



VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V BRNĚ

BRNO UNIVERSITY OF TECHNOLOGY

FAKULTA STROJNÍHO INŽENÝRSTVÍ

FACULTY OF MECHANICAL ENGINEERING

ÚSTAV KONSTRUOVÁNÍ

INSTITUTE OF MACHINE AND INDUSTRIAL DESIGN

NÁVRH AUXETICKÝCH STRUKTUR PRO TECHNOLOGII SELECTIVE LASER MELTING

DESIGN OF AUXETIC STRUCTURES FOR THE SELECTIVE LASER MELTING TECHNOLOGY

DIPLOMOVÁ PRÁCE

MASTER'S THESIS

AUTOR PRÁCE

AUTHOR

Bc. Václav Pchálek

VEDOUCÍ PRÁCE

SUPERVISOR

Ing. Ondřej Červínek, Ph.D.

BRNO 2023

Zadání diplomové práce

Ústav: Ústav konstruování
Student: **Bc. Václav Pchálek**
Studijní program: Konstrukční inženýrství
Studijní obor: bez specializace
Vedoucí práce: **Ing. Ondřej Červínek, Ph.D.**
Akademický rok: 2022/23

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:

Návrh auxetických struktur pro technologii selective laser melting

Stručná charakteristika problematiky úkolu:

Vývoj aditivních technologií umožnil výrobu struktur s komplexní geometrií, které mohou dosahovat široké škály užitečných vlastností při změně vnitřního uspořádání. Nejnovější aplikace se zaměřují na konfigurace s takzvaným záporným Poissonovým číslem označované jako auxetické struktury. V praxi to znamená, že pokud je materiál tahově zatěžován v jednom směru, roztáhne se i ve směru kolmém. Tato vlastnost může být výhodná například v aplikacích uvažujících průnik cizího tělesa strukturou, kdy dojde k semknutí strukturovaného materiálu v místě průniku a lokálně tím vzroste tuhost struktury.

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

Cíle diplomové práce:

Hlavním cílem práce je pomocí metody konečných prvků popsat a ověřit geometrické předpoklady, které zvyšují odolnost auxetické struktury, vyrobené technologií selective laser melting, přílokalním zatížením.

Dílčí cíle diplomové práce:

- provést rešeršní studii existujících typů auxetických struktur a vybrat vhodnou konfiguraci,
- stanovit geometrické parametry určující deformační chování vybrané konfigurace,
- provést výpočetní analýzy demonstrující vliv geometrických parametrů struktury,
- vyrobit a testovat vybrané klíčové konfigurace,
- ověřit platnost stanovených předpokladů, které zvyšují odolnost struktury.

Požadované výstupy: průvodní zpráva, fotografická dokumentace, digitální data.

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

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

<http://www.ustavkonstruovani.cz/texty/magisterske–studium–ukonceni/>

Seznam doporučené literatury:

LAN, Xinqiang, Liang MENG, Jian ZHAO, et al. Mechanical properties and damage characterizations of 3D double-arrowhead auxetic structure with high-relative-density realized via selective laser melting: X-ray tomography based experimental and finite element approaches. *European Journal of Mechanics - A/Solids*. 2021, 90. ISSN 09977538. Dostupné z: doi:10.1016/j.euromechsol.2021.104386

YANG, Hang, Li MA, Jian ZHAO, et al. Impact resistance of additively manufactured 3D double-U auxetic structures: X-ray tomography based experimental and finite element approaches. *Thin-Walled Structures*. 2021, 169. ISSN 02638231. Dostupné z: doi:10.1016/j.tws.2021.108373

KRISHNAN, Bharath R, Ankan Narayan BISWAS, K.V. AHALYA KUMAR, et al. Auxetic structure metamaterial for crash safety of sports helmet: X-ray tomography based experimental and finite element approaches. *Materials Today: Proceedings*. 2021, 169. ISSN 22147853. Dostupné z: doi:10.1016/j.matpr.2021.09.110

Termín odevzdání diplomové práce je stanoven časovým plánem akademického roku 2022/23

V Brně, dne

L. S.

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

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

ABSTRAKT

S rozvojem aditivních technologií bylo umožněno vyrábět auxetické struktury s komplikovanou geometrií. I přes jejich intenzivní studium zatím nebyl prozkoumán jejich potenciál vysoké odolnosti vůči lokálnímu zatížení. Popsání tohoto jevu a jeho příčin by umožnilo efektivně navrhovat struktury se značně zvýšenou odolností proti nárazu cizích objektů. Proto se tato práce zabývala deformačním chováním auxetické re-entrant honeycomb struktury při lokálním zatížení. Byl zkoumán vztah mezi odolností struktury vůči lokálnímu zatížení a velikostí záporného Poissonova čísla, které bylo řízeno pomocí geometrie základní buňky. Pro určení Poissonova čísla struktur bylo využito analytického přístupu. Následně byla pomocí metody konečných prvků provedena predikce chování struktur při lokálním zatížení za předpokladu malých a velkých deformací. Toto chování bylo následně experimentálně ověřeno pro malé i velké rychlosti deformace na strukturách vyrobených technologií selective laser melting. Bylo zjištěno, že pro předpoklad malých deformací platí, že čím menší má struktura Poissonovo číslo, tím více je odolná vůči lokálnímu zatížení. To ovšem neplatí pro předpoklad velkých deformací, kdy docházelo k těžko předvídatelné interakci a borcení stěn. Dále se ukázalo, že se struktury s tenčími stěnami více deformují, čímž využívají celý svůj deformační potenciál a tím pádem jsou více odolné vůči lokálnímu zatížení. Při testování za malých i velkých rychlostí deformací bylo pozorováno přeskupení struktury do místa nárazu ve dvou směrech, kolmo a proti směru zatížení. Bylo zjištěno, že struktury s rozdílnou geometrií, ale stejným Poissonovým číslem mají z hlediska míry deformace a síly přenášené na podložku stejné deformační chování. Poznatky práce přispívají k poznání o chování auxetické struktury při lokálním zatížení, čehož může být využito při návrhu takto zatěžovaných struktur v konkrétních aplikacích.

KLÍČOVÁ SLOVA

Auxetická struktura, záporné Poissonovo číslo, lokální zatížení, metoda konečných prvků, selective laser melting, rázové zatížení

ABSTRACT

With the development of additive technologies, it became possible to produce auxetic structures with complicated geometries. Despite their intensive study, their potential for high resistance to local loading has not yet been explored. Describing this phenomenon and its causes would enable the effective design of structures with greatly enhanced resistance to foreign object impact. Therefore, this work investigated the deformation behavior of auxetic re-entrant honeycomb structures under local loading. The relationship between the resistance of the structure to local loading and the magnitude of the negative Poisson's number, which was controlled by the geometry of the basic cell, was investigated. An analytical approach was used to determine the Poisson's number of the structures. Subsequently, a prediction of the local loading behaviour of the structures was made using the finite element method assuming small and large deformations. This behavior was then experimentally verified for small and large strain rates on structures fabricated by selective laser melting technology. It was found that for the assumption of small deformations, the smaller the Poisson's number of the structure, the more resistant it is to local loading. However, this does not apply to the assumption of large deformations, where the wall interaction and its buckling were difficult to predict. Furthermore, structures with thinner walls were shown to deform more, thus using their full deformation potential and therefore being more resistant to local loading. When tested at both low and high strain rates, a rearrangement of the structure towards the impact location was observed in two directions, perpendicular and against the direction of loading. It was found that structures with different geometry but the same Poisson's number have the same deformation behavior in terms of strain rate and reaction force. The findings of this work contribute to the understanding of the behaviour of auxetic structures under local loading, which can be used in the design of such loaded structures in specific applications.

KEYWORDS

Auxetic structure, negative Poisson's ratio, local loading, finite element method, selective laser melting, impact loading

BIBLIOGRAFICKÁ CITACE

PCHÁLEK, Václav. *Návrh auxetických struktur pro technologii selective laser melting [online]*. Brno, 2023 [cit.2023-05-21]. Dostupné z: <https://www.vut.cz/studenti/zav-prace/detail/145799>. Vysoké učení technické v Brně, Fakulta strojního inženýrství, Ústav konstruování. Vedoucí práce Ing. Ondřej Červínek, Ph.D.

PODĚKOVÁNÍ

Na tomto místě bych rád poděkoval panu Ing. Ondřeji Červinkovi, Ph.D. za odborné vedení, přínosné rady, ochotu a věnovaný čas.

PROHLÁŠENÍ AUTORA O PŮVODNOSTI PRÁCE

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

.....

Podpis autora

OBSAH

1	ÚVOD	10
2	PŘEHLED SOUČASNÉHO STAVU POZNÁNÍ	11
2.1	Rešeršní metody	11
2.2	Kritická rešerše	12
2.2.1	Geometrie a chování auxetických struktur	12
2.2.2	Výrobní možnosti	16
2.2.3	Výpočetní metody pro predikci auxetického chování	16
2.2.4	Experiment a měření	19
2.3	Přehled hlavních zjištění	21
2.3.1	Deformační chování struktury	21
2.3.2	Metody zkoumání deformačního chování auxetických struktur	21
2.3.3	Vliv parametrů geometrie na deformační chování struktury	22
2.4	Mezera v poznání	23
3	CÍLE PRÁCE	25
3.1	Cíle výzkumu	25
3.2	Výzkumné otázky	25
3.3	Hypotézy	25
4	MATERIÁL A METODY	27
4.1	Metodika	27
4.2	Auxetická struktura – <i>re-entrant honeycomb</i>	27
4.3	Počáteční predikce auxetického chování – implicitní analýzy	29
4.3.1	Počáteční predikce auxetického chování	29
4.3.2	Výběr modelu geometrie	30
4.3.3	Úprava skořepinového modelu – tvorba uzlů	32
4.3.4	Určení minimálního počtu buněk ve struktuře	33
4.4	Numerická explicitní analýza auxetického chování při lokálním zatížení	34
4.4.1	Minimální délka struktury	35
4.4.2	Simulace pomalého dynamického testu	37
4.4.3	Simulace rychlého dynamického testu	38
4.5	Výroba a post processing	39
4.5.1	Výroba technologií SLM	39
4.5.2	Nerezová ocel 316L	40

4.5.3	Kontrola vyrobené geometrie	40
4.6	Experimentální testování	41
4.6.1	Pomalý dynamický test	41
4.6.2	Rychlý dynamický test	42
4.7	Určení míry odolnosti struktury vůči lokálnímu zatížení	43
4.8	Testovací predikce	44
5	VÝSLEDKY	45
5.1	Výpočet Poissonova čísla	45
5.2	Počáteční podmínky – rozměry struktury a nastavení numerické analýzy	46
5.2.1	Minimální počet buněk struktury	46
5.2.2	Výběr vhodného modelovacího přístupu	46
5.2.3	Délka struktury	50
5.2.4	Nastavení koeficientu porušení materiálu – <i>geometric strain limit</i>	51
5.3	Rozměry a váha vyrobených struktur	52
5.4	Odezva auxetických struktur na pomalý dynamický test	54
5.4.1	Konfigurace 2/1 v plném rozsahu	56
5.4.2	Konfigurace 1/1 v plném rozsahu	57
5.4.3	Konfigurace 2/1 s různou tloušťkou stěn	59
5.4.4	Konfigurace 1/1 s různou tloušťkou stěn	60
5.5	Odezva auxetických struktur na rychlý dynamický test	62
5.6	Vtažení materiálu do místa zatížení	63
5.7	Srovnání konfigurací s podobným Poissonovým číslem	65
5.8	Míra odolnosti struktur vůči lokálnímu zatížení	65
6	DISKUZE	68
6.1	Interpretace výsledků	68
6.1.1	Predikce chování struktur při pomalém dynamickém testu	68
6.1.2	Odolnost vůči lokálnímu zatížení	72
6.1.3	Příčiny rozdílů simulovaných a experimentálně získaných dat	73
6.1.4	Vtažení materiálu do místa zatížení	73
6.2	Verifikace hypotéz	74
7	ZÁVĚR	76
8	VÝSLEDEK VÝZKUMU PODLE RIV	78

9	SEZNAM POUŽITÝCH ZDROJŮ	79
10	SEZNAM POUŽITÝCH ZKRATEK, SYMBOLŮ A VELIČIN	85
11	SEZNAM OBRÁZKŮ A GRAFŮ	87
12	SEZNAM TABULEK	91
13	SEZNAM PŘÍLOH	92
14	SEZNAM SAMOSTATNÝCH PŘÍLOH	95

1 ÚVOD

Jedním z velkých problémů v oblasti vesmírného výzkumu je odpad na orbitálních drahách Země. Kolize pozůstatků družic, nebo upuštěných částic raket s vesmírnými stanicemi může mít fatální následky pro život posádky a funkčnost různých palubních zařízení. Ke konci roku 2022 evidovala Evropská vesmírná agentura přibližně 32 300 sledovatelných objektů o velikosti větší než 10 cm a odhaduje miliony dalších menších částic odpadu, které by mohly být nebezpečné. Sledovatelným objektům se lze vyhnout, například ISS provedla od roku 1999 celkem 32 úhybných manévřů. Nesledovatelné objekty však při kolizi způsobují poškození vesmírných stanic, jejichž opravy jsou ve vesmíru značně náročné.

