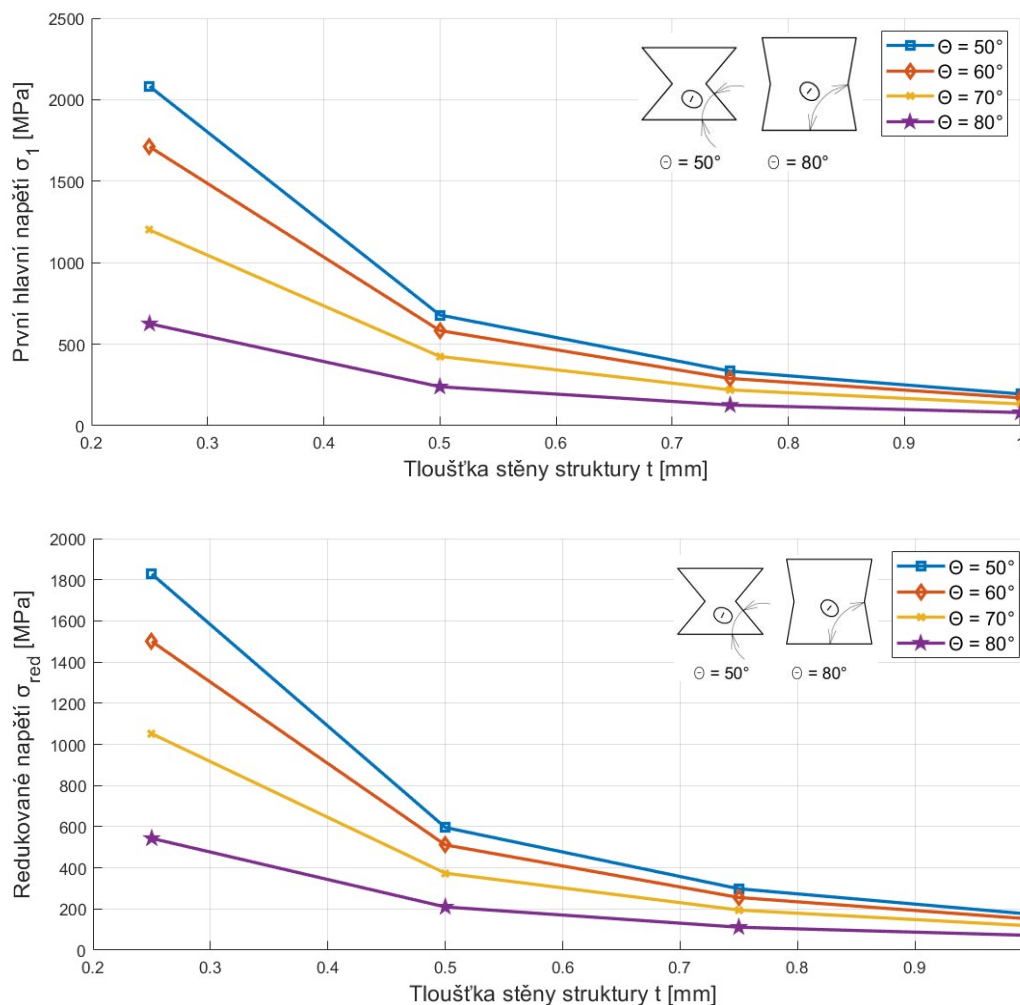
Znovu je však potvrzeno, že při tvrdém tlakovém zatěžování jsou výsledná napětí nižší než při tahovém zatěžování, zejména v oblasti prvního hlavního napětí, protože tlaková složka je při tomto zatěžování dominantní a tahová složka se nachází na opačné straně kritického místa, kde není tak ovlivněna zaoblením.



Obr. 7.30: Závislost a) prvního hlavního napětí a b) redukovaného napětí dle podmínky HMH v kritickém místě na tloušťce stěn struktury  $t$  pro různé úhly inklinace stěn  $\theta$  při tvrdém zatěžení struktury v tlaku.

V případě měkkého zatěžení je vliv tloušťky stěn na napěťovou odezvu struktury značně výrazný (Obr. 7.31). Ve všech případech je vidět pokles napětí s rostoucí tloušťkou stěny, především pak z hodnoty  $t = 0,25 \text{ mm}$  na  $t = 0,5 \text{ mm}$ , kde je pokles nejprudší. U struktur s nižší tloušťkou stěn je zřejmé, že nejsou schopny účinně odolávat definovanému silovému zatěžení, což vede k vysokým koncentracím napětí. Naopak při větší tloušťce stěn je struktura výrazně tužší, deformace jsou nízké, a díky tomu je nízká i napěťová odezva.

Nejvyšších hodnot napětí je dosahováno u nízkých úhlu inklinace stěn struktury. Tento jev souvisí s již dříve diskutovaným principem, kdy u nízkých inklinčních úhlů dochází ke kombinovanému namáhání tlakem a ohybem, kdežto u vyšších úhlů, kde působí převážně tahové namáhání, je napěťová odezva nižší.



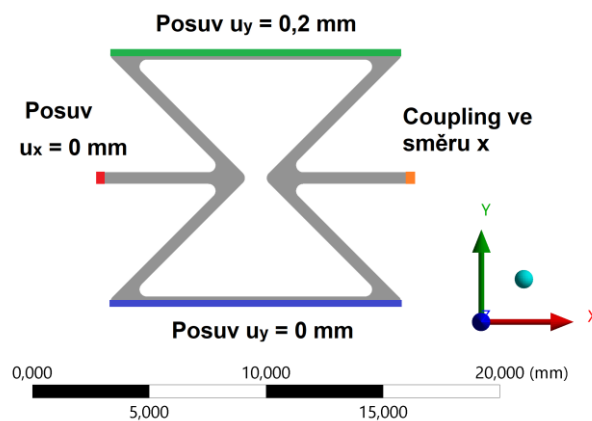
Obr. 7.31: Závislost a) prvního hlavního napětí a b) redukovaného napětí dle podmínky HMMH v kritickém místě na tloušťce stěny struktury  $t$  pro různé úhly inklinace stěn  $\theta$  při měkkém zatěžování struktury v tahu.

## 7.6.4 Parametrická optimalizace

Tato podkapitola se zabývá parametrickou optimalizací geometrie s cílem snížit první hlavní napětí v kritickém místě. V předchozích kapitolách byly analyzovány jednotlivé geometrické parametry a jejich vliv na napěťově-deformační odezvu struktury. Na základě těchto poznatků bylo zjištěno, že z hlediska funkčnosti a charakteru metamateriálových struktur je vhodnější aplikovat zatěžování ve formě předepsaného posuvu. Tato forma lépe odhaluje výhody geometrie, tedy schopnost velkých deformací, kterých konvenční materiály nejsou schopny dosáhnout bez překročení meze kluzu či meze pevnosti.

Naopak při měkkém zatěžování může struktura, která se tvarem blíží spíše běžnému materiálu, klást větší odpor vůči deformacím, a tím vykazovat nižší napětí. Tato situace však neodráží skutečný přínos metamateriálových struktur, jejichž smyslem často není maximální tuhost, ale právě schopnost efektivního rozložení deformací. Proto je pro účely optimalizace zvoleno posuzování na základě tvrdého zatěžování.

Jak již bylo uvedeno, optimalizace bude provedena pouze na jedné základní buňce. Parametry celé struktury totiž vycházejí právě z geometrie této buňky, která se během optimalizace mění. Vzhledem k tomu, že parametry pro sestavení celé struktury byly určovány mimo prostředí Workbench, a to pomocí samostatného Excelového dokumentu, není při neznámých hodnotách parametrů předem možné vytvořit celou strukturu automatizovaně. Tímto zjednodušením je snížena výpočetní náročnost, a proto je možné snížit velikost elementu z původních 0,1 mm na 0,05 mm. Okrajové podmínky byly nastaveny obdobně jako u celé struktury, tedy spodní hrana uchycena ve vertikálním směru, hrana levého volného trámečku uchycena proti pohybu v horizontálním směru a na hranu pravého volného trámečku předepsán *coupling* ve směru  $x$ . Zatěžování probíhalo pomocí posuvu o 0,2 mm v tahu aplikovaného na horní hranu (Obr. 7.32).



Obr. 7.32: Okrajové podmínky jedné buňky struktury pro parametrickou optimalizaci.

V rámci této optimalizace bylo rozmezí parametrů stanoveno na základě předchozí analýzy vlivu geometrických parametrů na napěťově-deformační stav. Jelikož bylo zjištěno, že poměr délky horizontální stěny buňky a délky šikmé stěny buňky  $H/L$  nemá na napěťovou odezvu vliv, byl nastaven na hodnotu 2. V optimalizaci tedy vystupovaly pouze 3 parametry:

- Poloměr zaoblení  $R \in \langle 0,1; 1,2 \rangle \text{ mm}$
- Úhel inklinace stěn struktury  $\theta \in \langle 45; 80 \rangle^\circ$
- Tloušťka stěny struktury  $t \in \langle 0,25; 1 \rangle \text{ mm}$

Pro optimalizaci bylo využito modulu Direct Optimization v prostředí ANSYS Workbench. Tento modul umožňuje řídit optimalizační proces na základě definovaných podmínek. Je umožněn také výběr mezi několika typy optimalizačních algoritmů, jako jsou např. Screening, MOGA (Multi-Objective Genetic Algorithm), NLPQL, MISQP nebo adaptivní metody pro jedno či vícekritériální úlohy. Výhodou je také možnost automatické volby metody na základě definovaných podmínek a také dle charakteru úlohy a složitosti optimalizačního prostoru. [33]

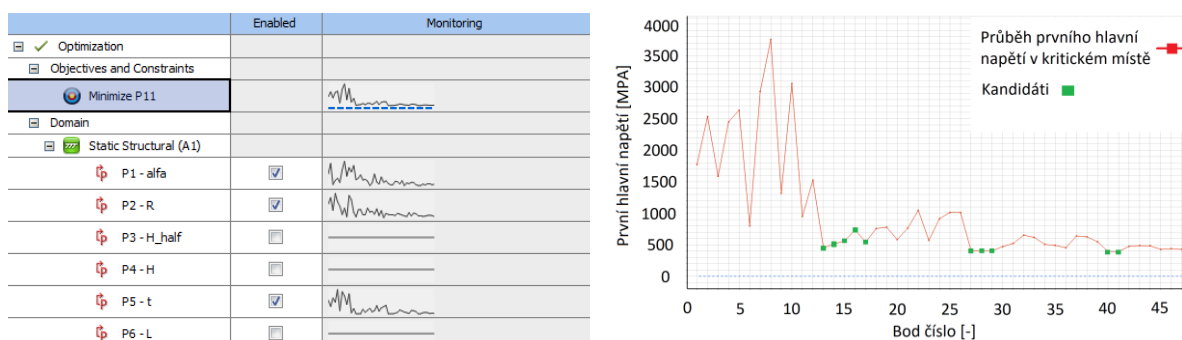
Byl zvolen automatický režim výběru metody s cílem minimalizovat maximální hlavní napětí, přičemž ANSYS zvolil algoritmus Adaptive Single-Objective. Pro výpočet byla nastavená střední doba trvání. Program postupně vytvářel geometrické konfigurace, jejichž cílem bylo konvergovat k optimálnímu řešení.