Problematika odstranění vesmírného odpadu z orbity Země je již několik let intenzivně řešena, přesto doposud nebylo nalezeno uspokojivé řešení. Jedním ze způsobů, jak ochránit posádky vesmírných stanic nebo funkčnost vesmírných zařízení před srážkou s vesmírným odpadem je zvýšení odolnosti jejich opláštění.

Na návrh takového opláštění jsou kladeny vysoké požadavky, jako například dobrá absorpce velkého množství energie při zachování nízké hmotnosti, odpor proti penetraci cizími objekty, rovnoměrné rozložení napětí do celého ochranného prvku a snížení přenosu nárazové síly na chráněný objekt.

Všechny tyto požadavky splňují takzvané auxetické materiály. Auxetickými jsou nazývány struktury, které mají záporné Poissonovo číslo, tedy při stlačení v příčném směru se stlačí i ve směru podélném a při natažení v jednom směru se roztáhnou i ve směru kolmém na zatížení. Jsou to materiály složené ze struktur s pravidelně uspořádanou geometrií. Mechanické vlastnosti auxetických struktur lze řídit pomocí základového materiálu, ale také geometrií základního stavebního prvku, tzv. základní buňky, díky čemuž dosahují vlastností požadovaných na návrh zmíněného opláštění.

Geometricky složité auxetické struktury byly donedávna těžko vyrobitelné, ale vývoj a rozšíření numerických metod a aditivních technologií (například selective laser melting, nebo electron beam melting) je umožnil vytvářet a zkoumat.

Auxetické struktury, jejich vlastnosti a chování pod různými druhy zatížení jsou již intenzivně zkoumány, ale obecně platná pravidla, která by zajišťovala, že navržená struktura bude odolná proti lokálnímu zatížení, zatím chybí. Jejich nalezení by pomohlo k lepšímu pochopení chování daného typu struktur a umožnilo by je efektivněji navrhovat. Aplikace těchto poznatků při návrhu opláštění vesmírných stanic by mohla vést ke zvýšení ochrany posádky a ke snížení nákladů vynakládaných na opravy.

2 PŘEHLED SOUČASNÉHO STAVU POZNÁNÍ

Současný stav poznání je zaměřen na lokální zatížení auxetických struktur. Kapitola popisuje základní geometrii a chování struktur se záporným Poissonovým číslem, výpočetní metody pro určení predikce jejich chování a způsoby testování a měření auxetických struktur při zatížení. Na závěr jsou shrnuty nejdůležitější poznatky a mezery ve znalostech o chování auxetických struktur vůči lokálnímu zatížení.

2.1 Rešeršní metody

Rešeršní metody představují způsob, jakým byla provedena rešerše současného stavu poznání, který je popsán v následujících kapitolách. Za účelem získání co nejvíce relevantních informací byly položeny základní otázky, které určují směr vyhledávání zdrojů. Tyto dotazy (Tab. 2-1) jsou rozděleny do pěti skupin od A až do E. Dotaz A a C je zaměřen na auxetické struktury jejich chování, testování a měření. Dotaz B cílí na analytický výpočet a numerické analýzy pro dynamické zatěžování. Dotaz D zkoumá limity a omezení technologie selective laser melting a dotaz E je úzce zaměřena na vliv geometrie základní buňky na auxetické chování.

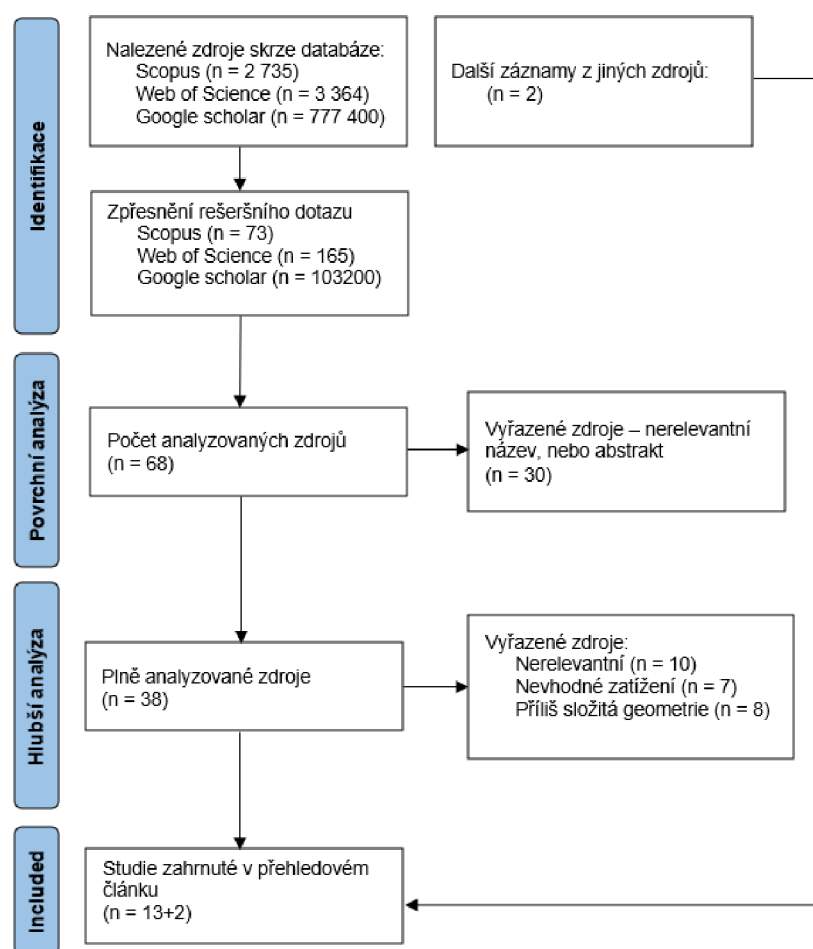
Tab. 2-1 Výzkumné otázky.

Dotaz	Otázka
A	Co to jsou auxetické struktury a v čem se liší od konvenčních struktur (jak je rozeznám)? Co způsobuje a čím je ovlivněno auxetické chování? Jak navrhovat auxetické struktury?
B	Jak analyticky vypočítat chování a materiálové vlastnosti auxetické struktury? Jaký typ analýzy metodou konečných prvků je vhodný pro dynamické lokální zatěžování a co jsou jeho omezení, základní principy?
C	Na jakém zařízení provádět dynamické lokální zatížení? Jakým způsobem měřit odezvu dané struktury?
D	Jaká jsou omezení a pravidla pro tvorbu struktur pomocí selective laser melting?
E	Jaký má vliv délka, štíhlost a úhel zalomení prutů na auxetické chování?

V každé otázce byla identifikována klíčová slova, z nichž byly sestaveny rešeršní dotazy, které byly postupně zpřesněny pomocí metody osekávání. Výsledné rešeršní dotazy jsou zobrazeny v příloze 1.

Jednotlivé zdroje byly filtrovány podle roku vydání (2015 až 2022), relevantnosti názvu a abstraktu, H-indexu (4 až 38), impakt faktoru (1,7 až 8) a počtu citací. Dále byly vyřazeny zdroje, jejichž základní buňka zkoumané struktury byla nesymetrická anebo byla charakterizována velkým množstvím parametrů (např. chirální). Následně byly články důkladněji analyzovány z hlediska používané metody, dosažených výsledků a přínosů pro

diplomovou práci. Vybráno bylo 7 hlavních a 6 vedlejších zdrojů. Celý proces výběru a filtrování zdrojů je zobrazen na Obr. 2-1.

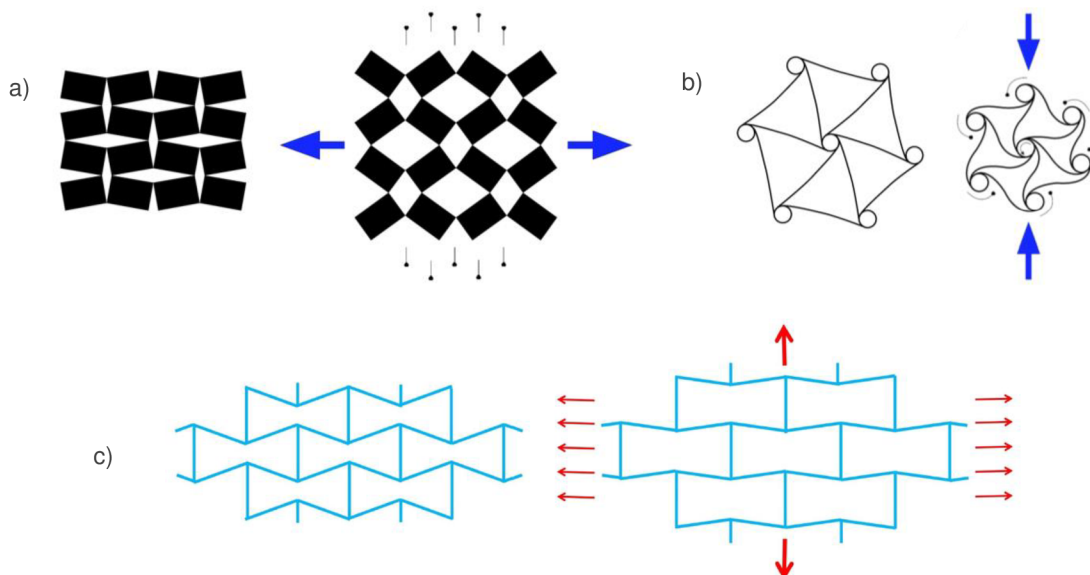


Obr. 2-1 PRISMA diagram.

2.2 Kritická rešerše

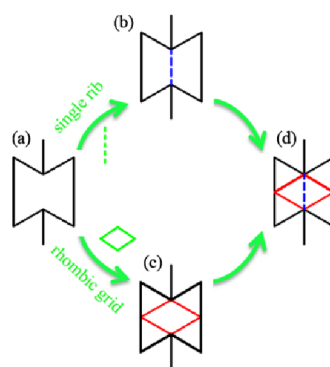
2.2.1 Geometrie a chování auxetických struktur

Auxetické struktury lze podle geometrické konfigurace [1] dělit do tří základních skupin na re-entrant, chirální a rotující mnohoúhelníky (Obr. 2-2). Každá konfigurace má rozdílné vlastnosti a různý způsob deformačního chování. Společným znakem všech auxetických struktur, a to čím se odlišují od konvenčních struktur, je jejich záporná hodnota Poissonova čísla. Deformační chování auxetických struktur je způsobeno geometrickým uspořádáním základní buňky, které umožňuje struktuře reagovat na podélné natažení příčným rozšířením, a naopak (Obr. 2-2).



Obr. 2-2 a) rotující obrazce, b) chirální struktura, c) re-entrátní struktura [2; 3; 4].

Pro návrh nových konfigurací auxetických struktur lze využít metody topologické optimalizace [5; 6], homogenizace [7], genetických algoritmů [7] nebo hybridních metod PSO (Particle Swarm Optimization) [8], MMA (Method of moving asymptotes) [9] a dalších. Mezi výhody těchto metod patří návrh velkého množství různých konfigurací a mnohdy také systematickosti řešení. Jejich nevýhodou je složitost a náročnost na výpočetní čas. Díky těmto metodám lze navrhnout strukturu např. s požadavkem na konkrétní hodnotu Poissonova čísla, ale nelze navrhnout strukturu pro konkrétní aplikaci. To může být jeden z důvodů, proč dnes vzniká značná část nových struktur kombinací již známých konfigurací. Příkladem může být struktura, kterou vytvořil Chen [10] kombinací základní re-entrant honeycomb struktury s rhombickou konfigurací (Obr. 2-3).

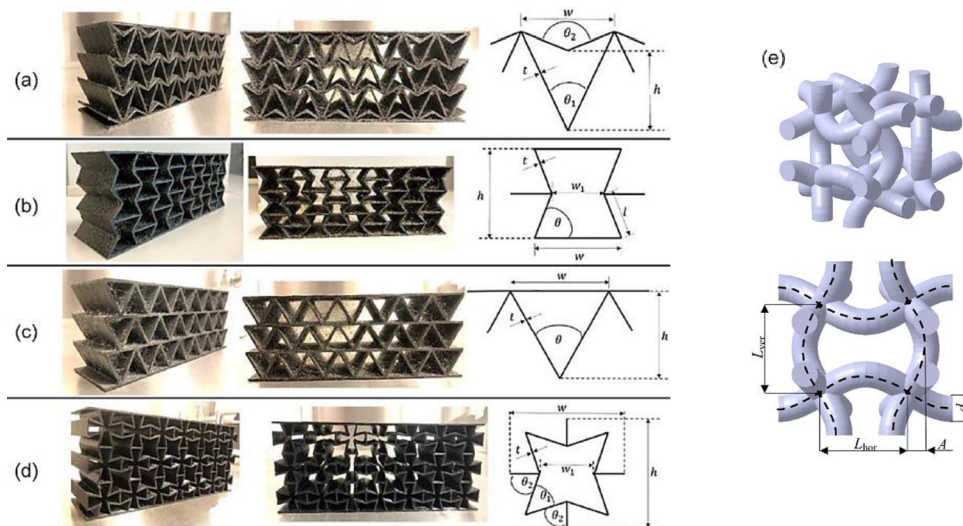


Obr. 2-3 Vznik nové struktury kombinací již známých struktur [10].

I přes pokročilé optimalizační možnosti tvoření nových auxetických struktur jsou stále zkoumány jejich základní varianty především proto, že jejich chování lze řídit několika málo parametry. Ve většině analyzovaných zdrojů byla zkoumána základní re-entrant honeycomb konfigurace [11; 12; 13]. Tento typ bývá často zkoumán, protože jeho vlastnosti lze řídit

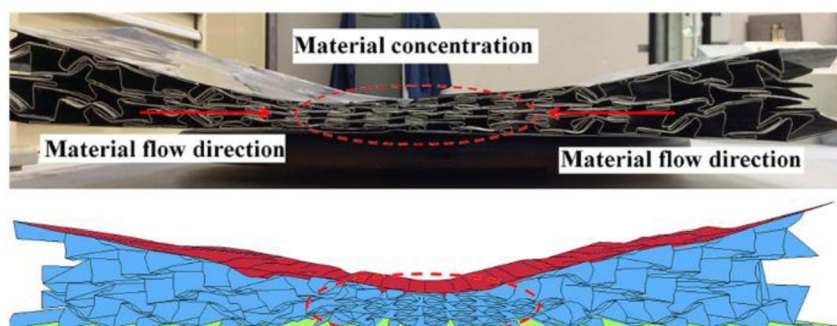
třemi základními parametry. Jednoduchým zaoblením rovných prutů (Obr. 2-4) pak lze měnit vlastnosti struktury [14].

Dalšími typy struktur, které lze řídit malým množstvím parametrů, jsou hvězda, nebo dvojitá V-konfiguraci, jimiž se zabýval například Remennikov [11]. Šípovitou konfiguraci zkoumal Chen [10] a chirální struktury, které mají jiný mechanismus deformace, analyzovali Gao [15], Mauko [16] a Qi [17]. Vlastnosti těchto struktur jsou rovněž říditelné malým množstvím parametrů, ovšem díky jinému mechanismu deformace disponují odlišnými vlastnostmi.



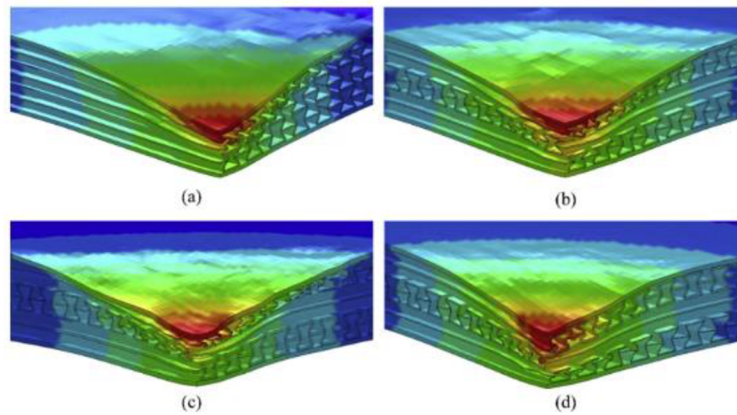
Obr. 2-4 a) šípovitá struktura [2], b) re-entrant honeycomb, c) V-konfigurace, d) hvězda, e) re-entrant honeycomb se zahnutými pruty [14].

Analyzované studie [11; 18; 19] shodně ukázaly, že auxetická re-entrant honeycomb struktura reagovala na lokální zatížení zhuštěním a přemístěním materiálu do dráhy zatížení (Obr. 2-5), čímž se zvýšila odolnost struktury proti penetraci. Vlivem lokálního zhuštění došlo k zmenšení přenesené síly nárazu na chráněný objekt [11; 12; 20]. Kromě zvýšené odolnosti byla struktura schopna lépe rozložit napětí [19] a absorbovat větší množství energie [13; 14; 20], než konvenční struktury anebo pláty plného materiálu při vztahení energie na jednotku hmotnosti.



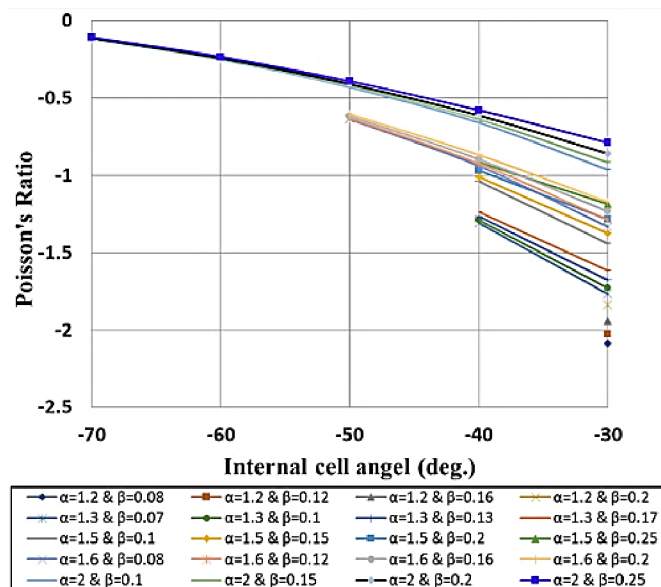
Obr. 2-5 Vtahování materiálu do místa zatížení [18].

Publikace, kterou představil Hou [12], ukázala, že i po penetraci auxetická re-entrant honeycomb struktura, déle a lépe odolávala proti úplnému roztržení oproti konvenční struktuře. Novak [14] a Jin [21] ve svých člancích ukázali, že auxetická struktura s proměnou relativní hustotou lépe odolala výbuchu a absorbovala více energie než struktura se stálou relativní hustotou. Jin [21] ve své práci navíc prezentoval, že natočení každé druhé vrstvy o 90° výrazně zvýšilo odolnost proti výbuchu (Obr. 2-6). Novak [14] se věnoval auxetické struktuře, která byla rozdělena na tři části dle tloušťky prutů. Ukázalo se, že deformační chování nejvíce ovlivňovala tloušťka prutů ve vrstvě na straně výbuštiny.



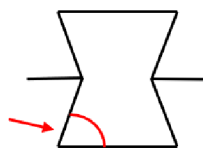
Obr. 2-6 Vliv proměnné relativní hustoty a natočení vrstev struktury [21].

Al-Rifaie [22] s využitím parametrické studie základní buňky navrhnul auxetickou strukturu tak, aby dokázala absorbovat co nejvíce nárazové energie. Hassanin [13] rovněž využil parametrickou studii pro stanovení geometrie základní buňky. Nejmenší hodnoty Poissonova čísla $-2,089$ (Obr. 2-7) dosáhla struktura s auxetickým úhlem 30° . Rozsah struktury byl omezen výrobními možnostmi technologie *powder bed fusion*.



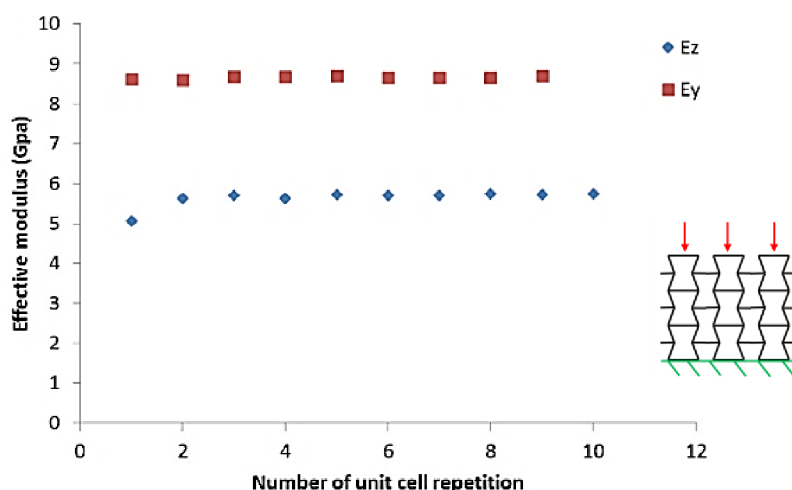
Obr. 2-7 Poissonovo číslo funkcí rozměrů základní buňky [13].

Imbalzano [19] ve své práci popsal, jakým způsobem omezuje rozsah Poissonova čísla štíhlost prutu. Omezil auxetický úhel (Obr. 2-8) od 30° do 70° tak, aby nedošlo k brzkému kontaktu jednotlivých prutů při zatížení.



Obr. 2-8 Auxetický úhel θ určující míru auxetického chování.

Minimálním počtem buněk ve struktuře se zabýval Yang [23]. Sledoval vliv počtu buněk okolo prostřední buňky ve struktuře na modul struktury v tlaku a velikost Poissonova čísla (jak ve směru z tak ve směru y). Výsledkem bylo, že pro jeho používanou geometrickou konfiguraci struktury o třech řadách, sloupcích a vrstvách se nemění modul struktury v tlaku (Obr. 2-9).



Obr. 2-9 Modul struktury v tlaku v závislosti na počtu buněk [23].

2.2.2 Výrobní možnosti

Doporučení a limity při návrhu dílů vyráběných z nerezové oceli 316L pomocí technologie selective laser melting (SLM) představil ve své práci Wang [24]. Při výrobě převisů a tenkých stěn použil různá zařízení (EOSING M280, SLM 250HL a DiMetal-100). Hlavními zjištěními byl limit 30° pro tvorbu převisů a minimální tloušťka stěny 0,2 mm.

Možnostmi a doporučeními pro aditivní kovovou výrobu (SLM) se zabýval také dokument [25], který uvádí, že by měl být minimální úhel převisu 45° a jako minimální tloušťku stěny doporučil 0,2 mm.

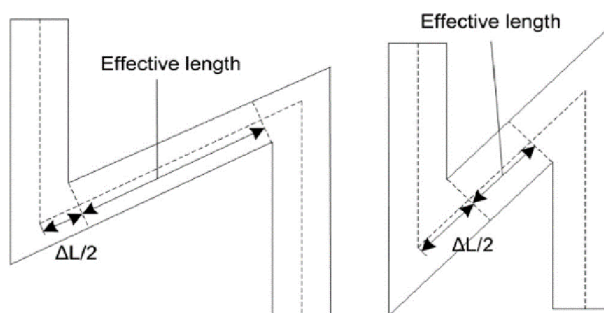
2.2.3 Výpočetní metody pro predikci auxetického chování

Analytický přístup

Auxetické chování závisí na velikosti Poissonova čísla. To lze odhadnout pomocí analytického výpočtu, díky čemuž lze predikovat auxetické chování. Podrobný analytický

výpočet Poissonova čísla, modulu pevnosti struktury v tlaku a meze kluzu provedl Yang [23]. Použil dva nosníkové modely, které uvažovaly předpoklad velkých a malých průhybů (Timoshenkův model). Dále byl do výpočtu zahrnut vliv spojení prutů v uzlech, čímž došlo ke zkrácení efektivní délky prutu (Obr. 2-10, vzorec (1)).

$$\Delta L = \frac{t}{2 \cdot \sin \theta} \quad (1)$$



Obr. 2-10 Efektivní délka prutů [23].

Imbalzano [19] použil pro validaci numerických simulací analytický výpočet využívající teorii rázových vln (*shock wave theory*). Hassanin [13], jako jediný z analyzovaných zdrojů, zahrnul do analytického výpočtu tloušťku prutu. Tento výpočet fungoval pouze v určitém rozsahu velikosti parametrů charakterizujících základní buňku, ale zpřesnil určení velikosti Poissonova čísla.

Analyticky lze také předvídat elastické chování, mez kluzu nebo modul pevnosti struktury v tlaku. Toho využil Chen [10] pro ověření elastického chování struktury (kombinace rhombi a re-entrant honeycomb) získaného z numerických simulací. Tyto výpočty jsou však značně složitější, a aby bylo dosaženo přesných výsledků, je třeba výpočet přizpůsobit dané struktuře zahrnutím štíhlosti prutů a výrobních imperfekcí. Efektivní využití analytického výpočtu auxetického chování je především v predikci Poissonova čísla struktury.

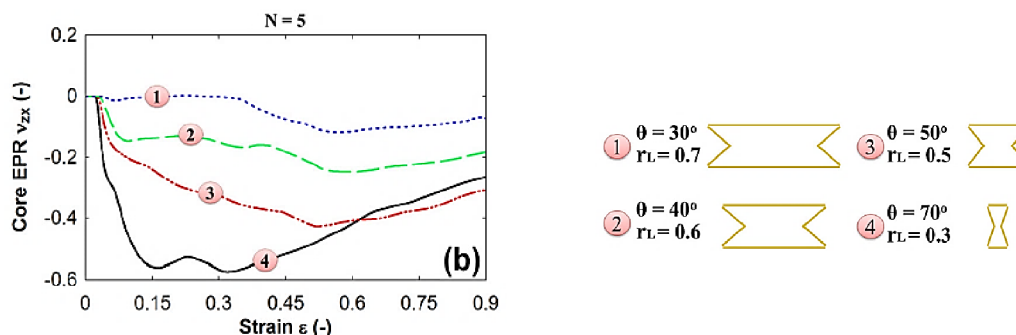
Numerický přístup

Numerických simulací využila drtivá většina analyzovaných zdrojů. Téměř výhradně bylo využito metody konečných prvků (MKP), která umožňuje přesně a věrohodně předpovědět chování dané struktury. Pro řešení statických úloh, nejčastěji kvazistatické komprese, využili autoři [11; 13] strukturálních implicitních úloh. Jakmile bylo zatížení dynamické (výbuch, drop test, střelení projektilu) a velmi rychlé, tak autoři [10; 18; 22] využívali explicitních řešičů. Kromě explicitních řešičů, byl použit pro simulaci výbuchu speciální erozivní algoritmus [21] a Novak [14] využil diskrétního výpočetního modelu.