Na Obr. 7.33 lze vidět výstup z optimalizačního modulu. Obr. 7.33a zobrazuje vývoj jednotlivých geometrických parametrů v průběhu optimalizačního procesu. Výsledky potvrzují

správnost předchozích analýz – k dosažení minimální hodnoty prvního hlavního napětí v kritickém místě byly vybrány hodnoty parametrů blízké dolní hranici definovaného rozsahu.

Konkrétně byl zvolen nízký úhel inklinace stěn struktury  $\theta$ , malý poloměr zaoblení  $R$  (avšak ne nejnížší možný, jelikož napětí nejprve s rostoucím poloměrem zaoblení klesá a následně roste (Obr. 7.22)) a nízká tloušťka stěn struktury  $t$ .

Na Obr. 7.33b je zobrazen průběh hodnot prvního hlavního napětí v kritickém místě v závislosti na vyvíjející se konfiguraci geometrie. Je patrné, že algoritmus směřuje ke konvergenci a postupně nalézá konfigurace vykazující stále nižší úroveň napětí, přesně podle zadaného cíle optimalizace.

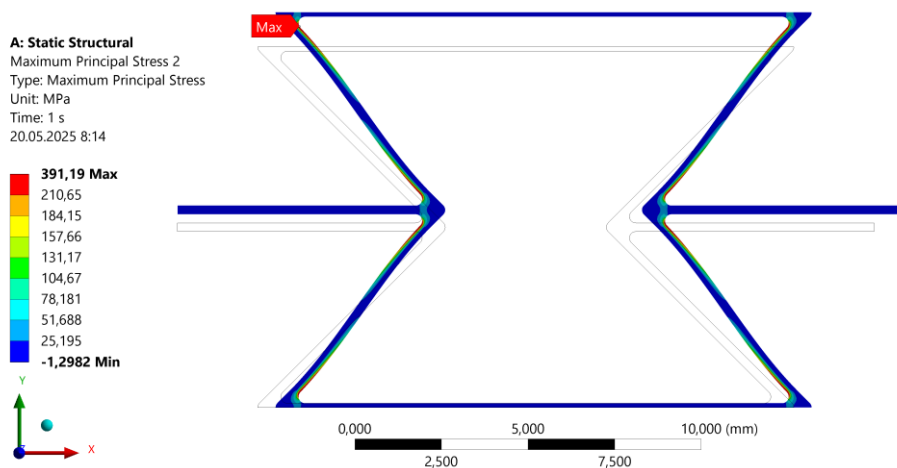


Obr. 7.33: Výstup z optimalizačního modulu: a) vývoj jednotlivých geometrických parametrů v průběhu optimalizačního procesu, b) průběh prvního hlavního napětí v kritickém místě v závislosti na geometrické konfiguraci.

Celý výpočet trval přibližně hodinu a vygeneroval celkem 47 různých konfigurací základní buňky. Výsledkem jsou 3 nejlepší kandidáti, kteří nejlépe splnili zadaný požadavek. Jejich konkrétní hodnoty geometrických parametrů jsou uvedeny v Tab. 7.3. Průběh prvního hlavního napětí a deformaci pro nejuvhodnější konfiguraci lze sledovat na Obr. 7.34.

Tab. 7.3: 3 Geometrické konfigurace buňky nejlépe splňující podmínku minimálního prvního hlavního napětí v kritickém místě.

Kandidát	Poměr $H/L$ [-]	Úhel inklinace stěn struktury $\theta$ [°]	Poloměr zaoblení $R$ [mm]	Tloušťka stěny struktury $t$ [mm]	Maximální první hlavní napětí $\sigma_1$ [MPa]
1	2,00	45,00	0,19	0,25	391,19
2	2,00	53,02	0,14	0,25	449,39
3	2,00	48,62	0,15	0,29	489,88



Obr. 7.34: První hlavní napětí na buňce s geometrickou konfigurací, která nejlépe splňuje podmínku minimálního prvního hlavního napětí v kritickém místě.

## 7.7 Výpočet únavové životnosti

Tato kapitola se zaměřuje na predikci únavové životnosti pro definovanou strukturu a její vybrané geometrické konfigurace. V předchozích kapitolách byly detailně analyzovány vlivy jednotlivých geometrických parametrů a způsobu zatěžování na napětově-deformační odezvu. Zvláštní pozornost byla věnována dvěma typům napětí – prvnímu hlavnímu napětí a redukovanému napětí dle podmínky HMM, které slouží jako vstupní veličiny pro výpočet únavové životnosti.

Na základě těchto poznatků lze predikovat, které geometrické vlastnosti mají příznivý či negativní vliv nejen na okamžitou napětovou odezvu, ale i na životnost struktury při cyklickém zatěžování. Z tohoto důvodu není v této kapitole cílem provést plnohodnotnou parametrickou studii, ale spíše demonstrovat, jak zásadně může únavová životnost reagovat na změnu vybraných parametrů nebo zatěžovacích podmínek.

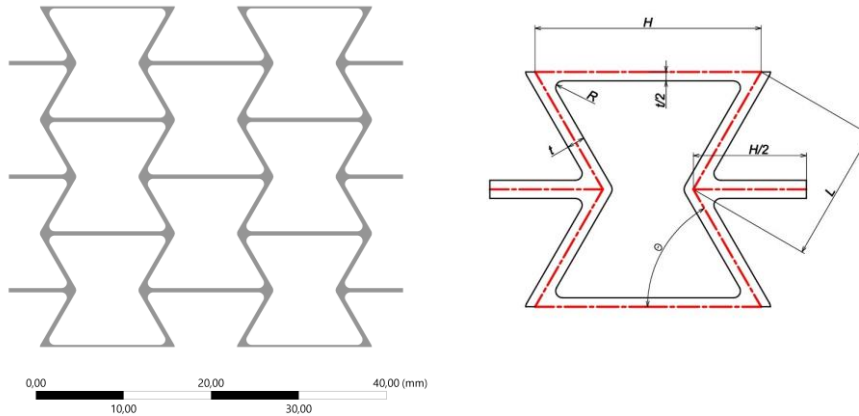
### 7.7.1 Definice výchozí struktury a cyklického zatěžování

Pro výpočet únavové životnosti byl zvolen přístup měkkého (silou řízeného) zatěžování. Tento přístup je výhodný zejména proto, že při opakovaném zatěžování se může struktura postupně přizpůsobovat působícím silám. Měkké zatěžování zároveň odpovídá běžným experimentálním podmínkám při zkoumání vysokocyklové únavy, a tak je možné porovnání výpočtového modelu s experimentálním měřením. Okrajové podmínky jsou stejné jako při vyhodnocování napětově-deformační odezvy v předchozí kapitole (Obr. 7.12) a Wöhlerova křivka, vůči které je životnost vyhodnocována, je znázorněna na Obr. 7.2.

Výpočty vycházejí ze základní geometrické konfigurace struktury, která má všechny parametry nastaveny přibližně ve středu jejich definovaných rozmezí. Geometrie této výchozí struktury je uvedena na Obr. 7.35 a její konkrétní parametry jsou shrnuty v Tab. 7.4.

Tab. 7.4: Geometrické parametry buňky výchozí struktury pro posouzení únavové životnosti.

$H$ [mm]	$L$ [mm]	$H/L$ [-]	$\theta$ [°]	$R$ [mm]	$t$ [mm]
15	7,5	2	60	0,6	0,5

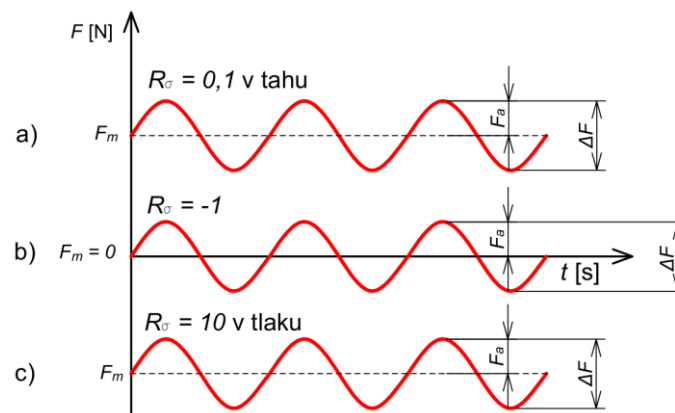


Obr. 7.35: Geometrie výchozí struktury a její základní buňky pro posouzení únavové životnosti.

Z hlediska cyklického zatěžování byly analyzovány tři různé typy napěťových cyklů s různými poměry asymetrie  $R_\sigma$ . Tato zatěžovací schémata jsou znázorněna na Obr. 7.36 a konkrétní hodnoty zatěžovacích sil pro výchozí geometrii jsou uvedeny v Tab. 7.5.

Všechny cykly byly normalizovány tak, aby vycházely ze základní síly 50 N, jelikož při tomto zatížení se hodnoty amplitud napětí v kritických místech struktury nacházejí zhruba ve střední hodnotě rozmezí únavové křivky. Díky tomu lze na zvolené konfiguraci demonstrovat nejen vývoj únavové životnosti při změně geometrických parametrů, ale také vliv samotné amplitudy síly na výsledné cykly do porušení.

Při hodnocení budou využity dvě napěťové veličiny – první hlavní napětí a redukované napětí dle podmínky HMM. Zohlednění obou veličin umožňuje porovnání výstupů různých predikčních metod a posouzení jejich vhodnosti pro výpočet únavové životnosti struktury definované v této práci či struktury jiné.



Obr. 7.36: Schémata řešených zatěžovacích cyklů. Dle poměru asymetrie cyklu jsou rozděleny na: a) pulsující cyklus v tahu, b) střídavý symetrický cyklus a c) pulsující cyklus v tlaku.

Tab. 7.5: Hodnoty zatížení řešených cyklů.

Zatěžování	R [-]	$\Delta F$ [N]	$F_{max}$ [N]	$F_m$ [N]	$F_a$ [N]
a)	0,1 (tah)	45	50	27,5	22,5
b)	-1	50	25	0	25
c)	10 (tlak)	45	-5	-27,5	22,5

### 7.7.2 Vyhodnocení životnosti

Vyhodnocení únavové životnosti bylo provedeno v prostředí Fatigue Tool pro pulsující cyklus v tahu a střídavý symetrický cyklus. V těchto případech se první hlavní napětí jednoznačně uplatňuje jako maximální napěťová složka ve struktuře, což umožňuje spolehlivě identifikovat kritické místo a odpovídající životnost.

Pro případ zatěžování pulsujícím cyklem v tlaku však nebylo možné Fatigue Tool využít přímo.

Důvodem je, že v tlakem namáhané struktuře vznikají výrazné tlakové složky napětí, které v absolutní hodnotě převyšují tahové (tedy platí:  $|\sigma_3| > |\sigma_1|$ ). Fatigue Tool však standardně vyhodnocuje amplitudu napětí jako maximální rozdíl hlavních napětí mezi horní a dolní hranicí cyklu. V tomto případě je ale rozdíl mezi třetími hlavními napětími během cyklu větší než rozdíl mezi prvními. Výsledkem je, že nástroj určí za kritické místo oblast, kde působí čistě tlakové napětí, a tím dochází k umělému podhodnocení výsledné životnosti.