Jedním z nástrojů MKP analýz pro nalezení optimální geometrické konfigurace jsou parametrické studie. Ty úspěšně použili Al-Rifaie [22], Imbalzano [26] a Novak [14] pro výběr vyhovující struktury a také pro porovnání vlivu jednotlivých parametrů na přenášenou sílu, směr zatěžování, Poissonovo číslo a další vlastnosti.

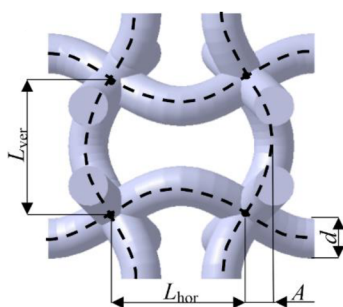
Al-Rifaie [22] použil pro nalezení nejvhodnější konfigurace parametrické studie, ve které byly proměnnými veličinami směr zatěžování, rozměry buněk, auxetický úhel, počet vrstev a tloušťka stěn. Struktura byla zatížena silou 500 N během 0,004 s. Použit byl explicitní řešič a struktura byla modelována jako skořepina.

Imbalzano [19] zkoumal dynamickou odezvu a schopnost absorbovat energii výbuchu experimentálně i numericky. Provedl parametrickou studii různých konfigurací (Obr. 2-11) a porovnával zejména přenášenou reakční sílu a maximální napětí na chráněném objektu. Struktury byly modelovány jako skořepiny. Při tvorbě parametrické studie byl vyvinut empirický model pro popis vztahu mezi geometrickými parametry h , r_L a pevností v tlaku.



Obr. 2-11 Poissonovo číslo struktury v závislosti na přetvoření ve vertikálním směru [19].

Novak [14] použil parametrickou studii, aby stanovil Poissonův poměr 35ti různých geometrických konfigurací. Změnou parametrů se snažil zjistit vliv daných parametrů na deformaci při výbuchu kompozitního auxetického sendvičového panelu (struktura tvořena dvěma krajními pláty a auxetickým jádrem). Použil diskretní výpočetní model a nosníkové FEM elementy. V práci uvedl, že na celkové chování struktury mají vliv parametry L_{ver} , L_{hor} a d , vliv parametru A je zanedbatelný (Obr. 2-12).



Obr. 2-12 Parametry základní buňky zkoumané struktury [14].

Všechny parametrické studie analyzovaly re-entrant honeycomb strukturu, kterou lze řídit malým množstvím parametrů. V případě analyzování složitějších struktur se bez vhodného zjednodušení parametrů (například zavedení vztahů mezi geometrickými parametry, viz [26]), stane parametrická studie velmi složitou. Proto se zavádějí různé zjednodušující parametry, například nahrazení dvou rozměrů jejich poměrem.

Qi [18] využil pro simulaci pádového testu explicitní analýzy se skořepinovým modelem struktury a pro simulaci výbuchu použil speciálního impulzního nárazového modelu

s objemovými elementy. Pro oba případy využil čtvrtinové symetrie. Práce ukázala, že navržené auxetické sendvičové struktury jsou efektivnější než jejich konvenční protějšky o stejné velikosti a relativní hustotě.

Chen [10] ověřil analytický výpočet pomocí MKP analýzy nejprve pomocí nosníkového modelu a poté modelu s objemovými elementy. Dále využil čtvrtinové symetrie, skořepinových modelů a explicitního řešiče. Nově navržená struktura dokázala eliminovat rozdíl v pevnosti původní struktury ve směrech x a y .

Al-Rifaie [27] navázal na svou předchozí práci [22], jejíž výsledky experimentálně ověřil. Experiment simuloval pomocí explicitního řešiče. Pro urychlení výpočtu bylo použito skořepinových elementů a podložka i kompresní deska byly nastaveny jako dokonale tuhé s koeficientem tření mezi deskami a strukturou 0,3. Studie prokázala, že lze numericky velmi přesně simulovat reálnou závislost působící síly na deformaci struktury.

Jin [21] zkoumal absorpci energie a rozložení průhybů pomocí MKP metody s objemovými elementy a čtvrtinovou symetrií. Pro simulaci výbuchu byl použit speciální erozivní algoritmus. Práce představila základ pro návrh sendvičových struktur odolných vůči výbuchu. Jako první představila vliv natočení jednotlivých vrstev vůči sobě.

Aby se urychlil výpočet modelů struktur a jejich odezvy na zatížení, využili autoři symetrie a počítali se čtvrtinovým modelem [10; 13; 18]. Dalšího urychlení výpočtu při zachování reálných výsledků bylo dosaženo použitím skořepinových elementů [19; 22]. Ne vždy je možné použít skořepinové elementy tak, aby bylo dosaženo reálných výsledků. Proto bylo použito objemových elementů pro simulaci penetrace struktury projektilem [13] a modelování struktury zatížené výbuchem [18; 21]. Pro ověření analytických výpočtů s co nejpřesnějšími výsledky a minimálním výpočtovým časem úspěšně využili Novak [14] a Chen [10] nosníkových elementů.

2.2.4 Experiment a měření

Do analytických a numerických výpočtů zpravidla zanášíme různé zjednodušující předpoklady. U rychlých dynamických dějů mohou tyto předpoklady velkou měrou zkreslovat reálné výsledky. Proto se často numerické simulace ověřují na reálných experimentech.

Autoři analyzovaných článků využívali různých způsobů zatěžování zkoumaných auxetických struktur. V řadě studií bylo použito statických nebo dynamických zkoušek. Lokální zatížení struktur bylo použito v pracích [11; 12; 18].

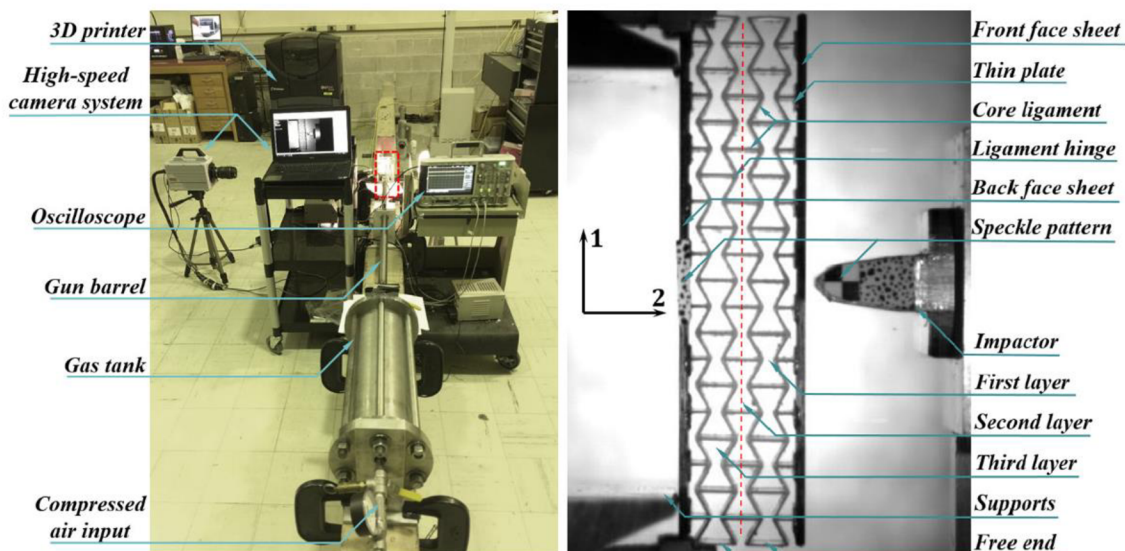
Ve studiích [13; 27] bylo na kvazistatickou kompresi využito univerzálních testovacích strojů (Instron 1225 a Zwick Roell) s rychlostí zatěžování okolo 1 mm/min. Použitý stroj rovněž měřil působící sílu. Novak [28] využil univerzální testovací zařízení Instron také pro dynamické zatížení s rychlostí zatěžování 284 mm/s.

Yang [23] provedl kvazistatickou kompresi vzorku na zařízení Applied Test Systems 1620C, s maximální zatěžující silou 100 kN a konstantním posuvem 1,27 mm/min. Poissonovo číslo bylo zjištěno měřením deformace prostřední vrstvy struktury, pomocí deflektometru.

Remennikov [11] použil pro kvazistatické testování zmenšených vzorků univerzální testovací zařízení The Instron 3367 s posuvem 1 mm/min. Pádový test struktury v plné velikosti byl proveden na zařízení patřící univerzitě Wollongong. Použito bylo 580 kg závaží s kulovým indentorem o průměru 150 mm. Závaží bylo spuštěno z výšky 0,5 m a dopadová rychlost indentoru byla 3,13 m/s. Deformační sekvence byly zachyceny digitální kamerou a data zatížení a posuvů byla zaznamenána pomocí datového záznamníku.

Qi [18] auxetickou struktur testoval nejprve výbuchem, kdy použil válcovitou nálož trhaviny typu B postavenou do středu testovaného sendvičového panelu. Drop test byl proveden na stejné univerzitě na stejném zařízení jako v práci Remennikova [11] s tím rozdílem, že závaží bylo spuštěno z výšky 3m a dopadová rychlost byla 7,67 m/s. Rázové zatížení vzorku a jeho okamžitá deformace byly zaznamenány siloměrem a vysokorychlostním kamerovým systémem.

Hou [12] provedl nárazový třibodový ohybový test pomocí upraveného Split-Hopkinsova zařízení (SHPB – Split-Hopkinson pressure bar) (Obr. 2-13). Indentor byl urychlen stlačeným vzduchem, a pro zachycení děje experimentu byl použit vysokorychlostní kamerový systém FASTCAM SA1.1 Phatron. Pro měření posuvů, deformací a napětí bylo použito metody DIC (digital image correlation), jejíž výhodou je možnost sledovat pohyb jednotlivých bodů v průběhu deformace a po následném přepočtu také stanovit průběh napětí.



Obr. 2-13 Modifikované Split-Hopkinsonovo zařízení [12].

2.3 Přehled hlavních zjištění

2.3.1 Deformační chování struktury

Analyzované studie ukázaly, že na auxetické chování má vliv nejen geometrie základní buňky, ale také způsob a rychlost zatěžování [12; 27; 29]. Pro návrh struktury se správnou funkcí je tedy třeba znát způsob, kterým bude struktura namáhána a také znát vliv jednotlivých parametrů struktury na mechanické vlastnosti.

Oproti ostatním auxetickým strukturám lze re-entrant honeycomb řídit malým množstvím parametrů, díky čemuž je studium a popis jejího deformačního chování jednoznačnější. Navíc bylo ověřeno, že re-entrant honeycomb struktura je odolnější proti lokálnímu zatížení, dokáže snížit velikost reakční síly [11; 12; 14], absorbovat velké množství energie [13; 21; 22], ve srovnání s její konvenční variantou. Jedním ze závěrů studie [18] bylo, že auxetické jádro sendvičového panelu absorbuje o 19,1 % více energie než sendvičový panel s konvenčním jádrem.

Studie [11] uvádí, že auxetický panel významně změnil přenos rázové síly. Panel s plastovou (ABS) auxetickou ochranou vrstvou byl vystaven zatížení přibližně 30 kN po dobu 40 ms, oproti tomu plát s plastovou neauxetickou ochranou byl zatížen silou 800 kN po dobu 4 ms.

Nahrazením konvenčního jádra sendvičového panelu s ocelovými pláty za auxetické NiTi jádro, došlo při nárazu projektilu ke zvýšení absorbované energie z 252,35 Nmm/g na 495 Nmm/g [13]. Autoři navýšení absorbované energie připisují zhuštění materiálu v místě impaktu.

Dále je ovšem potřeba tato tvrzení zobecnit a určit, které parametry, do jaké míry a s jakými omezeními ovlivňují zmíněné auxetické vlastnosti.

2.3.2 Metody zkoumání deformačního chování auxetických struktur

Způsob, jakým lze zaručeně dosáhnout lokálního zatížení, je pádový test, nebo urychlení cizího objektu proti struktuře. Dopadovou rychlost pádového testu [11; 18] lze řídit pomocí nastavení výšky a váhy závaží. Další výhodou je možnost volby velikosti i geometrie indentoru. Hou [12] testoval strukturu na Split-Hopkinsových tyčích, kdy konec jedné z tyčí byl osazen indentorem (Obr. 2-13). Výhodou je, že lze geometrie indentoru téměř libovolně změnit. Nevýhodou je nutnost netriviální úpravy Split-Hopkinsonova zařízení.

Deformační sekvence byly většinou zachyceny vysokorychlostní digitální kamerou [11; 12; 18] a data zatížení a posuvů byla nejčastěji zaznamenána pomocí datových záznamníků a tenzometrů. Posuvy, deformace a napětí lze měřit pomocí DIC metody [12], jejíž výhodou je v názorném grafickém zobrazení nejen deformace, ale také napětí zkoušeného objektu. Nevýhodou je však nutnost proškoleného personálu a vysoká cena zařízení.

Realizace experimentu s ostřelováním struktury je velmi náročná jednak na testovací zařízení a také na bezpečnost celého experimentu, proto byl v práci Hassanina [13] náraz projektilu testován pouze numericky.

Experimentální přístup v případě lokálního zatížení je značně náročný, všichni zmínění autoři ho využili pouze jako verifikaci predikce deformačního auxetického získané pomocí metody MKP.