Z tohoto důvodu byla životnost pro tlakový pulsující cyklus stanovena ručně. Byla provedena analýza s 2 zatěžujícími kroky (-5 N a -50 N), ze kterých byla spočtena amplituda napětí, která byla následně korigována pomocí Goodmanova kritéria na vliv středního napětí. Tato efektivní hodnota amplitudy napětí byla poté porovnána s S-N křivkou pro stanovení životnosti.

V Tab. 7.6 jsou uvedeny výsledky výpočtu únavové životnosti základní geometrické konfigurace při třech typech cyklického zatěžování. U každého typu byly hodnoceny dvě varianty výpočtu, a to na základě prvního hlavního a redukovaného napětí dle podmínky HMM, které byly použity pro stanovení amplitudy napětí vstupující výpočtu únavové životnosti.

Tab. 7.6: Výsledky ekvivalentní amplitudy napětí a životnosti základní struktury pro různé typy zatěžování.

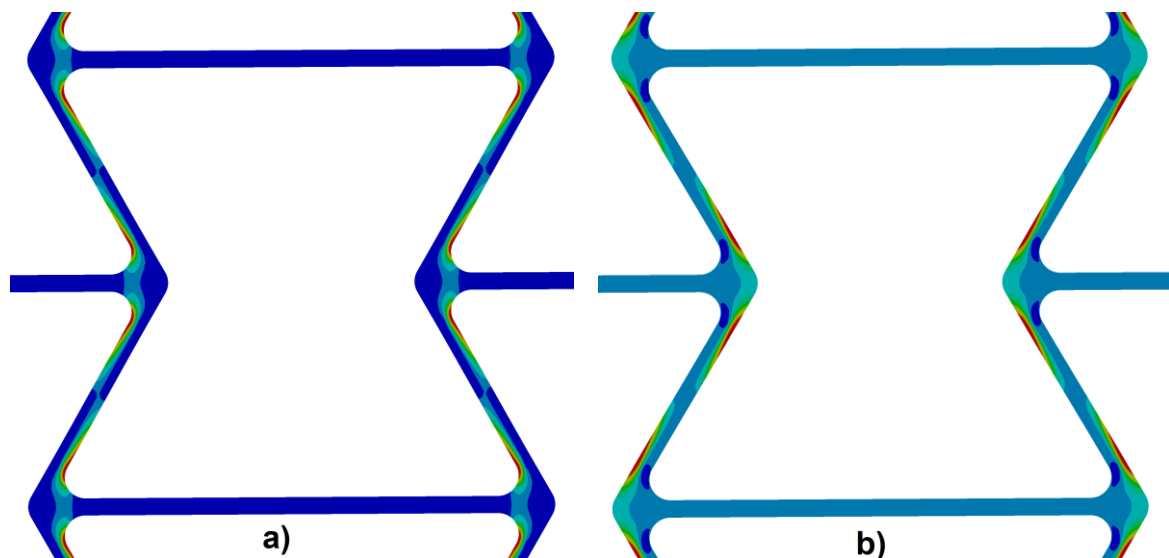
$R_\sigma$ [-]	$ F_{max} $ [N]	$F_a$ [N]	Typ napětí	Ekvivalentní amplituda napětí [MPa]	Životnost [-]
0,1	50	22,5	$\sigma_1$	246,2	31288
0,1	50	22,5	$\sigma_{red}$	210,0	60610
-1	25	25	$\sigma_1$	216,8	53110
-1	25	25	$\sigma_{red}$	190,8	90468
10	-50	22,5	$\sigma_1$	171,3	141779
10	-50	22,5	$\sigma_{red}$	222,6	47593

Z výsledků je patrné, že pro všechny případy vykazuje výpočet založený na redukovaném napětí vyšší životnost než výpočet založený na prvním hlavním napětí. To je dáno tím, že první hlavní napětí reprezentuje pouze tahovou složku napětí, která je v kritickém místě mnohem větší než ostatní složky. Redukované napětí zohledňuje všechny složky napětí, které celkový napětěový stav v kritickém místě snižují, díky čemuž je hodnota životnosti vyšší.

Nejkratší životnost byla dosažena při tahovém zatěžování ( $R = 0,1$ ) spočtená z prvního hlavního napětí, kde při hodnotě ekvivalentní amplitudy napětí  $\sigma_a = 246,2 \text{ MPa}$  dojde k porušení po 31288 cyklech. Naopak nejvyšší životnosti bylo dosaženo při pulsujícím cyklu v tlaku ( $R = 10$ ) s použitím prvního hlavního, kde při ekvivalentní amplitudě napětí  $\sigma_a = 171,3 \text{ MPa}$  dojde k porušení po 141779 cyklech, což odpovídá více než čtyřnásobku nejnižší spočtené životnosti.

K výrazným rozdílům v predikované životnosti dochází ze dvou hlavních důvodů. Prvním je způsob korekce amplitudy napětí v závislosti na hodnotě středního napětí. U symetrického střídavého cyklu sice dochází k většímu zatěžovacímu rozkmitu síly než u ostatních případů, nicméně výsledná amplituda napětí není korigována, protože střední napětí je nulové. Oproti tomu v případě asymetrických cyklů dochází ke korekci amplitudy napětí směrem nahoru kvůli nenulové hodnotě středního napětí. Tento vliv se zohledňuje pomocí Goodmanovy korekce a vede ke zkrácení životnosti i přes nižší celkový rozkmit.

Druhým důvodem rozdílné životnosti je změna polohy kritického místa v závislosti na směru zatěžování. Při zatěžování v tahu vzniká nejvyšší hodnota prvního hlavního napětí v oblasti zaoblení, zatímco při tlakovém zatěžování se kritické místo přesouvá na opačnou stranu stěny struktury (Obr. 7.37). U střídavého cyklu se tedy během jedné periody mění poloha kritického místa. V tahové fázi vzniká napětěová koncentrace v místě zaoblení, zatímco v tlakové fázi na protilehlé straně. Jelikož jsou však tahové složky napětí v tomto typu struktury obecně výraznější, celkově vznikají větší hodnoty u střídavého symetrického zatěžování v oblasti zaoblení, je toto místo bráno jako kritické.



Obr. 7.37: Rozložení prvního hlavního napětí na struktuře namáhané v: a) tahu, b) tlaku. Červené místa označují polohy s nejvyššími hodnotami.

Následně byl analyzován vliv jednotlivých geometrických parametrů buňky na celkovou životnost. Pro lepší přehled o vlivu jednotlivých parametrů na únavovou životnost bylo zvoleno porovnání pomocí relativní změny životnosti vůči výchozí konfiguraci popsané na Obr. 7.35. V Tab. 7.7 – Tab. 7.15 jsou uvedeny výsledky vždy pro tři různé typy cyklického zatěžování -  $R_\sigma = 0,1$  v tahu,  $R_\sigma = -1$ ,  $R_\sigma = 10$  v tlaku, přičemž konkrétní hodnoty sil jsou uvedeny v Tab. 7.5. Pro každý případ jsou uvedeny hodnoty ekvivalentní amplitudy prvního hlavního napětí  $\sigma_{1,a,ekv}$  a redukovaného napětí dle podmínky HMM  $\sigma_{red,a,ekv}$ , které vstupovaly do výpočtu životnosti. Nejprve byl zkoumán vliv inklinčního úhlu na životnost a výsledky jsou znázorněny v Tab. 7.7 - Tab. 7.9.

Tab. 7.7: Vliv inklinčního úhlu stěn  $\theta$  na životnost při pulsujícím cyklu v tahu ( $R_\sigma = 0,1$ ).

$R_\sigma = 0,1$ (tah)						
$\theta$ [°]	$\sigma_{1,a,ekv}$ [MPa]	Životnost [-]	Relativní změna životnosti [%]	$\sigma_{red,a,ekv}$ [MPa]	Životnost [-]	Relativní změna životnosti [%]
50	274,1	20007	-36,1	232,3	39806	-34,3
55	266,7	22473	-28,2	226,0	44662	-26,3
60	246,2	31288	Referenční	210,0	60610	Referenční
65	215,1	54921	75,5	183,8	105582	74,2
70	178,1	120621	285,5	152,6	229343	278,4

Tab. 7.8: Vliv inklinčního úhlu stěn  $\theta$  na životnost při střídavém symetrickém cyklu ( $R_\sigma = -1$ ).

$R_\sigma = -1$						
$\theta$ [°]	$\sigma_{1,a,ekv}$ [MPa]	Životnost [-]	Relativní změna životnosti [%]	$\sigma_{red,a,ekv}$ [MPa]	Životnost [-]	Relativní změna životnosti [%]
50	235,8	37439	-29,5	207,0	64365	-28,9
55	230,8	40918	-23,0	202,5	70605	-22,0
60	216,8	53110	Referenční	190,8	90468	Referenční
65	194,5	83488	57,2	170,9	143185	58,3
70	166,4	160100	201,4	145,9	1,00E+07	-

Tab. 7.9: Vliv inklinčního úhlu stěn  $\theta$  na životnost při pulsujícím cyklu v tlaku ( $R_\sigma = 10$ ).

$R_\sigma = 10$ (tlak)						
$\theta$ [°]	$\sigma_{1,a,ekv}$ [MPa]	Životnost [-]	Relativní změna životnosti [%]	$\sigma_{red,a,ekv}$ [MPa]	Životnost [-]	Relativní změna životnosti [%]
50	191,1	89835	-36,6	242,4	33342	-29,9
55	187,8	96655	-31,8	237,8	36148	-24,0
60	171,3	141779	Referenční	222,6	47594	Referenční
65	149,2	1,00E+07	-	195,9	80969	70,1
70	121,6	1,00E+07	-	163,4	172543	262,5

Z provedeného porovnání je patrné, že úhel inklinace stěn struktury má na únavovou životnost výrazný vliv. Ve všech třech typech cyklického zatěžování došlo s rostoucím úhlem k výraznému nárůstu životnosti. U extrémních případů se životnost zvýšila o více než 250 % oproti výchozí hodnotě, přičemž úhel byl změněn o pouhých 10°.

Při nejvyšších hodnotách úhlu ( $\theta = 70^\circ$ ) již v některých případech amplituda napětí klesla pod korigovanou mez únavy  $\sigma_{c,ekv} = 150 \text{ MPa}$  a k porušení by nemělo dojít ani po  $10^7$  cyklech. Tento jev potvrzuje, že vyšší úhly inklinace stěn vedou k efektivnějšímu přenosu zatížení s menšími napěťovými koncentracemi a zajišťují tak velkou odolnost vůči únavovému porušení.

Trend byl konzistentní napříč všemi typy cyklů i oběma napěťovými přístupy, což potvrzuje, že úhel inklinace stěn je jedním z nejdůležitějších parametrů ovlivňující únavovou životnost této vybrané struktury.

Dalším zkoumaným parametrem je poloměr zaoblení, který měl podle napěťově-deformační analýzy výrazný vliv na změnu napěťové odezvy při jeho modifikaci. Výsledky jsou zobrazeny v Tab. 7.10 - Tab. 7.12.

Tab. 7.10: Vliv poloměru zaoblení  $R$  na životnost při pulsujícím cyklu v tahu ( $R_\sigma = 0,1$ ).

$R_\sigma = 0,1$ (tah)						
$R$ [mm]	$\sigma_{1,a,ekv}$ [MPa]	Životnost [-]	Relativní změna životnosti [%]	$\sigma_{red,a,ekv}$ [MPa]	Životnost [-]	Relativní změna životnosti [%]
0,4	312,8	11587	-63,0	264,3	23312	-61,5
0,5	275,6	19549	-37,5	233,9	38762	-36,0
0,6	246,2	31288	Referenční	210,0	60610	Referenční
0,7	220,9	49105	56,9	188,6	94835	56,5
0,8	197,2	78797	151,8	169,4	148439	144,9

Tab. 7.11: Vliv poloměru zaoblení  $R$  na životnost při střídavém symetrickém cyklu ( $R_\sigma = -1$ ).

$R_\sigma = -1$						
$R$ [mm]	$\sigma_{1,a,ekv}$ [MPa]	Životnost [-]	Relativní změna životnosti [%]	$\sigma_{red,a,ekv}$ [MPa]	Životnost [-]	Relativní změna životnosti [%]
0,4	260,8	24596	-53,7	229,2	42117	-53,4
0,5	236,9	36751	-30,8	208,1	62999	-30,4
0,6	216,8	53110	Referenční	190,8	90468	Referenční
0,7	198,8	76224	43,5	174,6	130913	44,7
0,8	181,2	112253	111,4	159,5	190754	110,9

Tab. 7.12: Vliv poloměru zaoblení  $R$  na životnost při pulsujícím cyklu v tlaku ( $R_\sigma = 10$ ).

$R_\sigma = 10$ (tlak)						
$R$ [mm]	$\sigma_{1,a,ekv}$ [MPa]	Životnost [-]	Relativní změna životnosti [%]	$\sigma_{red,a,ekv}$ [MPa]	Životnost [-]	Relativní změna životnosti [%]
0,4	203,1	69719	-50,8	283,0	17490	-63,3
0,5	187,0	98428	-30,6	249,1	29769	-37,5
0,6	171,3	141779	Referenční	222,6	47594	Referenční
0,7	156,0	209475	47,7	198,8	76248	60,2
0,8	141,4	1,00E+07	-	177,6	121840	156,0

Při malých hodnotách poloměru zaoblení dochází k výrazné koncentraci napětí v oblasti spojení stěn, což vede ke snížení životnosti v některých případech o více než 60 % oproti referenčnímu stavu. Vliv poloměru zaoblení je nejméně výrazný u životnosti stanovené z prvního hlavního napětí při pulsujícím cyklu v tlaku. Je to dáno tím, že kritické místo se v tomto případě nachází na opačné straně stěny, než kde je geometrické zaoblení, a proto není změnou poloměru výrazně ovlivněno.

Naopak s růstem zaoblení se napěťová koncentrace výrazně snižuje, což umožňuje rovnoměrnější rozložení napětí a tím i nárůst životnosti. Nejvyšší hodnoty životnosti byly dosaženy při největším analyzovaném poloměru  $R = 0,8$  mm, přičemž v jednom případě se hodnota napětí dostala pod mez únavy a k porušení by nemělo dojít ani po  $10^7$  cyklech.

Poslední sledovaným parametrem byla tloušťka stěny s výsledky v Tab. 7.13 - Tab. 7.15.

Tab. 7.13: Vliv tloušťky stěny struktury  $t$  na životnost při pulsujícím cyklu v tahu ( $R_\sigma = 0,1$ ).

$R_\sigma = 0,1$ (tah)						
$t$ [mm]	$\sigma_{1,a,ekv}$ [MPa]	Životnost [-]	Relativní změna životnosti [%]	$\sigma_{red,a,ekv}$ [MPa]	Životnost [-]	Relativní změna životnosti [%]
0,3	952,3	0	-100,0	739,2	0	-100,0
0,4	422,1	0	-100,0	350,8	7255	-88,0
0,5	246,2	31288	Referenční	210,0	60610	Referenční
0,6	162,2	177861	468,5	139,7	1,00E+07	-
0,7	116,3	1,00E+07	-	100,8	1,00E+07	-

Tab. 7.14: Vliv tloušťky stěny struktury  $t$  na životnost při střídavém symetrickém cyklu ( $R_\sigma = -1$ ).

$R_\sigma = -1$						
$t$ [mm]	$\sigma_{1,a,ekv}$ [MPa]	Životnost [-]	Relativní změna životnosti [%]	$\sigma_{red,a,ekv}$ [MPa]	Životnost [-]	Relativní změna životnosti [%]
0,3	525,9	0	-100,0	460,0	0	-100,0
0,4	323,8	9989	-81,2	283,9	17306	-80,9
0,5	216,8	53110	Referenční	190,8	90468	Referenční
0,6	153,7	222457	318,9	135,1	1,00E+07	-
0,7	115,0	1,00E+07	-	101,2	1,00E+07	-

Tab. 7.15: Vliv tloušťky stěny struktury  $t$  na životnost při pulsujícím cyklu v tlaku ( $R_\sigma = 10$ ).

$R_\sigma = 10$ (tlak)						
$t$ [mm]	$\sigma_{1,a,ekv}$ [MPa]	Životnost [-]	Relativní změna životnosti [%]	$\sigma_{red,a,ekv}$ [MPa]	Životnost [-]	Relativní změna životnosti [%]
0,3	1060,1	0	-100,0	1154,1	0	-100,0
0,4	332,4	8950	-93,7	402,0	0	-100,0
0,5	171,3	141779	Referenční	222,6	47594	Referenční
0,6	104,2	1,00E+07	-	144,3	1,00E+07	-
0,7	69,2	1,00E+07	-	102,8	1,00E+07	-

Z výsledků je vidět, že tloušťka stěny struktury také patří mezi zásadní parametry ovlivňující únavovou životnost zkoumané struktury. Zatímco při velmi tenkých stěnách se ve struktuře koncentrují velmi vysoká napětí, a tedy i nízké životnosti, se zvyšující se tloušťkou stěn amplituda klesá až pod mez únavy materiálu. Je to dáno tím, že referenční tloušťka stěny struktury  $t = 0,5 \text{ mm}$  je malá, a proto i změny v řádu desetin milimetru vyvolají tak obrovské změny v životnosti.

Výsledky tedy ukazují, že zvýšení tloušťky stěny může být velmi efektivní cestou ke korekci únavové životnosti podle velikosti zatížení. Je však nutné počítat i s tím, že dochází zároveň k výrazné změně tuhosti a tím i celkového mechanického chování struktury.

Na základě provedené analýzy lze shrnout, že únavová životnost vybrané metamateriálové struktury je výrazně ovlivněna geometrií základní buňky, přičemž největší vliv měly tloušťka stěny a inklinací úhel stěny struktury. U všech tří zkoumaných parametrů byl zaznamenán konzistentní trend, tedy konstantní růst či pokles životnosti v závislosti na parametru. V některých případech docházelo k relativním změnám životnosti o stovky procent.

Ve většině případů vykazovalo použití redukovaného napětí dle HMM vyšší predikovanou životnost oproti prvnímu hlavnímu napětí. To je dáno tím, že první hlavní napětí reflektuje pouze maximální tahovou složku, která je v této struktuře dominantní. Výsledky s použitím prvního hlavního napětí jsou také více konzervativní. Redukované napětí zahrnující všechny složky napětí pak vykazuje nižší hodnoty.

Dále bylo zjištěno, že typ zatěžovacího cyklu ovlivňuje kromě amplitudy napětí také polohu kritického místa. U střídavého cyklického zatěžování by mohlo například dojít k rychlejšímu porušení z důvodu, že je stěna struktury tahově zatěžována na obou jejích stranách v oblasti zaoblení, což není nijak ve výpočtech zahrnuto. Z tohoto důvodu je vždy nutné zohlednit konkrétní typ zatěžování při vyhodnocování životnosti a zvolit vhodný přístup.

## 8 Metodika pro experimentální ověření numerického modelu

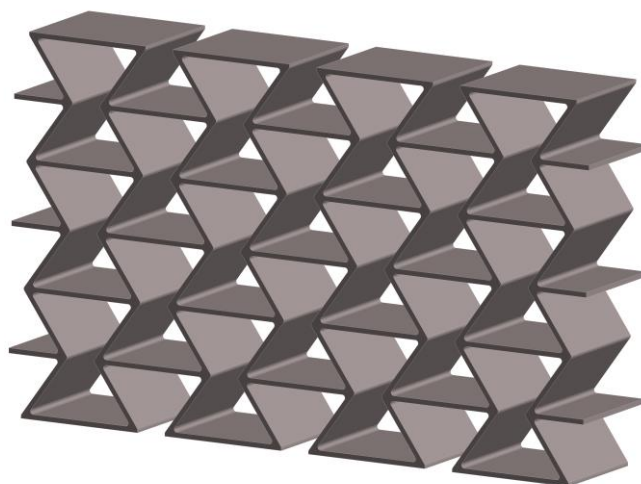
Pro účely validace numerických výpočtů měla být v této práci vyrobena analyzovaná metamateriálová struktura aditivní technologií SLM z materiálu Ti-6Al-4V. Z důvodu technické poruchy 3D tiskárny však nebylo možné prototyp vyrobit. Tato kapitola proto alespoň popíše, jakým způsobem by se postupovalo v rámci přípravy geometrie na testování a také experimentálního testování.

### 8.1 Geometrie vzorku

V rámci této práce byla geometrie zkoumané struktury zjednodušena na dvourozměrný rovinný model s předpokladem rovinné deformace. Pro zvýšení výpočetní efektivity a zajištění dostatečného uchycení modelu v prostoru byla dále využita geometrická symetrie, která umožnila modelování pouze poloviny struktury. Toto zjednodušení bylo provedeno za účelem snížení výpočetní náročnosti, přičemž bylo očekáváno, že nedejde ke zhoršení výsledků.

Reálná geometrie struktury je však trojrozměrná. Aby byly zachovány podmínky rovinné deformace, musí mít vzorek dostatečnou tloušťku. Síla v numerickém modelu by poté musela být násobena tloušťkou struktury, aby bylo možné modelování a experimentální měření porovnat. Numerický model má navíc tenčí horní a dolní horizontální stěny, což vzniklo při tvorbě modelu při kopírování jednotkové buňky. Tyto stěny by tedy byly upraveny tak, aby byly stejně tlusté, jako ostatní ve struktuře. Na Obr. 8.1 je znázorněno, jak by mohla zkušební struktura vypadat.

Pro experimentální ověření by bylo vhodné navrhnout sadu vzorků reprezentujících různé geometrické konfigurace. S ohledem na 3 nejlépe sledované parametry (úhel inklinace stěn struktury  $\theta$ , poloměr zaoblení  $R$  a tloušťka stěn struktury  $t$ ) by stačilo vyrobit pro každý parametr 2 varianty (konfigurace s pozitivním a negativním vlivem na životnost), tedy celkem 6 vzorků. Každý by byl testován při různých úrovních zatížení, což by však znamenalo nutnost vyrobit desítky struktur. S ohledem na použitý materiál Ti-6Al-4V by to však bylo dost nákladné.

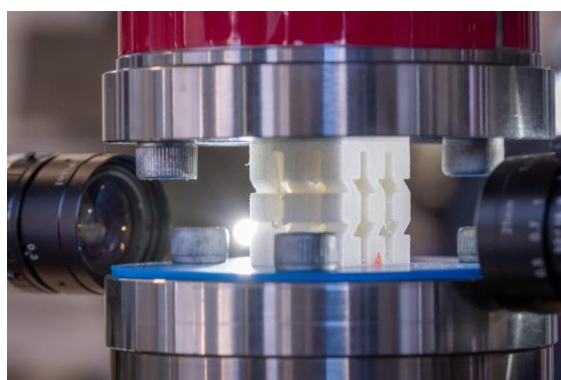


Obr. 8.1: Vizualizace zkušebního vzorku struktury pro zkoušku v tlakové oblasti.