Při simulaci rychlých dějů (pádové testy, penetrace projektilem) byl téměř výhradně použit explicitní řešič [10; 18; 22]. Výjimkou byl Jin [21], který pro zatížení struktury výbuchem použil speciálního erozivního algoritmu, kterým mohl lépe řídit parametry výbuchu a více napodobit reálné zatížení.

Za účelem urychlení časově náročných výpočtů modelů struktur a jejich odezvy na zatížení využili autoři symetrie (počítali se čtvrtinovým modelem [10; 13; 18]). Dalšího urychlení výpočtu bylo dosaženo použitím skořepinových elementů [10; 19; 22]. Použití skořepinových elementů však není vždy vhodné, když především za vyšších rychlostech zatížení skořepinové modely špatně odrážely reálné chování struktur. Proto bylo pro simulaci penetrace struktury projektilem [13] a modelování struktury zatížené výbuchem [18; 21] použito objemových elementů.

2.3.3 Vliv parametrů geometrie na deformační chování struktury

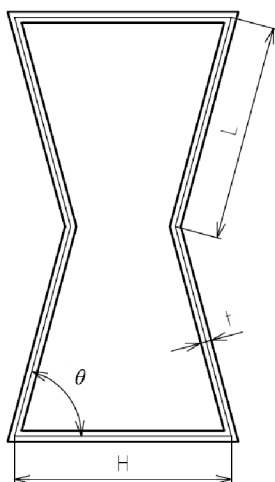
Re-entrant honeycomb lze řídit čtyřmi parametry (šířkou H , délkou L , tloušťkou stěny t a úhlem θ (Obr. 2-14)) [11; 12], což poskytuje obrovské množství různých konfigurací a je tedy těžké určit, který ze základních parametrů nejvíce ovlivňuje Poissonovo číslo, respektive auxetické chování. Hassanin [13] ve své práci nepřímo naznačil, že největší vliv na Poissonovo číslo má auxetický úhel θ .

Vliv jednotlivých parametrů základní buňky struktury (auxetický úhel, délky stran a jejich tloušťka) byl dobře vidět na měnícím se Poissonovu číslu [13; 22; 26], které můžeme brát jako hlavní ukazatel auxetického chování. Pro teoretické modely, kdy je struktura složena z dokonale tuhých prutů, lze Poissonovo číslo analyticky vypočítat [10; 13; 23].

Al-Rifaie [22] konstatoval, že vyšší počet auxetických vrstev sendvičového panelu zvyšuje velikost disipované energie a snižuje napětí na zadním plátu tohoto panelu. Přitom je však důležité řídit rozložení napětí a deformaci sendvičové struktury pomocí geometrických parametrů h a r_L (h – výška buňky, r_L – poměr dvou sousedních stěn).

Vyrobené struktury mají mnohem více proměnných a omezení, které ovlivňují velikost Poissonova čísla. Kupříkladu pruty (stěny) reálných struktur mají určitou tloušťku, ta ovlivňuje efektivní délku prutu [23], štíhlosti prutů a jejich délka může mít vliv na dominantní namáhání struktury (např. ohybové a smykové namáhání, nebo namáhání na vzpěr) [23; 26]. Výrobní imperfekce mohou rovněž zásadním způsobem ovlivnit chování struktury. Výsledky velké části studií [12; 13] naznačují, že by nejzásadnější roli

v auxetickém chování měl hrát auxetický úhel, tedy úhel prolomení prutů dovnitř struktury (platí pouze pro re-entrant konfigurace). Toto tvrzení ovšem nebylo zatím potvrzeno.



Obr. 2-14 Základní parametry re-entrant honeycomb buňky.

2.4 Mezera v poznání

Řada studií zkoumala struktury typu *chiral* [3], nebo rotující obrazce [4], a to především pro vlastnost snadno a při malém zatížení přesně řídit jejich deformaci. Struktury typu re-entrant se využívají především pro jejich dobrou schopnost absorbovat velké množství energie oproti konvenčním strukturám [13; 14; 19]. Tyto struktury byly většinou zatěžovány plošně kvazistaticky, dynamické zatížení bylo většinou provedeno výbuchem, lokální zatížení zatím nebylo podrobně zkoumáno.

Práce [11; 12; 13] zkoumaly, jak se chová re-entrantní auxetická struktura pod lokálním zatížením. Autoři se zabývali především popisem fází deformačního chování, u čehož pozorovali zhuštění materiálu v místě zatížení. Zjištění, že auxetické jádro v sendvičové struktuře snižuje maximální impaktní sílu, bylo zásadní, ale nebylo cílem studie. Ani jedna ze zmíněných studií nezkoumala deformaci, nebo sílu reakce od podložky samotné re-entrant struktury. Pokaždé byly přítomny horní a spodní plát, takže se jednalo o sendvičové struktury s auxetickým jádrem. Horní a spodní plát ovlivňují vlastnosti celého panelu a je velmi náročné určit, která ze složek sendvičové struktury, případně v jaké míře, ovlivňuje zkoumanou vlastnost (absorpce energie, síla reakce). Žádná práce se doposud nezabývala určením předpokladů, které předurčují danou strukturu k dobré odolnosti proti lokálnímu zatížení.

Zkoumané studie [11; 18; 19] prokázaly, že některé auxetické struktury lépe odolávají lokálnímu zatížení vtažením materiálu do místa zatížení a lépe absorbují energii [13; 14; 20] než konvenční struktury. Není ovšem zřejmé, zda-li více auxetická struktura (menší Poissonovo číslo) znamená, že bude odolnější vůči lokálnímu zatížení než struktury s vyšším Poissonovým číslem.

Je známo [13; 23], že na Poissonovo číslo má vliv také štíhlost prutu. Se snižující se štíhlostí prutu při konstantních rozměrech roste velikost uzlů (platí pro technologii SLM). Mohutnost a tuhost uzlů může ovlivňovat tuhost celé struktury. Doposud nebylo zkoumáno, do jaké míry ovlivňuje velikost uzlů a štíhlost prutů schopnost struktury odolávat lokálnímu zatížení.

Nalezením obecně platných pravidel, které by zajišťovaly, že navržená struktura bude odolná proti lokálnímu zatížení, by pomohlo k lepšímu pochopení chování daného typu struktur a umožnilo by je efektivněji navrhovat. Aplikace těchto poznatků při návrhu opláštění vesmírných stanic by mohla vést k zvýšení ochrany astronautů a výraznému snížení výdajů na opravy vesmírných zařízení.

3 CÍLE PRÁCE

3.1 Cíle výzkumu

Hlavním cílem práce je pomocí metody konečných prvků popsat a ověřit geometrické předpoklady, které zvyšují odolnost auxetické struktury, vyrobené technologií selective laser melting, při lokálním zatížení.

Dílčí cíle:

- Provést rešeršní studii existujících typů auxetických struktur a vybrat vhodnou konfiguraci
- Stanovit geometrické parametry určující deformační chování vybrané konfigurace
- Provést výpočetní analýzy demonstrující vliv geometrických parametrů struktury
- Vyrobit a testovat vybrané klíčové konfigurace
- Ověřit platnost stanovených předpokladů, které zvyšují odolnost struktury

Jedná se o práci výzkumnou. Jde o základní, orientovaný, kvantitativní výzkum využívající empirické metody.

3.2 Výzkumné otázky

Analýza současného stavu poznání ukázala velký potenciál pro aplikaci auxetických struktur při lokálním zatížení, ale zároveň upozorňuje na mezery ve znalosti chování lokálně zatížených auxetických struktur. Proto se první otázka ptá:

Otázka č. 1 – Jaká je souvislost mezi velikostí záporného Poissonova čísla a odolností zkoumané re-entrant struktury vůči lokálnímu zatížení?

Na první relační otázku navazuje další otázka, která se již konkrétně ptá na to, jak daný parametr struktury ovlivňuje její chování a je tedy otázkou kauzální.

Otázka č. 2 - Jak ovlivňuje štíhlost stěn (v rozsahu $H/t = 10$ až 25) odolnost zkoumané re-entrant struktury vůči lokálnímu zatížení?

3.3 Hypotézy

Ze současného stavu poznání lze vytvořit predikce na otázky a formulovat tak následující hypotézy.

Hypotéza č. 1 – Čím bude mít struktura nižší hodnotu Poissonova čísla tím více bude odolná proti lokálnímu zatížení. Souvislost by měla být přímo úměrná. Tato závislost nejspíš nebude platit v krajních polohách, kde bude hrát významnou roli velikost uzlů.

Remennikov [11], Qi [18] a Hassanin [13] prokázali schopnost auxetické struktury dobře absorbovat energii a zmírnit nárazové zatížení, při němž došlo k přemístění materiálu do místa zatížení. Imbalzano [19] uvažoval rozsah auxetického úhlu mezi 30° – 70° , čímž se vyhnul krajním polohám, aby předešel brzkému vnitřnímu kontaktu základní buňky.

Hypotéza č.2 – Bude-li se zmenšovat pouze štíhlost stěn dojde k zvětšení uzlů. Mohutnější stěny a větší uzlové body způsobí větší tuhost struktury, ale dojde ke snížení odolnosti vůči lokálnímu zatížení.

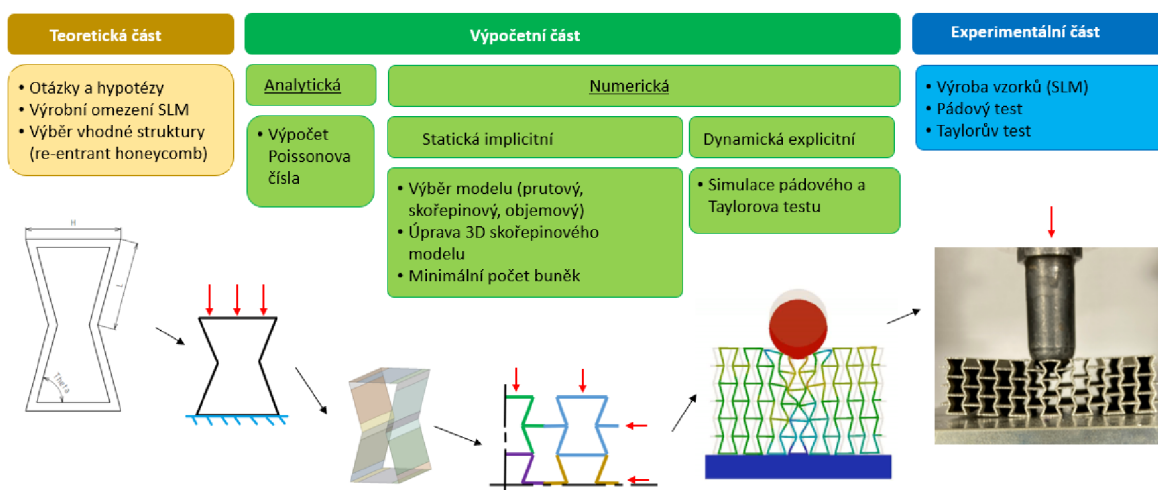
Yang [23] upozornil, že délka teoretického prutu, z důvodu tloušťky a úhlu napojení prutu na zbytek struktury, je delší než délka vyrobeného prutu (Obr. 2-10). Tím může být ovlivněn výpočet Poissonova čísla a reálné chování struktury.

4 MATERIÁL A METODY

Tato kapitola představuje konkrétní zařízení a metody, kterými byl řešen problém deformačního chování lokálně zatížených auxetických struktur.

4.1 Metodika

Vzhledem k výzkumným otázkám, které zjišťovaly vztahy mezi zkoumanými jevy a parametry, se jednalo o relační výzkumný problém. Postup řešení byl tedy následující:



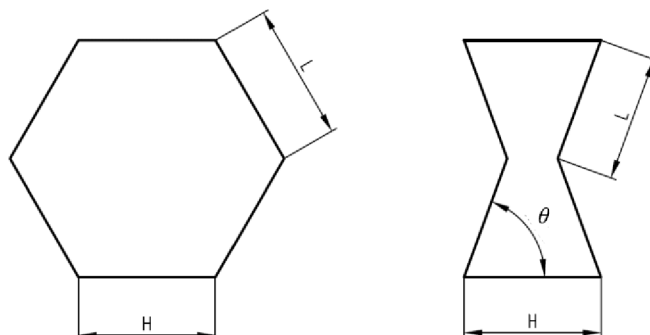
Obr. 4-1 Schéma postupu řešení práce.

V teoretické části byla provedena rešerše, na jejímž základě byl vybrán vhodný typ struktury. Výpočetní část se zabývala analytickou i numerickou predikcí chování struktury při zatížení. To zahrnovalo určení rozsahu testovaných konfigurací, výběr vhodného modelu geometrie, stanovení minimálního počtu buněk ve struktuře a výběr vhodných konfigurací pro následnou výrobu. Do výroby vzorků byla zahrnuta příprava dat a také *post processing*. Experiment byl vykonán na pádovém testeru a sloužil především jako verifikace numerických simulací. Následně proběhl test za vyšších rychlostí deformace pomocí Taylorova testu. Na závěr byla porovnána simulovaná a reálná odezva auxetické struktury na lokální zatížení. Na základě vyhodnocených dat byly ověřeny vyslovené hypotézy a formulovány závěry.