## 8.2 Upnutí vzorku a definice zatěžovacích podmínek

Zkoušení by probíhalo na zkušebním stroji Instron E10000, který byl využit také pro testování „dog bone“ vzorků v rámci této práce. Tento stroj umožňuje zatěžování řízené jak posuvem, tak silou. Vzhledem k tomu, že je v této práci zkoumána vysokocyklová únavová životnost, bylo by zvoleno řízení silou, které se u těchto analýz běžně využívá. Stroj umožňuje velmi přesné řízení i při nízkých úrovních síly v řádu jednotek až desítek newtonů, což je pro tyto typy struktur klíčové.

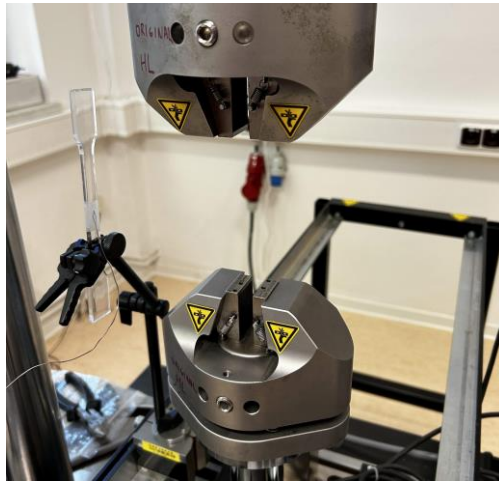
Upínání vzorků by záviselo na charakteru cyklického zatížení. Pro zatížení v tlaku by nebyla potřeba žádná úprava geometrie. Vzorek by byl jednoduše předepnut mezi základny stroje, podobně jako v [34], kde byl řešen obdobný problém na polymerních metamateriálech (Obr. 8.2).



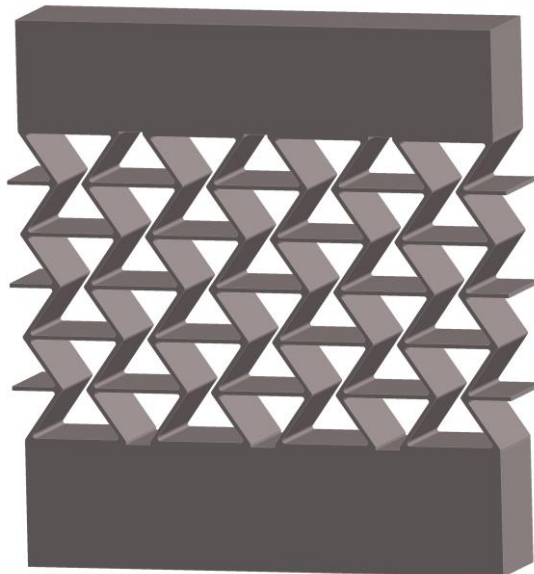
Obr. 8.2: Upnutí vzorku pro testování cyklickým zatěžováním v tlaku [34].

Pro cyklické zatěžování v tahu nebo u střídavého symetrického cyklu by bylo nutné upravit geometrii. Jedním z možných řešení by bylo natisknout na horní a spodní stranu struktury zakončení ve tvaru bloku, které by sloužilo k uchycení struktury bez ovlivnění kritických oblastí ve struktuře. Kritické místo by zůstalo zachováno v oblasti zaoblení mezi stěnami. Je však třeba upozornit, že v numerickém modelu nebyl posuv horní a dolní části

v horizontálním směru omezován, a proto by se v reálném testování mohla deformace vzorku trochu lišit. Přesnější predikce by tak vyžadovala nové simulace s odpovídajícími okrajovými podmínkami. Na Obr. 8.3 jsou zobrazeny čelisti, do kterých se běžně upínají ploché vzorky pro tahové zkoušky a na Obr. 8.4 je znázorněna úprava vzorku pro takové čelisti.



Obr. 8.3: Čelisti pro uchycení vzorků pro cyklické zkoušky v tahu.



Obr. 8.4: Upravená struktura pro uchycení do čelistí na zkušebním stroji pro únavovou zkoušku v tahové oblasti.

Při zatěžování je vzorek nejprve předeptnut na střední hodnotu síly a poté je zatěžován daným typem cyklu až dojde ke vzniku porušení nebo do dosažení předem definovaného počtu cyklů. Porušení by bylo detekováno například poklesem síly nebo překročením maximálního definovaného posuvu, přičemž stroj automaticky zaznamená odpovídající počet cyklů.

### 8.3 Vyhodnocení únavové životnosti

V poslední části experimentální validace by byla získaná data porovnána s výsledky numerického modelování. Pro shodné typy cyklického zatěžování a stejné zatěžovací podmínky by se porovnával především počet cyklů do porušení a poloha místa porušení s kritickým místem dle simulace.

Cílem by nebylo pouze ověření numericky stanovené životnosti, ale také sledování shody v deformaci mezi reálnou a modelovanou strukturou. Kromě toho by byla hodnocena kvalita povrchu vytištěné struktury a její vliv na rozptyl výsledků. Pozornost by byla věnována také výrobním nepřesnostem a zbytkovému napětí, které běžně vzniká při aditivní výrobě kovových dílů a může ovlivnit únavové chování.

Ačkoli v rámci této práce nemohlo k experimentálnímu ověření dojít, navržená metodika poskytuje náhled na způsob vyhodnocení a může sloužit jako základ pro budoucí experimentální analýzu únavové životnosti kovových metamateriálových struktur.

## 9 Shrnutí výsledků a diskuse

V této kapitole jsou shrnuty a diskutovány klíčové poznatky z numerické analýzy vybrané metamateriálové struktury, se zaměřením na napětově-deformační odezvu a predikci únavové životnosti. Hlavním cílem bylo identifikovat vliv jednotlivých geometrických parametrů a způsobu zatěžování na napětovou odezvu a únavovou životnost.

Z napětově-deformační analýzy vyplynulo, že všechny tři sledované parametry (úhel inklinace stěn struktury  $\theta$ , poloměr zaoblění  $R$  a tloušťka stěn struktury  $t$ ) mají významný vliv na rozložení napětí ve struktuře. V první fázi byl analyzován případ měkkého (silově řízeného) zatěžování. Tento typ zatěžování lépe odpovídá reálným vysokocyklovým zkouškám, protože umožňuje struktuře se postupně přizpůsobovat působícím silám. Nejvýrazněji se zde projevoval vliv inklinacího úhlu, který zásadně ovlivňuje charakter přenosu zatížení. Nízké úhly inklinace stěn vedly k dominantnímu ohybovému namáhání, zatímco vyšší úhly umožnily přenos zatížení převážně tahem, což vedlo k rovnoměrnějšímu rozložení napětí a obecně nižším hodnotám napětí v kritických místech.

Poloměr zaoblění přímo ovlivňoval nejen velikost, ale také polohu kritického místa, které se se zvětšujícím poloměrem vzdalovalo podél stěny od místa spojení horizontálních a šikmých stěn. Zvětšením poloměru zaoblění vedlo ke snížení lokálních maxim. Tloušťka stěn pak primárně ovlivňovala celkovou tuhost struktury, kdy se pro větší tloušťky zvyšoval odpor struktury proti deformaci a snižovaly se hodnoty napětí.

Při silově řízeném zatěžování vykazovala struktura s geometrickými konfiguracemi blízcími se konvenčním materiálům často nižší úroveň napětí, což mohlo vést k nesprávné interpretaci metamateriálových struktur jako méně výhodných. Tento pohled však nezohledňuje jejich specifickou funkčnost a důvod, proč jsou tak důležité. Skutečné výhody těchto struktur se naplno projevují až při posuvem řízeném, tedy tvrdém zatěžování. V tomto režimu je všem konfiguracím předepsána stejná deformace, a právě v tomto případě metamateriály ukazují svou schopnost dosahovat této deformace s výrazně nižší úrovní napětí, na rozdíl od tuhých struktur, které by této deformace dosáhly jen za cenu překročení mezních stavů.

Analýza tvrdého zatěžování ukázala například zajímavé nelineární chování u změny poloměru zaoblění. Zatímco malé zaoblění vedlo k vyšším napětovým koncentracím, postupným zvyšováním jeho hodnot způsobilo snižování maximálního napětí až do určité hodnoty. Při dalším zvyšování poloměru začalo napětí opět růst. Tato optimální hodnota zaoblění, při níž bylo napětí minimální, se zároveň měnila v závislosti na úhlu inklinace stěn struktury. S rostoucím úhlem se toto minimum posouvalo směrem k vyšším hodnotám poloměru, což je způsobeno tím, že při různých inklinacích úhlech je efektivní velikost zaoblění rozdílná.

Na základě deformačně-napětové analýzy byla provedena predikce únavové životnosti pomocí dvou různých přístupů – s využitím prvního hlavního napětí a redukovaného napětí dle podmínky HMH. Životnost byla vyhodnocena pro tři typy cyklického zatěžování – pulsující cyklus v tahu, střídavý symetrický cyklus a pulsující cyklus v tlaku.

Výsledky ukázaly, že použití prvního hlavního napětí jako parametru vstupujícího do výpočtu životnosti, poskytuje obecně konzervativnější výsledky, jelikož zohledňuje pouze tahovou složku napětí, která má zásadní vliv na iniciaci trhlin. Naproti tomu HMH zahrnuje všechny složky napětí a výsledné predikce byly méně konzervativní. Rozdíl mezi oběma přístupy byl

nejvýraznější u tlakových cyklů, kde tahové složky dosahovaly nižších hodnot, ale celkové napětí bylo stále vysoké kvůli přítomnosti tlakových složek. U střídavého cyklu dochází k opakovanému vzniku tahových špiček na protilehlých stranách stěn v oblasti zaoblení, což není ve standardním výpočtu únavové životnosti zohledněno. Tento jev může v praxi vést k lokálnímu oslabení stěny struktury, a to zejména v případě, kdy je v důsledku výrobních nepřesností 3D tiskem, průřez v dané oblasti menší. Taková kombinace může urychlit iniciaci trhliny a vést k předčasnému porušení struktury.

Byla také zohledněna korigovaná mez únavy, která byla stanovena přepočtem z experimentálního měření na „dog bone“ vzorku na  $\sigma_{c,ekv} = 150 \text{ MPa}$ . Výsledky, které měly amplitudu napětí pod touto hranicí, byly považovány za nevedoucí k porušení ani po  $10^7$  cyklech. Tento efekt se projevil zejména u variant s vysokým zaoblením nebo inklinacním úhlem stěn, kde díky příznivému napětíovému stavu klesla amplituda pod mez únavy a životnost tak teoreticky rostla do nekonečna.

Bylo tedy zjištěno, že i malé změny parametrů vedou k velkým změnám únavové životnosti a vhodnou kombinací těchto parametrů je umožněno optimalizovat únavovou životnost pro zatěžování měkké i tvrdé, a také pro různé typy zatěžovacích cyklů. Výhodou u této struktury je to, že k tak výrazným změnám napětíové odezvy a životnosti dochází bez výrazného navýšení objemu materiálu nebo celkové tuhosti.

## 10 Závěr

Tato diplomová práce se zabývala numerickou analýzou únavového chování vybrané mechanické metamateriálové struktury s cílem identifikovat vliv geometrických parametrů a zatěžovacích podmínek na napětově-deformační odezvu a výslednou únavovou životnost.

V teoretické části byla zpracována rešerše zaměřená na elektromagnetické, akustické, termální, a především mechanické metamateriály, které jsou předmětem této práce. Byly popsány jejich deformační mechanismy, základní elastické konstanty a možnosti praktického použití. Vzhledem k tomu, že zadaná struktura měla být vyráběna metodou selektivního laserového tavení, byla podrobně představena technologie aditivní výroby kovových struktur. Dále byla provedena analýza specifik únavového chování kovových materiálů vyrobených 3D tiskem, včetně vlivu procesních defektů, drsnosti povrchu, zbytkových napětí a orientace tisku. V této části byl také popsán materiál Ti-6Al-4V, který byl použit při simulacích. Na závěr teoretické části byly představeny tři přístupy k predikci únavové životnosti, z nichž dva byly použity v praktické části. Tyto přístupy se liší typem napětí, které vstupuje do výpočtu podle Basquinovy rovnice.

Praktická část byla zahájena experimentálním testováním plochého vzorku typu „dog bone“, ze kterého byla sestrojena S-N (Wöhlerova) křivka pro tahové cyklické zatěžování. Následně byla definována metamateriálová struktura typu re-entrant honeycomb, založená na opakující se základní buňce popsané pěti parametry – délka horizontální stěny buňky  $H$ , délka šikmé stěny buňky  $L$ , úhel inklinace stěn struktury  $\theta$ , tloušťka stěny struktury  $t$  a poloměr zaoblení  $R$ .

Numerické modelování bylo provedeno v prostředí Ansys Workbench. S-N křivka získaná z experimentu byla korigována pomocí Goodmanova kritéria, aby bylo možné počítat životnost pro různé typy cyklického zatížení. Ostatní materiálové charakteristiky byly převzaty z literatury a společně s S-N křivkou byly použity v modelu materiálu. Geometrie byla zjednodušena na rovinný model s předpokladem rovinné deformace, což výrazně snížilo výpočetní náročnost. Okrajové podmínky byly definovány tak, aby bylo možné modelovat pouze polovinu struktury díky její symetrii. Síť konečných prvků byla nastavena na základě citlivostní analýzy, přičemž byla zvolena taková velikost elementu, která umožňovala provádět výpočty pro stovky konfigurací se zachováním přesnosti výsledků.

Byla provedena parametrická analýza pro dva typy zatěžování – tvrdé (posuvem řízené) a měkké (silou řízené). Tvrdé zatěžování lépe ukazuje specifické výhody metamateriálových struktur, zatímco měkké odpovídá běžným experimentálním podmínkám vysokocyklové únavy a bylo použito pro predikci životnosti. V rámci analýzy byly sledovány dvě napětíové veličiny – první hlavní napětí, které představuje tahovou složku, která je většinou odpovědná za inicializaci trhlin, a redukované napětí dle podmínky HMM, které zohledňuje všechny složky napětí a umožňuje komplexnější pohled na napětíový stav.

Výsledky numerických simulací ukázaly, že použití prvního hlavního napětí poskytuje konzervativnější odhad životnosti, zatímco životnost určená pomocí redukovaného napětí dosahuje vyšších hodnot. Výrazný vliv na výpočet měla také korekce amplitudy napětí podle středního napětí. Bylo potvrzeno, že největší vliv na napětíové i únavové chování má úhel inklinace stěn, následovaný poloměrem zaoblení a tloušťkou stěn struktury.

Z důvodů technických komplikací nemohla být provedena plánovaná experimentální validace numerických výsledků. Přesto byla navržena alespoň metodika, která by v budoucnu umožnila experimentálně ověřit výsledky simulací. V rámci této metodiky byly popsán návrh reálné geometrie, způsob uchycení a zatěžovací podmínky, které by odpovídaly provedeným výpočtům.

Lze tedy konstatovat, že všechny hlavní cíle práce, až na experimentální validaci (která však nebyla úkolem autora), byly úspěšně splněny. Práce poskytuje detailní pohled na chování kovových metamateriálových struktur z hlediska únavové životnosti a může sloužit jako podklad pro návrh efektivních struktur s požadovanou odezvou při statickém a cyklickém zatížení.

Do budoucna by bylo vhodné rozšířit použité metody predikce o pokročilejší přístupy, například výpočty na základě kritické roviny, které lépe zohledňují komplexní napěťové stavy. Dále by bylo přínosné rozšířit model o plasticitu, čímž by byla umožněna analýza i nízkocyklové únavy.

## Seznam použitých zdrojů

- [1] YU, Xianglong; ZHOU, Ji; LIANG, Haiyi; JIANG, Zhengyi a WU, Lingling. Mechanical metamaterials associated with stiffness, rigidity and compressibility: A brief review: A brief review. *Progress in Materials Science*. 2018, roč. 94, s. 114-173. ISSN 0079-6425. Dostupné z: <https://doi.org/10.1016/j.pmatsci.2017.12.003>.
- [2] SURJADI, James Utama; GAO, Libo; DU, Huifeng; LI, Xiang; XIONG, Xiang et al. Mechanical Metamaterials and Their Engineering Applications. *Advanced Engineering Materials*. 2019/03/01, roč. 21, č. 3, s. 1800864. ISSN 1438-1656. Dostupné z: <https://doi.org/10.1002/adem.201800864>.
- [3] LU, Chenxi; HSIEH, Mengting; HUANG, Zhifeng; ZHANG, Chi; LIN, Yaojun et al. Architectural Design and Additive Manufacturing of Mechanical Metamaterials: A Review: A Review. *Engineering*. 2022, roč. 17, s. 44-63. ISSN 2095-8099. Dostupné z: <https://doi.org/10.1016/j.eng.2021.12.023>.
- [4] PADILLA, Willie J.; BASOV, Dimitri N. a SMITH, David R. Negative refractive index metamaterials. *Materials Today*. 2006, roč. 9, č. 7, s. 28-35. ISSN 1369-7021. Dostupné z: [https://doi.org/10.1016/S1369-7021\(06\)71573-5](https://doi.org/10.1016/S1369-7021(06)71573-5).
- [5] KSHETRIMAYUM, R. S. A brief intro to metamaterials. *IEEE Potentials*. 2005, roč. 23, č. 5, s. 44-46. ISSN 1558-1772. Dostupné z: <https://doi.org/10.1109/MP.2005.1368916>.
- [6] KUMAR, Rakesh; KUMAR, Manoj; CHOCHAN, Jasgurpreet Singh a KUMAR, Santosh. Overview on metamaterial: History, types and applications: History, types and applications. *Materials Today: Proceedings*. 2022, roč. 56, s. 3016-3024. ISSN 2214-7853. Dostupné z: <https://doi.org/10.1016/j.matpr.2021.11.423>.
- [7] CAO, Rong. *Spin dynamics in magnetic thin films and eletromagnetic properties of metamaterials*. United States -- Delaware, 2009. ISBN 978-1-124-25268-1. Dostupné také z: <https://www.proquest.com/dissertations-theses/spin-dynamics-magnetic-thin-films-eletromagnetic/docview/761135498/se-2?accountid=17115>.
- [8] MA, Guancong a SHENG, Ping. Acoustic metamaterials: From local resonances to broad horizons: From local resonances to broad horizons. *Science Advances*. Roč. 2, č. 2, s. e1501595. Dostupné z: <https://doi.org/10.1126/sciadv.1501595>.
- [9] CUMMER, Steven A.; CHRISTENSEN, Johan a ALÙ, Andrea. Controlling sound with acoustic metamaterials. *Nature Reviews Materials*. 2016, roč. 1, č. 3, s. 16001. ISSN 2058-8437. Dostupné z: <https://doi.org/10.1038/natrevmats.2016.1>.

- [10] JI, Guosheng a HUBER, John. Recent progress in acoustic metamaterials and active piezoelectric acoustic metamaterials - A review. *Applied Materials Today*. 2022, roč. 26, s. 101260. ISSN 2352-9407. Dostupné z: <https://doi.org/10.1016/j.apmt.2021.101260>.
- [11] WU, Lingling; ZHAI, Zirui; ZHAO, Xinguang; TIAN, Xiaoyong; LI, Dichen et al. Modular Design for Acoustic Metamaterials: Low-Frequency Noise Attenuation: Low-Frequency Noise Attenuation. *Advanced Functional Materials*. 2022/03/01, roč. 32, č. 13, s. 2105712. ISSN 1616-301X. Dostupné z: <https://doi.org/10.1002/adfm.202105712>.
- [12] SKLAN, Sophia a LI, Baowen. Thermal metamaterials: Functions and prospects: Functions and prospects. *National Science Review*. 2018/03/01, roč. 5, s. 138-141. Dostupné z: <https://doi.org/10.1093/nsr/nwy005>.
- [13] KANG, Sunggu; CHA, Jonghwan; SEO, Kyeongbeom; KIM, Sejun; CHA, Youngsun et al. Temperature-responsive thermal metamaterials enabled by modular design of thermally tunable unit cells. *International Journal of Heat and Mass Transfer*. 2019, roč. 130, s. 469-482. ISSN 0017-9310. Dostupné z: <https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2018.10.127>.
- [14] CHO, Hyeonho; SEO, Dongsik a KIM, Do-Nyun. Mechanics of Auxetic Materials. In: . Singapore: Springer Singapore, 2019, s. 733-757. ISBN 978-981-10-6884-3. Dostupné z: [https://doi.org/10.1007/978-981-10-6884-3\\_25](https://doi.org/10.1007/978-981-10-6884-3_25).
- [15] KOLKEN, H. M. A. a ZADPOOR, A. A. Auxetic mechanical metamaterials. *RSC Advances*. 2017, roč. 7, č. 9, s. 5111-5129. Dostupné z: <https://doi.org/10.1039/C6RA27333E>.
- [16] TEBIANIAN, Mohaddeseh; AGHAIE, Sara; RAZAVI JAFARI, Nazanin S.; ELMI HOSSEINI, Seyed R.; PEREIRA, António B. et al. A Review of the Metal Additive Manufacturing Processes. Online. *Materials*. 2023, roč. 16, č. 24. ISSN 1996-1944. Dostupné z: <https://doi.org/10.3390/ma16247514>. [cit. 2025-04-06].
- [17] *Metal AM - For metal 3D printing / additive manufacturing*. Online. 2002. Dostupné z: <https://www.metal-am.com/>. [cit. 2025-04-06].
- [18] ARMSTRONG, Mark; MEHRABI, Hamid a NAVEED, Nida. An overview of modern metal additive manufacturing technology. *Journal of Manufacturing Processes*. 2022, roč. 84, s. 1001-1029. ISSN 1526-6125. Dostupné z: <https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2022.10.060>.
- [19] GAO, Bingwei; ZHAO, Hongjian; PENG, Liqing a SUN, Zhixin. A Review of Research Progress in Selective Laser Melting (SLM). Online. *Micromachines*. 2023, roč. 14, č. 1. ISSN 2072-666X. Dostupné z: <https://doi.org/10.3390/mi14010057>. [cit. 2025-03-13].