4.2 Auxetická struktura – re-entrant honeycomb

Při výběru geometrických konfigurací a typu auxetické struktury, bylo třeba brát v potaz návrhová pravidla pro technologii SLM. Jednalo se především o úhel, pod kterým ještě není třeba používat podpory, ale také o minimální tloušťku stěn a prutů, které lze touto technologií vyrábět (kap. 2.2.2).

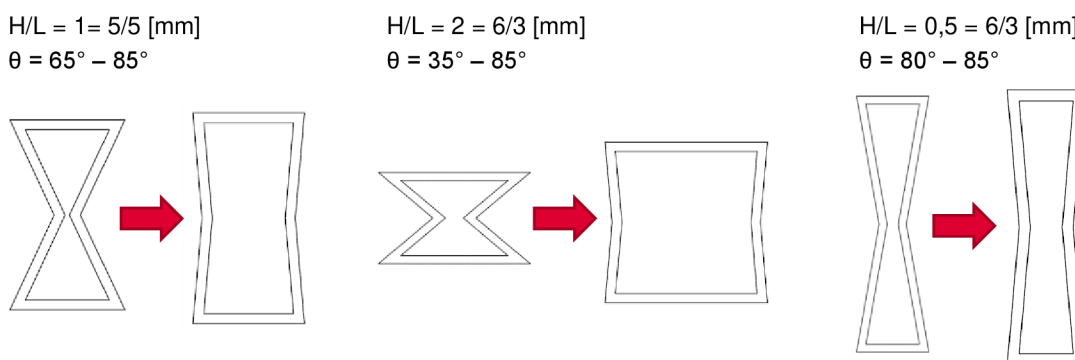
Zkoumaná auxetická struktura byla typu *re-entrant honeycomb*. U tohoto typu byla oproti konvenční *honeycomb* struktuře (Obr. 4-2) prokázána vyšší odolnost proti lokálnímu zatížení, a to při deformaci díky vtahování materiálu do místa zatížení [13]. Tato struktura je říditelná pouze čtyřmi parametry, což je nejmenší možný počet parametrů z existujících *re-entrant* typů auxetických struktur.



Obr. 4-2 Vlevo – konvenční buňka typu honeycomb; vpravo – auxetická buňka typu re-entrant honeycomb.

Použití podpor při výrobě struktury, jejíž chování je ovlivněno vnitřní geometrií, bylo vzhledem k obtížnému a nedokonalému odstraňování podpor nevhodné, protože mohlo dojít k narušení geometrie struktury. Zvolenou dvojrozměrnou strukturu lze stavět pod úhlem 90° , čímž nebylo třeba použít podpory.

Vybraná auxetická *re-entrant honeycomb* struktura byla charakterizována šířkou H , délkou prutu L , auxetickým úhlem θ a tloušťkou prutu t (Obr. 2-14). Geometrická konfigurace struktury byla zkoumána pro poměry $H/L = 1$, $H/L = 0,5$ a $H/L = 2$ (Obr. 4-3). Dále byl měněn o 5° úhel θ a to od 90° do té polohy, v níž došlo ke vzájemnému kontaktu prutů.



Obr. 4-3 Rozměry a rozsah konfigurací zkoumané struktury.

Rozměry buněk byly omezeny vyrobiteľností technologií SLM, možnostmi pádového testeru a reálnou tloušťkou stěn. Rozsah byl volen tak, aby nedocházelo ke kontaktu stěn (Tab. 4-1). Poměr $H/L = 0,5$ nemělo smysl vzhledem k jeho malému rozsahu uvažovat.

Tab. 4-1 Základní rozměry a rozsah testovaných struktur.

	H/L	Úhel θ [°]
Numerická simulace	1/1	65 až 85
Experiment	1/1	70, 75, 85
Numerická simulace	2/1	45 až 85
Experiment	2/1	45, 65, 85

4.3 Počáteční predikce auxetického chování – implicitní analýzy

Pro předpověď chování zkoumané struktury, byla použita metoda konečných prvků v prostředí **Ansys workbench 2021 R2**. Využito bylo implicitních úloh v prostředí *static structural*. Zatížení pro tyto úlohy bylo kvazistatické a pro řešení byl použit *Mechanical APDL* řešič.

Úlohy využívaly dva materiálové modely, lineární elastický (*stainless steel*) a lineární elasto-plastický (*stainless steel NL*), jejichž mechanické vlastnosti zobrazuje Tab. 4-2.

Tab. 4-2 Vlastnosti materiálových modelů použitých pro implicitní analýzy.

Označení	E [GPa]	ρ [kg/m ³]	μ [-]	Re [MPa]	Et [GPa]
Stainless steel	193	7750	0,31	-	-
Stainless steel NL	193	7750	0,31	210	1,8

4.3.1 Počáteční predikce auxetického chování

Nejprve byla pomocí vzorce (2), za předpokladu malých průhybů prutů, spočítána velikost Poissonova čísla pro každou konfiguraci. Analytické řešení bylo následně porovnáno s numerickou simulací prutového modelu základní buňky. Simulace byla nastavena tak, aby se co nejvíce přiblížila podmínkám analytického výpočtu. Tyto výsledky daly vzniknout základní představě o auxetickém chování vybraných konfigurací. Vztah použitý Hassaninem [13] pro výpočet Poissonova čísla zahrnující tloušťku prutu nebylo možné aplikovat kvůli jeho omezenému rozsahu (kap. 2.2.3).

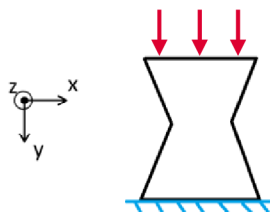
$$\mu_y = \frac{\left(\frac{H}{L} - \cos \theta\right) \cos \theta}{\sin^2 \theta} \quad (2)$$

Simulace jedné buňky odpovídající analytickému výpočtu Poissonova čísla

Použit byl prutový model s kruhovým průřezem o \varnothing 0,001 mm. Velikost konečno prvkové sítě byla nastavena na 1 mm a použity byly *beam 188* elementy. Spodní hraně byly zamezeny posuvy ve všech směrech. Protože se jednalo o 3D úlohu, musela být volnost pohybu buňky omezena pouze do roviny xy (vazba *displacement* zamezující posuv v ose z). Buňka byla

zatížena funkcí *displacement* posuvem horní hrany o 0,001 mm (Obr. 4-4). Poissonovo číslo bylo určeno výpočtem (3) z deformací (x_0 , y_0), získaných numerickou simulací prutového modelu.

$$\mu = \left(\frac{x-x_0}{x_0} \cdot \frac{y_0}{y-y_0} \right) \quad (3)$$



Obr. 4-4 Schéma simulace jedné buňky odpovídající analytickému výpočtu Poissonova čísla.

4.3.2 Výběr modelu geometrie

Po získání základního přehledu o chování konfigurací bylo třeba vybrat vhodný geometrický model pro simulace pádového testu. Na výběr bylo pohlíženo ze dvou hledisek. První hledisko představovalo dobu výpočetního času (co nejkratší) a druhé hledisko představovalo přesnost reprezentace reálného chování (co nejvíce blízké realitě).

Porovnány byly nosníkový, objemový, 2D a 3D skořepinový model. Jelikož byl zkoumán také prutový model, byl rozměr objemového a 2D skořepinového modelu v ose z roven tloušťce prutu (Obr. 4-4). Testována buňka byla vždy kvazistaticky stlačována. Všechny modely byly analyzovány s lineárním a bilineárním materiálovým modelem. Dále byly porovnány hodnoty celkových deformací a reakčních sil. Referenční byl objemový model, který díky reálným kontaktům prutů v uzlech nejlépe odpovídal realitě.

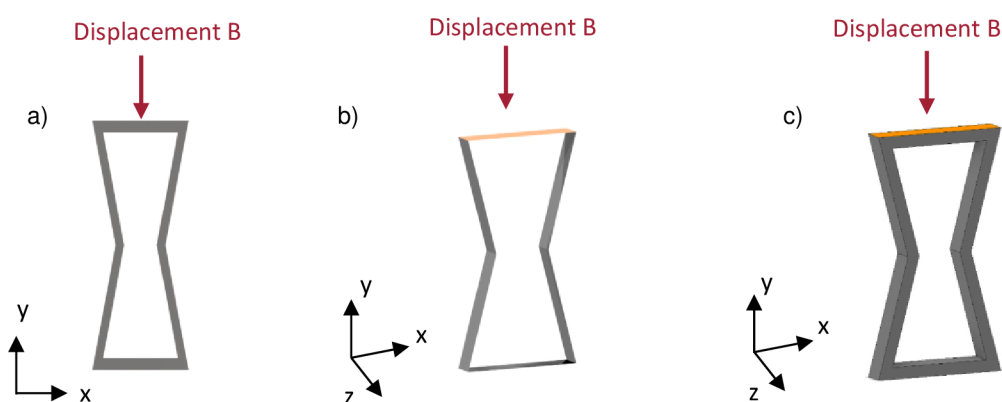
Porovnání modelů geometrie o délce 0,5 mm

V simulaci s lineárním materiálovým modelem byla buňka zatížena do meze kluzu (přetvoření 0,2 %) a pro nelineární materiálový model se jednalo o posunutí 1 mm. Velikost elementů konečno prvkové sítě byla nastavena na 0,05 mm. Validace velikosti elementů proběhla citlivostní analýzou s kritériem 3 % (postupně byla zmenšována velikost elementů, dokud byl rozdíl hodnot celkové deformace a reakční síly menší než stanovené kritérium). Okrajové a počáteční podmínky byly nastaveny tak, aby rozdíly mezi jednotlivými simulacemi byly co nejmenší. Další nastavení pro jednotlivé modely bylo:

- Prutový model – Byla použita 3D úloha, proto byly zakázány posuny v ose z. Průřez prutu byl čtvercový o rozměrech 0,5 mm. Spodní hrana byla zavazbena nulovými posuvy ve všech osách. Horní prut byl zatížen vazbou *displacement*, která povolovala pohyb pouze v ose y o danou velikost. Typ elementů – *beam 188* pro lineární materiálový model a *beam 189* pro nelineární materiálový model.
- 2D skořepinový model – Analýza proběhla ve 2D, úloha byla typu *plain stress*, tloušťka skořepiny byla 0,5 mm. Spodní hraně byly zakázány posuny ve všech

osách. Základní buňka byl zatížena na horní hraně posuvem v ose y (Obr. 4-5a). Typ elementů – *tri6* a *quad8* pro oba materiálové modely.

- 3D skořepinový model – Simulace proběhla v 3D a skořepina měla tloušťku 0,5 mm. Pohyb buňky byl omezen v ose z, aplikací vazby displacement (nulové posuvy) na hranách obou čel (Obr. 4-5b). Základní geometrie buňky byla větší o tloušťku buňky (0,5 mm) a *offset* byl nastaven jako *bottom*. Typ elementů – *quad4* pro oba materiálové modely.
- Objemový model – byl simulován v 3D prostředí. Prut měl čtvercový průřez o velikosti 0,5 mm. Vnější hrany obou čel byly zavazbeny nulovým posuvem v ose z. Spodní plocha podstavy měla zakázané pohyby ve všech osách a horní plocha buňky byla zatížena posunem v ose y (Obr. 4-5c). Typ elementů – *hex20* pro oba materiálové modely.



Obr. 4-5 a) 2D skořepinový model, b) 3D skořepinový model, c) objemový model.

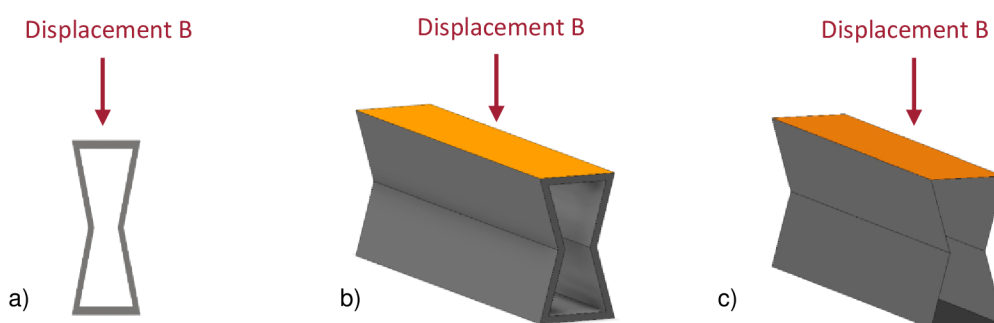
Porovnání modelů geometrie o délce 60 mm

V porovnání představeném v předchozí podkapitole mohlo zanedbáním reálné délky modelů u simulace pádového testu, dojít ke značné chybě, protože lze předpokládat vtažení materiálu do místa zatížení také v neuxetickém směru (osa z). Proto bylo provedeno téměř stejné porovnání s tím rozdílem, že byly uvažovány pouze objemový, 2D a 3D skořepinový model a všechny buňky kromě 2D skořepiny měly délku 60 mm.

Velikost elementů konečno prvkové sítě byla nastavena na 0,16 mm. Validace velikosti elementů proběhla citlivostní analýzou s kritériem 3 % (postupně byla zmenšována velikost elementů, dokud byl rozdíl hodnot celkové deformace a reakční síly menší než stanovené kritérium). Typ elementů byl pro jednotlivé geometrie stejný jako u prvotního porovnání. Okrajové a počáteční podmínky byly nastaveny tak, aby rozdíly mezi jednotlivými simulacemi bylo co nejmenší. Další nastavení pro jednotlivé modely bylo:

- 2D skořepinový model – Analýza byla nastavena jako 2D úloha typu *plain strain*. Spodní hraně byly zakázány posuvy ve všech osách. Zákl. buňka byla zatížena na horní hraně posuvem B (Obr. 4-6a).

- 2D skořepinový model – Analýza proběhla ve 2D, typ úlohy byl *plain stress*, tloušťka skořepiny byla 0,5 mm. Spodní ploše byly zakázány posuvy ve všech osách. Zatížena byla horní plocha posuvem B (Obr. 4-6a).
- 3D skořepinový model – Simulace proběhla v 3D, skořepina měla tloušťku 0,5 mm. Základní geometrie buňky byla větší o tloušťku buňky (0,5 mm) a *offset* byl nastaven jako *bottom*. Díky tomu bylo možné aplikovat zatížení na horní plochu buňky, stejně jako je tomu u objemového modelu (*offset middle* sice zajistí výpočetní tloušťku, ale napětí je aplikováno „na střednici“). Zatížena byla horní plocha buňky posuvem B (Obr. 4-6c).
- Objemový model – byl simulován v 3D prostředí. Tloušťka stěn byla 0,5 mm. Spodní plocha podstavy měla zakázané pohyby ve všech osách a horní plocha buňky byla zatížena posunem B (Obr. 4-6b).



Obr. 4-6 a) 2D skořepinový model, b) objemový model, c) 3D skořepinový model.

Modely, které se svým chováním nejvíce blížily k referenčnímu objemovému modelu, byly dva, 3D skořepinový a 2D skořepinový (kap. 5.1.3). Vybrán byl 3D skořepinový model, protože ho bylo možné dále upravit (tuhost, velikost a tloušťka uzlů) a ještě víc se přiblížit referenčnímu modelu.

4.3.3 Úprava skořepinového modelu – tvorba uzlů

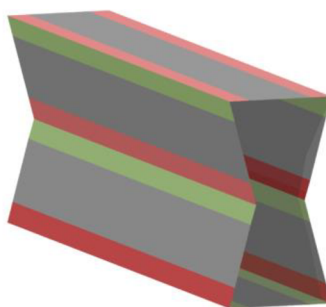
Úprava vybraného 3D skořepinového modelu spočívala v tvorbě uzlů (Obr. 4-7), které lépe reprezentují referenční model. Konkrétně byla měněna jejich velikost, tuhost (zvýšení modulu pružnosti) a tloušťka (uzlových ploch), ovšem základní rozměry buňky se neměnily. Rozsah měněných rozměru zobrazuje Tab. 4-3.

Tab. 4-3 Rozsah měněných veličin uzlových ploch.

Měněná veličina	Rozsah hodnot
Velikost uzlu [mm]	0,1; 0,3; 0,5; 0,7
Tloušťka stěny uzlu [mm]	0,4; 0,5; ...; 0,9
Tuhost [násobky základní tuhosti E = 193 GPa]	1x, 10x, 25x

Okrajové podmínky a nastavení simulace bylo téměř stejné jako pro 3D skořepinový model s délkou 60 mm. Testována nebyla pouze konfigurace H/L = 1/1_75°, ale také konfigurace

$H/L = 2/1_{65^\circ}$. U obou konfigurací byla následně měněna tloušťka stěn z počátečních 0,5 mm na tloušťky 0,43 mm, 0,37 mm a 0,3 mm.



Obr. 4-7 Geometrie základní buňky s plochami reprezentujícími uzly reálné struktury.

Struktury byly kvazistaticky zatěžovány tak, aby došlo k co největší deformaci, ale nedošlo ke kontaktu prutů. Použit byl nelineární materiálový model (Tab. 4-2), zatížení pro jednotlivé konfigurace zobrazuje Tab. 4-4.

Tab. 4-4 Zatížení pro jednotlivé tloušťky konfigurací.

$H/L = 1/1$		$H/L = 2/1$	
Tloušťka stěny [mm]	Displacement [mm]	Tloušťka stěny [mm]	Displacement [mm]
0,5	0,5	0,5	1,3
0,43	0,5	0,43	1,2
0,37	0,4	0,37	1,0
0,3	0,4	0,3	0,4

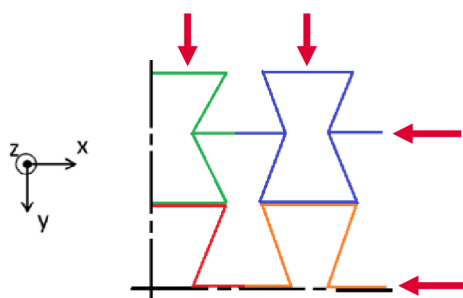
4.3.4 Určení minimálního počtu buněk ve struktuře

Před analýzou celé struktury bylo třeba určit její velikost a minimální počet buněk. Celkový rozměr struktury byl omezen prostorem pádového testovacího zařízení a velikostí výrobní platformy (kap. 4.5.1). Pro zjištění potřebného počtu buněk byla vypracována studie zkoumající minimální možný počet buněk ve struktuře. Zatížená struktura byla rovnoměrně, kvazistaticky, plošně stlačována. Počet buněk struktury rostl od jedné do jedenácti (1, 3x3, 5x5, ..., 11x11) a pozorována byla velikost Poissonova čísla prostření buňky v závislosti na počtu buněk ve struktuře.

Nastavení simulace

Jednalo se o 2D úlohu typu *plain strain* a byl použit skořepinový 2D model s lineárním materiálovým modelem (Tab. 4-2). Zkoumána byla konfigurace 1/1_75_0,5. Velikost elementů konečno prvkové sítě byla nastavena tak, aby byla šířka prutu reprezentována minimálně třemi elementy. Síť byla vygenerována automaticky a byly využity 6-ti uzlové trojúhelníky (tri6) a 8-i uzlové čtverce (quad8). Dále bylo využito čtvrtinové symetrie. Hrany struktury ležící v rovinách symetrie měly omezený posuv ve směru její normály. Zbylé dvě strany struktury byly na hranách zatíženy vazbou *displacement*, posunutím ve směru osy x

a y tak, aby došlo ke stlačení struktury (Obr. 4-8). Velikost posunutí byla ekvivalentní přetvoření 0,2 % (nebyla překročena mez kluzu).



Obr. 4-8 Využití symetrie a okrajové podmínky.

4.4 Numerická explicitní analýza auxetického chování při lokálním zatížení

Analýza odezvy chování zkoumané struktury na lokální zatížení, byla provedena pomocí MKP v prostředí Ansys workbench 2021 R2. Využito bylo explicitních úloh v simulačním prostředí *explicit dynamics*.

Explicitní analýza se používá pro řešení rychlých dějů, kdy záleží na rychlosti zatěžování. Explicitní formulace MKP pro numerickou analýzu odezvy při rychlém dynamickém ději je výpočtově efektivní metoda řešení pohybové rovnice. Nevýhodou je velmi krátký časový krok, který pro vyřešení úlohy potřebuje statisíce až miliony kroků [6]. Z podstaty metody nemá explicitní úloha problém s konvergencí, protože řeší přechod jedné formy energie v jinou, ne rovnováhu sil, jako je tomu u implicitní úlohy. Pro interakci tuhých těles se nejčastěji používá Lagrangeova metoda a řešiče LS-DYNA, nebo AUTODYN.

Pro analýzu byl využit 3D skořepinový model (5.1.3). Zatížení probíhalo za nízkých (3 m/s) a vyšších (160 m/s) impaktních rychlostí, představující pomalý a rychlý dynamický test (kap. 4.6). Sledována byla míra deformace struktury a reakční síla od podložky.

Simulace pomalého a rychlého dynamického testu využívaly nelineární materiálový model nerezové oceli, rozšířený elasticko-plastické chování (Tab. 4-5) a Cowper-Symondsovo kritérium. Mechanické vlastnosti byly přebrány z článků [30; 31], ve kterých byly tyto hodnoty experimentálně určeny a úspěšně implementovány do numerických analýz. Zkušební vzorek byl prutový o průměru 0,6 mm a prut byl stavěn pod úhlem 35°. Prášek a výrobní strategie pro výrobu zkušebního vzorku byly následně použity pro výrobu zkoumaných auxetických struktur.

Konstanty Cowper-Symondsova kritéria se mění dle rychlosti přetvoření. Pro simulaci pádového testu byly použity konstanty do přetvoření 100 s^{-1} a pro simulaci rychlého dynamického testu platily konstanty do rychlosti přetvoření 6600 s^{-1} (Tab. 4-6).

Tab. 4-5 Mechanické vlastnosti nerezové oceli s elasticko-plastickým chováním [31].

Mechanické vlastnosti	Hodnota	Jednotky
Hustota – ρ	7900	kg/m ³
Modul pružnosti – E	94	GPa
Poissonovo číslo – μ	0,31	–
Mez kluzu – Re	338	MPa
Strenght coefficient – K_H	481,45	MPa
Hardening exponent – n_H	0,17	MPa

Tab. 4-6 Parametry Cowper-Symondsova kritéria [31].

Rychlost přetvoření	D [s-1]	q [-]
do 100 s ⁻¹	4 851,9	4,078
do 6600 s ⁻¹	80 736,69	5,0075

4.4.1 Minimální délka struktury

Před samotným simulováním odezvy auxetické struktury bylo potřeba určit poslední, třetí rozměr, kterým byla délka struktury. Ta byla zatížena dopadem sférického indentoru do středu struktury.

Zkoumána byla deformace horní buňky v ose z pro délku struktury 30 mm, 40 mm, 50 mm a 60 mm. Sledována byla změna deformace v závislosti na délce struktury. Analyzována byla konfigurace $H/L = 1/1$ s auxetickým úhlem 75°.

Struktura byla tvořena buňkami o 5 řadách a třech sloupcích s tloušťkou stěn 0,5 mm a uzly o velikosti 0,3 mm s tloušťkou 0,7 mm. Analýza proběhla ve 3D prostředí a byl použit vybraný 3D skořepinový model.

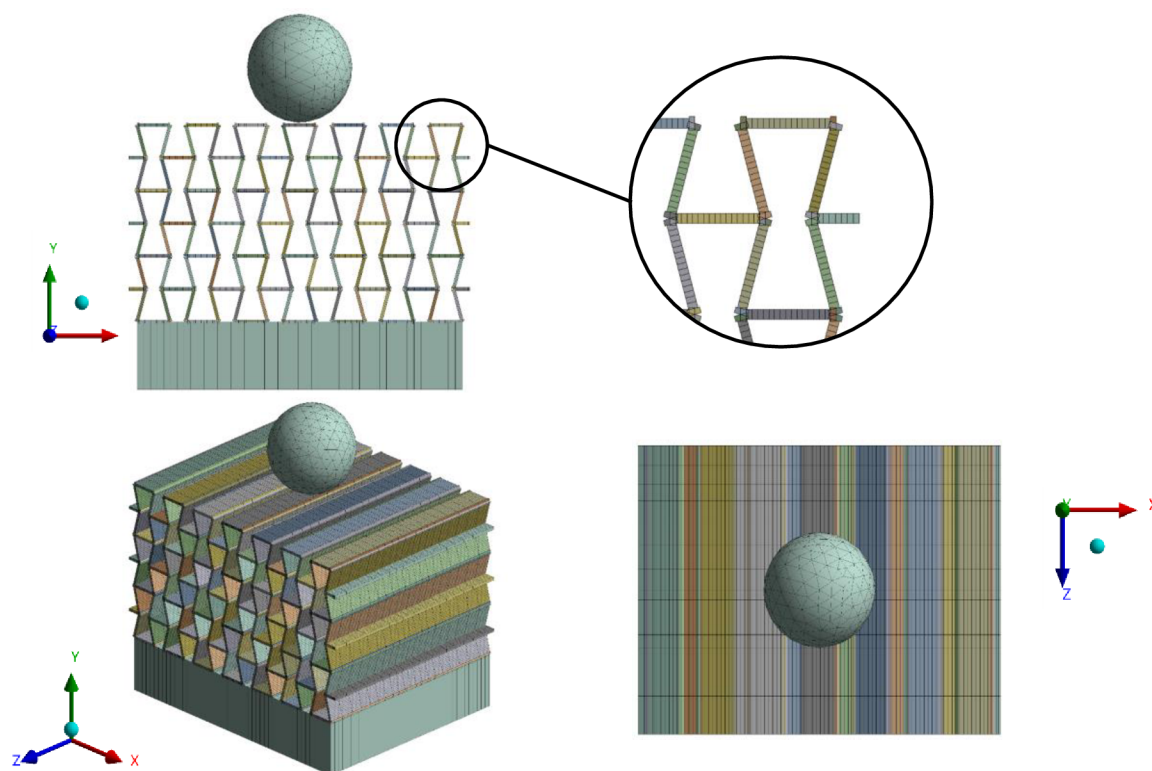
Součástí analýzy byly tři tělesa (indentor, struktura a podložka). Materiálový model indentoru a podložky odpovídal Tab. 4-2 a model materiálu struktury zobrazuje Tab. 4-5. Podložka je tvořena jako skořepina o tloušťce 10 mm s *offsetem* nastaveným jako *middle*, protože žádný jiný typ *offsetu* modul *explicit dynamics* nepodporuje. Kulový indentor byl pro účely simulace zjednodušen pouze na kouli o průměru 16 mm, její hustota byla uměle navýšena tak, aby její celková hmotnost odpovídala reálné dopadající váze indentoru a hlavice. Pro simulaci minimální délky byla váha indentoru nastavena na 12,45 kg.