- [20] LIU, Hui; YU, Hanyang; GUO, Chuan; CHEN, Xuliang; ZHONG, Shiyu et al. Review on Fatigue of Additive Manufactured Metallic Alloys: Microstructure, Performance, Enhancement, and Assessment Methods: Microstructure, Performance, Enhancement, and Assessment Methods. *Advanced Materials*. 2024/04/01, roč. 36, č. 17, s. 2306570. ISSN 0935-9648. Dostupné z: <https://doi.org/10.1002/adma.202306570>.
- [21] *Metal Fatigue Life Prediction*. Online. 2016. Dostupné z: <https://fatigue-life.com/>. [cit. 2025-04-28].
- [22] SHAMSAEI, Nima a SIMSIRIWONG, Jutima. Fatigue behaviour of additively-manufactured metallic parts. *Procedia Structural Integrity*. 2017, roč. 7, s. 3-10. ISSN 2452-3216. Dostupné z: <https://doi.org/10.1016/j.prostr.2017.11.053>.
- [23] QIAN, Guian; LI, Yanfeng; PAOLINO, D.S.; TRIDELLO, A.; BERTO, F. et al. Very-high-cycle fatigue behavior of Ti-6Al-4V manufactured by selective laser melting: Effect of build orientation: Effect of build orientation. *International Journal of Fatigue*. 2020, roč. 136, s. 105628. ISSN 0142-1123. Dostupné z: <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2020.105628>.
- [24] YI, Min; TANG, Wei; ZHU, Yiqi; LIANG, Chenguang; TANG, Ziming et al. A holistic review on fatigue properties of additively manufactured metals. *Journal of Materials Processing Technology*. 2024, roč. 329, s. 118425. ISSN 0924-0136. Dostupné z: <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2024.118425>.
- [25] GONG, Haijun; RAFI, Khalid; GU, Hengfeng; JANAKI RAM, G.D.; STARR, Thomas et al. Influence of defects on mechanical properties of Ti-6Al-4V components produced by selective laser melting and electron beam melting. *Materials & Design*. 2015, roč. 86, s. 545-554. ISSN 0264-1275. Dostupné z: <https://doi.org/10.1016/j.matdes.2015.07.147>.
- [26] LASKOWSKA, Dorota; BAŁASZ, Błażej a ZAWADKA, Wojciech. Microstructure and Mechanical Properties of As-Built Ti-6Al-4V and Ti-6Al-7Nb Alloys Produced by Selective Laser Melting Technology. *Materials*. 2024/09/19, roč. 17, s. 4604. Dostupné z: <https://doi.org/10.3390/ma17184604>.
- [27] BARTSCH, Katharina; HERZOG, Dirk; BOSSEN, Bastian a EMMELMANN, Claus. Material modeling of Ti-6Al-4V alloy processed by laser powder bed fusion for application in macro-scale process simulation. *Materials Science and Engineering: A*. 2021, roč. 814, s. 141237. ISSN 0921-5093. Dostupné z: <https://doi.org/10.1016/j.msea.2021.141237>.
- [28] RAFI, H.; NADIMPALLI, Karthik; GONG, Haijun; STARR, Thomas a STUCKER, Brent. Microstructures and Mechanical Properties of Ti6Al4V Parts Fabricated by Selective Laser Melting and Electron Beam Melting. *Journal of Materials Engineering and Performance*. 2013/08/01, roč. 22, s. 248. Dostupné z: <https://doi.org/10.1007/s11665-013-0658-0>.

- [29] FOTI, Pietro; RAZAVI, Nima; FATEMI, Ali a BERTO, Filippo. Multiaxial fatigue of additively manufactured metallic components: A review of the failure mechanisms and fatigue life prediction methodologies: A review of the failure mechanisms and fatigue life prediction methodologies. *Progress in Materials Science*. 2023, roč. 137, s. 101126. ISSN 0079-6425. Dostupné z: <https://doi.org/10.1016/j.pmatsci.2023.101126>.
- [30] KLUGER, Krzysztof a PAWLICZEK, Roland. Assessment of Validity of Selected Criteria of Fatigue Life Prediction. Online. *Materials*. 2019, roč. 12, č. 14. ISSN 1996-1944. Dostupné z: <https://doi.org/10.3390/ma12142310>. [cit. 2025-04-28].
- [31] FATEMI, Ali; MOLAEI, Reza a PHAN, Nam. Multiaxial Fatigue of Additive Manufactured Metals. *MATEC Web of Conferences*. 2019/01/01, roč. 300, s. 01003. Dostupné z: <https://doi.org/10.1051/mateconf/201930001003>.
- [32] JANG, Seong-Won; KIM, Ji-Hoon; LEE, Jeong-Hoon a KIM, Myung-Hyun. Mean Stress Correction in Low Cycle Fatigue Life of High Strength Steels. *J Weld Join*. 2024/6, roč. 42, č. 3, s. 298-310. ISSN 2466-2232. Dostupné z: <https://doi.org/10.5781/JWJ.2024.42.3.8>.
- [33] ANSYS Inc. *ANSYS Release 2023 User's manual*. Pennsylvania: Swanson Analysis Sys. Inc. 2023.
- [34] HELEŠICOVÁ, Petra. Description of fatigue behaviour of 3D printed polymer metamaterial structure. Brno: Brno University of Technology, Fakulta strojního inženýrství, Ústav mechaniky těles, mechatroniky a biomechaniky, 2024, 91 p. Dostupné také z: <https://www.vut.cz/studenti/zav-prace/detail/158009>. Master's Thesis. Advised by Ing. Lukáš Trávníček, Ph.D.

## Seznam symbolů a zkratek

AM		aditivní výroba
AVČR		akademie věd České republiky
$b$	[-]	exponent únavové pevnosti
BJ		technologie pojivového tryskání
DED		technologie řízeného navařování materiálu
DDC		trhliny způsobené poklesem tažnosti
$\varepsilon$	[F/m]	elektrická permitivita
$\varepsilon_z$	[-]	přetvoření v ose z
EBM		tavení elektronovým paprskem
$E$	[GPa]	Youngův modul pružnosti v tahu
$F_a$	[N]	amplituda síly
$F_y$	[N]	síla ve směru osy y
$F_{max}$	[N]	maximální síla
$G$	[GPa]	modul pružnosti ve smyku
$H$	[mm]	délka horizontální stěny buňky
HIP		izostatické lisování za tepla
HMH		Huber-Mises-Hencky (kritérium ekvivalentního napětí)
$K$	[GPa]	objemový modul pružnosti
$L$	[mm]	délka šikmé stěny buňky
$\mu$	[H/m]	magnetická permeabilita
ME		technologie extruze materiálu
MISQP		mixed-integrer sequential quadratic programming
MOGA		multi-objective genetic algorithm
$\nu$	[-]	Poissonův poměr
NLPQL		nonlinear programming by quadratic lagrangian
$N_f$	[-]	počet cyklů do porušení
$n$	[-]	index lomu
PBF		technologie tavení práškového lože

$\rho$	[kg/m <sup>3</sup> ]	hmotnostní hustota
$R$	[mm]	poloměr zaoblení
$R_\sigma$	[-]	poměr aymetrie cyklu
$\sigma$	[MPa]	napětí
$\sigma_1$	[MPa]	první hlavní napětí
$\sigma_{1,a,ekv}$	[MPa]	ekvivalentní amplituda prvního hlavního napětí
$\sigma_3$	[MPa]	třetí hlavní napětí
$\sigma_a$	[MPa]	amplituda napětí
$\sigma_{a,ekv}$	[MPa]	ekvivaletní amplituda napětí
$\sigma_c$	[MPa]	mez únavy
$\sigma_{c,ekv}$	[MPa]	korigovaná mez únavy
$\sigma_f$	[MPa]	koeficient únavové pevnosti
$\sigma_m$	[MPa]	střední napětí
$\sigma_{max}$	[MPa]	maximální napětí
$\sigma_{min}$	[MPa]	minimální napětí
$\sigma_{red}$	[MPa]	redukované napětí
$\sigma_{red,a,ekv}$	[MPa]	ekvivalentní amplituda redukovaného napětí dle HMM
$\sigma_u$	[MPa]	mez pevnosti v tahu
$\sigma_y$	[MPa]	mez kluzu
$S$	[mm <sup>2</sup> ]	průřez
SLM		selektivní laserové tavení
$\theta$	[°]	úhel inklinace stěn struktury
$t$	[mm]	tloušťka stěny struktury
$u_x$	[mm]	posuv ve směru osy x
$u_y$	[mm]	posuv ve směru osy y

## Seznam obrázků

Obr. 3.1: Struktury typu „octet-truss“ zobrazené pomocí rastrovacího elektronového mikroskopu. a) S plnostěnnými trámečky z polymeru, b) s dutými trámečky z kovového filmu Ni-P, c) s dutými trámečky z aluminu, d) s plnostěnnými trámečky z aluminu. e) – f) Detaily struktur ve stejném pořadí [3].	16
Obr. 3.2: Kladný (vlevo) a negativní (vpravo) index lomu $n$ [4].	17
Obr. 3.3: Kategorie elektromagnetických materiálů z hlediska permeability $\mu$ a permitivity $\epsilon$ [7].	18
Obr. 3.4: Lom elektromagnetické vlny na rozhraní mezi 2 médii s různým indexem lomu $n$ . Červená (resp. modrá) šipka zobrazuje lom při průchodu do média s kladným (resp. záporným) indexem lomu [7].	19
Obr. 3.5: Komplexní akustický metapovrch s Helmholtzovými rezonátory a jednou štěrbinou. Oranžová šipka - dopadající vlna, černá šipka - prošlá vlna. [10]	20
Obr. 3.6: Návrh jednotkových buněk jako laditelných termálních posunovačů, které umožňují funkci „zapnuto-vypnuto“ při kritické teplotě. Jednotkové buňky fungují jako jednotný kontinuální materiál pod kritickou teplotou. Když teplota stoupne nad kritickou teplotu, jednotkové buňky se stávají termálními posunovači, které poskytují nakloněné úhly přenosu tepla [13].	21
Obr. 3.7: Miltonova $K-G$ mapa [1].	22
Obr. 3.8: Mechanická odezva na hydrostatické zatížení vzorku s a) kladnou objemovou stlačitelností, b) zápornou objemovou stlačitelností [1].	23
Obr. 3.9: Tahové zatížení vzorku s a) kladným Poissonovým poměrem, b) záporným Poissonovým poměrem [14].	23
Obr. 3.10: 2D Reentrantní auxetické struktury: (a) bowtie honeycomb, (b) triangular re-entrant, (c) re-entrant star structure. (d) Základní buňka 3D reentrantní auxetické struktury. (e) 3D reentrantní auxetická struktura [14].	24
Obr. 3.11: Deformace hexachirální buňky [15].	25
Obr. 3.12: Deformace rotační obdélníkové struktury [15].	25
Obr. 3.13: Schéma kompozitního materiálu s auxetickým vláknem, které zvyšuje odolnost proti vytažení při působení tahového zatížení [14].	26
Obr. 4.1: Schéma běžného stroje na výrobu pomocí SLM metody [18].	28
Obr. 4.2: Schéma procesu EBM [16].	29
Obr. 4.3: Schéma DED systému s práškovým podáváním [16].	30
Obr. 4.4: Schéma DED systému s drátovým podáváním a elektronovým paprskem jako tepelným zdrojem [16].	31
Obr. 4.5: Schéma stroje pro technologii pojivového tryskání [18].	32
Obr. 4.6: Schéma stroje pro výrobu pomocí extruze materiálu [18].	33

Obr. 5.1: a) Wohlerova křivka, b) Manson-Coffinova křivka. [21] .....	34
Obr. 5.2: Defekty v mikrostruktúře u aditivně vyrobené slitiny: a) nedostatečné spojení materiálu kvůli neúplnému roztavení prášku, b) pór typu "keyhole", c) metalurgické póry [20]. .....	35
Obr. 5.3: a) Solidifikační trhlina. b) Likvační trhlina. c) Trhlina typu DDC [20].....	37
Obr. 5.4: Haighův diagram.....	41
Obr. 6.1: Naměřená data únavové zkoušky na „dog-bone“ vzorku zatíženým pulsujícím cyklem v tahu ( $R\sigma = 0,1$ ) a proložená Wöhlerovou křivkou. ....	43
Obr. 6.2: Vzorek typu "dog bone" použitý pro testování únavové životnosti. ....	43
Obr. 7.1: Vybraná metamateriálová struktura typu re-entrant honeycomb.....	44
Obr. 7.2: S-N křivka použitá v modelu materiálu s nulovým středním napětím ( $R\sigma = -1$ ), přepočítaná z experimentálně naměřených dat pro $R\sigma = 0,1$ . ....	46
Obr. 7.3: Použitá síť konečných prvků o velikosti prvku 0,5 mm na modelu vzorku typu "dog bone".....	46
Obr. 7.4: Okrajové podmínky spolu se zatížením aplikované na model vzorku typu „dog bone“. ....	47
Obr. 7.5: Schéma použitého typu cyklického zatížení.....	47
Obr. 7.6: Mapa životnosti modelu "dog bone" vzorku pro zatížení s maximální hodnotou napětí $\sigma_{max} = 330 \text{ MPa}$ na pozorované rovné části vzorku. Barevná škála znázorňuje počet cyklů do vzniku únavového porušení. ....	48
Obr. 7.7: Porovnání experimentálně naměřených výsledků únavové životnosti s numericky spočtenými hodnotami a proložení těchto dat Wöhlerovými křivkami k ověření správnosti modelu materiálu.....	48
Obr. 7.8: Auxetický efekt na vybrané metamateriálové struktúře: a) tahové zatížení (rozšíření) struktury v příčném směru; b) tlakové zatížení (zúžení struktury v příčném směru). Obrysové čáry struktury bez výplně znázorňují výchozí stav struktury před zatížením.....	49
Obr. 7.9: Schéma buňky modelované struktury. ....	50
Obr. 7.10: Okrajová podmínka symetrie pro analyzovanou strukturu. ....	51
Obr. 7.11: Okrajové podmínky pro tvrdé (posuvem řízené) zatěžování vybrané struktury.....	51
Obr. 7.12: Okrajové podmínky pro měkké (silou řízené) zatěžování vybrané struktury.....	52
Obr. 7.13: Zvolená síť konečných prvků pro parametrickou analýzu na napětově-deformační stav struktury s velikostí elementu 0,1 mm. ....	53
Obr. 7.14: Zvolená síť konečných prvků pro parametrickou optimalizaci na jedné buňce s velikostí elementu 0,05 mm.....	53
Obr. 7.15: Kritická místa prvního hlavního napětí při tahovém zatěžování struktury. Černé šipky zobrazují směr ohybu šikmých stěn struktury při zatížení. ....	55

Obr. 7.16: Kritická místa prvního hlavního napětí při tlakovém zatěžování struktury. Černé šipky zobrazují směr ohybu šikmých stěn struktury při zatížení. ....	56
Obr. 7.17: Závislost a) prvního hlavního napětí a b) redukovaného napětí dle podmínky HMH v kritickém místě na úhlu inklinace stěn struktury a poměru $H/L$ pro tvrdé zatížení v tahu. ....	58
Obr. 7.18: Deformace (5x zvětšena) struktur s poměrem $H/L = 2$ při tvrdém zatěžování tahem s úhlem inklinace stěn struktury: a) $\theta = 45^\circ$ , b) $\theta = 80^\circ$ . ....	58
Obr. 7.19: Závislost a) prvního hlavního napětí a b) redukovaného napětí dle podmínky HMH v kritickém místě na úhlu inklinace stěn struktury a poměru $H/L$ pro tvrdé zatížení v tlaku. ....	59
Obr. 7.20: Závislost prvního hlavního napětí v kritickém místě na úhlu inklinace stěn struktury a poměru $H/L$ pro měkké zatížení v tahu. ....	60
Obr. 7.21: Vliv velikosti elementu sítě konečných prvků na první hlavní napětí v kritickém místě bez zaoblení. ....	60
Obr. 7.22: Závislost a) prvního hlavního napětí a b) redukovaného napětí dle podmínky HMH v kritickém místě na poloměru zaoblení pro různé úhly inklinace stěn struktury $\theta$ při tvrdém zatěžování struktury v tahu. ....	61
Obr. 7.23: Velikost prvního hlavního napětí v kritickém místě při tvrdém zatěžování struktury v tahu a poloha kritického místa pro poloměr zaoblení: a) 0,1 mm, b) 0,3 mm, c) 1 mm. ....	62
Obr. 7.24: Struktury se stejnou velikostí poloměru zaoblení. Struktury mají velikosti úhlu inklinace stěn struktury: a) $\theta = 45^\circ$ , b) $\theta = 80^\circ$ . ....	62
Obr. 7.25: Závislost a) prvního hlavního napětí a b) redukovaného napětí dle podmínky HMH v kritickém místě na poloměru zaoblení pro různé úhly inklinace stěn struktury $\theta$ při tvrdém zatěžování struktury v tlaku. ....	63
Obr. 7.26: Průběh prvního hlavního napětí na struktuře při tvrdém zatěžování v tlaku. ....	64
Obr. 7.27: Závislost a) prvního hlavního napětí a b) redukovaného napětí dle podmínky HMH v kritickém místě na poloměru zaoblení pro různé úhly inklinace stěn struktury $\theta$ při měkkém zatěžování struktury v tahu. ....	65
Obr. 7.28: Závislost a) prvního hlavního napětí a b) redukovaného napětí dle podmínky HMH v kritickém místě na tloušťce stěn struktury $t$ pro různé úhly inklinace stěn $\theta$ při tvrdém zatěžování struktury v tahu. ....	66
Obr. 7.29: Rozložení prvního hlavního napětí při tvrdém zatěžování v tahu na strukturách se stejným úhlem inklinace stěn struktury $\theta = 50^\circ$ a tloušťkou stěn struktury: a) $t = 0,75 \text{ mm}$ , b) $t = 0,25 \text{ mm}$ . ....	67
Obr. 7.30: Závislost a) prvního hlavního napětí a b) redukovaného napětí dle podmínky HMH v kritickém místě na tloušťce stěn struktury $t$ pro různé úhly inklinace stěn $\theta$ při tvrdém zatěžování struktury v tlaku. ....	68
Obr. 7.31: Závislost a) prvního hlavního napětí a b) redukovaného napětí dle podmínky HMH v kritickém místě na tloušťce stěn struktury $t$ pro různé úhly inklinace stěn $\theta$ při měkkém zatěžování struktury v tahu. ....	69
Obr. 7.32: Okrajové podmínky jedné buňky struktury pro parametrickou optimalizaci. ....	70

Obr. 7.33: Výstup z optimalizačního modulu: a) vývoj jednotlivých geometrických parametrů v průběhu optimalizačního procesu, b) průběh prvního hlavního napětí v kritickém místě v závislosti na geometrické konfiguraci. ....	71
Obr. 7.34: První hlavní napětí na buňce s geometrickou konfigurací, která nejlépe splňuje podmínku minimálního prvního hlavního napětí v kritickém místě. ....	72
Obr. 7.35: Geometrie výchozí struktury a její základní buňky pro posouzení únavové životnosti. ....	73
Obr. 7.36: Schémata řešených zatěžovacích cyklů. Dle poměru asymetrie cyklu jsou rozděleny na: a) pulsující cyklus v tahu, b) střídavý symetrický cyklus a c) pulsující cyklus v tlaku. ....	73
Obr. 7.37: Rozložení prvního hlavního napětí na struktuře namáhané v: a) tahu, b) tlaku. Červené místa označují polohy s nejvyššími hodnotami. ....	75
Obr. 8.1: Vizualizace zkušební vzorku struktury pro zkoušku v tlakové oblasti. ....	81
Obr. 8.2: Upnutí vzorku pro testování cyklickým zatěžováním v tlaku []. ....	81
Obr. 8.3: Čelisti pro uchycení vzorků pro cyklické zkoušky v tahu. ....	82
Obr. 8.4: Upravená struktura pro uchycení do čelistí na zkušebním stroji pro únavovou zkoušku v tahové oblasti. ....	82

## Seznam tabulek

Tab. 5.1: Materiálové charakteristiky Ti-6Al-4V. ....	39
Tab. 6.1: Výsledky cyklických tahový zkoušek vzorků typu „dog bone“ tisknutých pomocí SLM. ....	42
Tab. 7.1: Materiálové charakteristiky získané z experimentálního měření a literatury. ....	45
Tab. 7.2: Citlivostní analýza sítě konečných prvků. ....	54
Tab. 7.3: 3 Geometrické konfigurace buňky nejlépe splňující podmínku minimálního prvního hlavního napětí v kritickém místě. ....	71
Tab. 7.4: Geometrické parametry buňky výchozí struktury pro posouzení únavové životnosti. ....	73
Tab. 7.5: Hodnoty zatížení řešených cyklů. ....	74
Tab. 7.6: Výsledky ekvivalentní amplitudy napětí a životnosti základní struktury pro různé typy zatěžování. ....	74
Tab. 7.7: Vliv inklinčního úhlu stěn $\theta$ na životnost při pulsujícím cyklu v tahu ( $R\sigma = 0,1$ ). ....	76
Tab. 7.8: Vliv inklinčního úhlu stěn $\theta$ na životnost při střídavém symetrickém cyklu ( $R\sigma = -1$ ). ....	76
Tab. 7.9: Vliv inklinčního úhlu stěn $\theta$ na životnost při pulsujícím cyklu v tlaku ( $R\sigma = 10$ ). ....	76
Tab. 7.10: Vliv poloměru zaoblení R na životnost při pulsujícím cyklu v tahu ( $R\sigma = 0,1$ ). ....	77
Tab. 7.11: Vliv poloměru zaoblení R na životnost při střídavém symetrickém cyklu ( $R\sigma = -1$ ). ....	77
Tab. 7.12: Vliv poloměru zaoblení R na životnost při pulsujícím cyklu v tlaku ( $R\sigma = 10$ ). ....	78
Tab. 7.13: Vliv tloušťky stěny struktury t na životnost při pulsujícím cyklu v tahu ( $R\sigma = 0,1$ ). ....	78
Tab. 7.14: Vliv tloušťky stěny struktury t na životnost při střídavém symetrickém cyklu ( $R\sigma = -1$ ). ....	78
Tab. 7.15: Vliv tloušťky stěny struktury t na životnost při pulsujícím cyklu v tlaku ( $R\sigma = 10$ ). ....	79