Na dobu výpočtu explicitní úlohy má velký vliv velikost nejmenšího elementu konečno prvkové sítě. Pro zajištění stability je velikost časového kroku limitována CFL (Courant-Friedrichs-Lewy) podmínkou. Ta říká, že časový krok musí být omezen tak, aby se napěťová vlna nemohla pohybovat dále než o délku nejmenšího elementu v průběhu jediného časového kroku. Vztah této podmínky [6] je zobrazen v rovnici (4), h = charakteristická

délka elementu, f = bezpečnostní faktor CFL podmínky, c = rychlost šíření zvuku v materiálu, Δt = časový krok.

$$\Delta t \leq f \cdot \left[\frac{h}{c} \right]_{min} \quad (4)$$

Konečno prvková síť byla vytvořena tak, aby bylo dosaženo dostatečné jemnosti vzhledem k výsledkům, ale zároveň, aby byly elementy co největší a nejrovnoměrnější vzhledem k časové náročnosti výpočtu. Z Obr. 4-9 je vidět, že stěna buňky je reprezentována nejméně 17 elementy (uzel je reprezentován 1 elementem a prostřední stěnu představuje 15 elementů). Velikost konečno prvkové sítě se odvíjí od velikosti uzlu, a její rovnoměrnosti bylo dosaženo funkcí *face meshing*, použitím pouze čtvercových čtyřuzlových elementů (quad4). Elementy po délce struktury (osa z) jsou rozmístěny tak, že jemnější *mesh* je uprostřed, v místě dotyku a na krajích, kde není velikost elementů tolik důležitá, je *mesh* hrubší (nastaveno pomocí *Bias factor* s hodnotou 2), což přispívá k urychlení výpočtu. Indentor a podložka nejsou předmětem simulace, proto je velikost elementů indentoru 2 mm a podložky 1 mm.



Obr. 4-9 Nastavení konečno prvkové sítě pro explicitní simulaci.

Kontakty mezi strukturou, podložkou a indentorem byly nastaveny jako třecí. Koeficient dynamického tření byl 0,1 [32; 33] a pro statické tření 0,15 [34; 35]. Dále byl povolen vzájemný kontakt těles a elementů.

Počáteční podmínkou byla dopadová rychlost indentoru 3 m/s. Podložka je zavazbena na spodní ploše vazbou *fixed* (nulové posuvy i rotace). Vedení indentoru, respektive pádové hlavičky bylo nahrazeno vazbou *displacement*, která omezuje posuvy ve všech směrech

kromě osy y. Vazba byla aplikována na plochu indentoru. Simulace také zahrnuje vliv gravitace. Celková doba děje byla nastavena tak, aby indentor dosáhl spodní polohy a došlo k disipaci veškeré pádové (kinetické) energie.

4.4.2 Simulace pomalého dynamického testu

Simulace pádového testu a její nastavení je již z velké části popsána v předchozí kapitole (4.4.1). Analyzovaná struktura má délku 40 mm (kap. 5.1.4) a je složena ze základních buněk o sedmi sloupcích a třech řadách. Oproti simulaci minimální délky struktury byly přidány dva sloupce, čímž bylo dosaženo podmínek lokálního zatížení (výsledná deformace okrajů struktury je nevýznamná). Provedeny byly dva druhy simulací:

- Analyzovány byly všechny konfigurace v plném rozsahu ($H/L = 2/1$ v rozsahu 45° , 50° , ..., 85° , $H/L = 1$ pro 65° , 70° , ..., 85°) s tloušťkou stěny 0,5 mm. **Dopadová rychlost** pro první druh simulace byla **3 m/s**, což byla předpokládaná maximální rychlost pádového testeru.

Stejným způsobem byly simulovány prostřední konfigurace ($H/L = 2/1_{65^\circ}$ a $H/L = 1/1_{75^\circ}$) s tloušťkou stěn 0,43 mm, 0,37 mm a 0,3 mm. U nejpevnějších konfigurací s tloušťkou stěn 0,5 mm docházelo k malé deformaci, proto byla tloušťka stěny snižována. Minimální výrobitelná tloušťka stěny byla 0,3 mm. Tloušťky 0,43 mm a 0,37 mm byly rovnoměrně rozmístěny v intervalu 0,3 – 0,5.

- Jednalo se o simulace provedených experimentů. Simulovány byly pouze prostřední a krajní konfigurace ($H/L = 2/1$ pro úhly 45° , 65° a 85° ; $H/L = 1/1$ v rozsahu 70° , 75° a 85°). Dopadové rychlosti byly rovny průměrné dopadové rychlosti ze tří testovaných vzorků stejné konfigurace (platí také pro konfigurace s tloušťkou stěn 0,43, 0,37 a 0,3 mm).

Za účelem přiblížení se simulaci, byla dále měněna velikost tloušťky stěn, dle reálné tloušťky stěny zkušebního vzorku. Další úpravou poté bylo vyosení indentoru o 0,5 mm na stranu (při experimentu indentor nedopadl přesně na střed struktury).

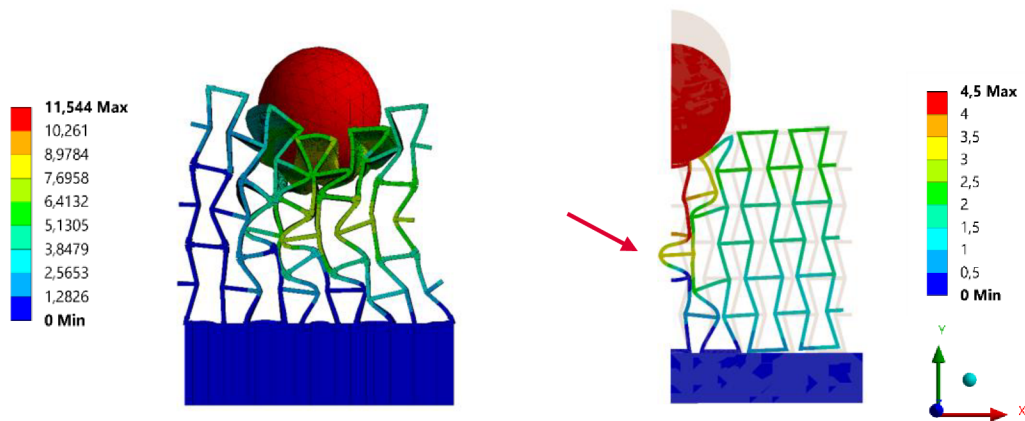
Při experimentálním testování došlo u konfigurací s auxetickým úhlem 85° k porušení struktury (vzniku trhlin). Tento jev byl zahrnut do simulací nastavením vlastnosti porušování modelu koeficientem „porušení“ (*geometric strain limit*). Koeficient byl nastaven na hodnotu 0,17, což je hodnota, při které obě konfigurace ($H/L = 2/1$ a $H/L = 1/1$) mají podobný charakter deformace, respektive porušení materiálu, jako reálný vzorek.

Hmotnost indentoru byla pro oba druhy simulací 13,45 kg a byla zvolena tak, aby u žádné z konfigurací nedošlo k úplnému stlačení struktury. Sledována byla maximální hloubka impaktu a maximální síla od podložky.

Dalším způsobem zkrácení výpočetního času bylo využití symetrie. Její využití by bylo rozumné pouze v rovině XY (Obr. 4-11), k tomu však nedošlo pro nemožnost nastavení

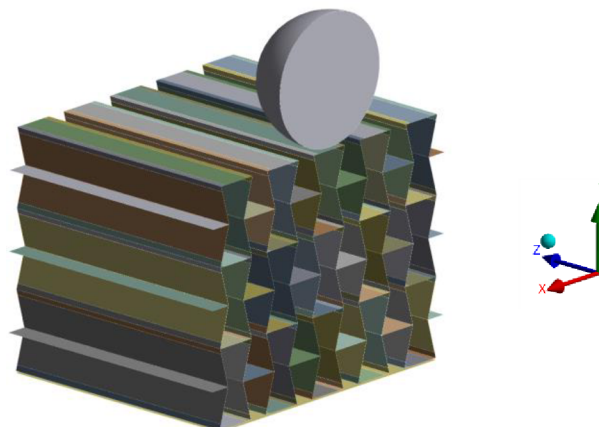
adekvátních podmínek symetrie. Využitím roviny symetrie v rovině YZ, čímž by bylo dosaženo čtvrtinové symetrie, rovněž nebylo použito, protože:

- nelze správně nastavit symetrické okrajové podmínky – pruty, které neleží v rovině symetrie, nejsou na symetrii nijak vázány a bez omezení do této roviny pronikají (Obr. 4-10). Přitom je pro úlohu podstatné vzájemné působení prutů, které spolu v průběhu zatížení více či méně interagují.



Obr. 4-10 vlevo – nesymetrická deformace symetrické struktury; vpravo – proniknutí prutů do roviny symetrie YZ.

- nelze dosáhnout dokonalé symetrie – Pro samotnou strukturu, ač je symetrická, nelze vytvořit dokonale symetrickou konečno prvkovou síť, jejíž nelinearity způsobují nesymetrické chování (struktura se zhroutí na stranu). V realitě se projeví vliv výrobních imperfekcí. Ač je struktura symetrická, tak se deformuje nesymetricky (Obr. 4-10).



Obr. 4-11 Využití symetrie v rovině XY.

4.4.3 Simulace rychlého dynamického testu

Simulace se od numerické analýzy pomalého dynamického testu lišila v použití materiálového modelu s odpovídající rychlostí přetvoření (viz Tab. 4-6 do 6600s-1). Místo kulového indentoru byly použity dva projektily o průměrech 5 mm a 8 mm a délce 25 mm

(Obr. 4-12). Dopadové rychlosti byly rovny rychlostem neměřeným při testování. Zkoumaná byla pouze konfigurace H/L = 2/1_65° s tloušťkou stěny 0,5 mm.



Obr. 4-12 Geometrie projektilů pro rychlý dynamický test.

Pro porovnání s experimentálním testováním byl koeficient (*geometric strain limit*) ovlivňující porušování materiálu byl nastaven tak, aby konfigurace 2/1_65_0,5 zatížená projektilem o průměru 5 mm měla podobný charakter deformace, respektive porušení materiálu, jako reálný vzorek.

4.5 Výroba a post processing

Aby bylo možné ověřit výsledky numerických simulací, byly od obou konfigurací vyrobeny obě krajní a jedna prostřední poloha. Každý vzorek byl vyroben 3x, aby byl při měření zajištěn statistický soubor. Pro ověření druhé hypotézy byly vyrobeny vzorky prostředních poloh obou konfigurací o tloušťkách stěn 0,3 mm, 0,37 mm, 0,43 mm a každý vzorek byl rovněž vyroben 3x (Tab. 4-7).

Pro testování za vyšších rychlostí deformace bylo dodatečně vyrobeno šest vzorků konfigurace 2/1_65_0,5, tedy tři kusy pro 5 mm projektil a tři kusy pro 8 mm projektil.

Tab. 4-7 Přehled vyrobených konfigurací.

Poměr H/L	Auxetický úhel	Tloušťka stěny	Hypotéza
1/1	85, 75, 70	0,5	H1, H2
2/1	85, 65, 45	0,5	H1, H2
1/1	75	0,43; 0,37; 0,3	H2
2/1	65	0,43; 0,37; 0,3	H2

4.5.1 Výroba technologií SLM

Testované vzorky byly vyrobeny technologií *selective laser melting* na zařízení **SLM 280^{HL}** (SLM Solutions, Lübeck, Německo). Stavební prostor přístroje je 280 x 280 x 350 mm a k tavení materiálu využívá jeden YLR-Faser-Laser o výkonu 400 W. Pro výrobu lze využít široké spektrum materiálů (hliníkové a měděné slitiny, nerezové a nástrojové oceli). Velikost nanášecí vrstvy je v rozmezí od 20 μm do 100 μm. Vzorky byly před výrobou připraveny v programu **Magics 23.0** (Materialise, Leuven, Belgie), který slouží k přípravě dat pro kovovou aditivní výrobu.

Při výrobě testovaných struktur byl použit práškový materiál popsáný v kapitole 4.5.2. Prášek byl před stavbou dílů vždy sušen po dobu 16 hodin při teplotě 60 °C. Výroba probíhala v inertní atmosféře (N₂) a výkon laseru se spolu se skenovací rychlost měnil dle fáze tisku (*scanning contours* - 100 W, 300 mm s⁻¹; *hatching* - 275 W, 700 mm s⁻¹; *filling contours* - 150 W, 400 mm s⁻¹). Procesní parametry jsou zobrazeny v Tab. 4-8.

Tab. 4-8 Procesní parametry při výrobě testovacích vzorků.

Procesní parametry	
Výška vrstvy	50 μm
Předehřev platformy	100 °C
Výkon laseru	100–275 W
Skenovací rychlost	300–700 mm s ⁻¹

4.5.2 Nerezová ocel 316L

Pro výrobu zkoumaných struktur byl použit kovový prášek z nerezové oceli 1.4404 (316L) (TLS Technik GmbH, Bitterfeld-Wolfen, Německo). Materiál je dobře zpracovatelný, umožňuje stavbu dílů se složitou geometrií, má vysokou tažnost při porušení (41 ± 1 % bez tepelného zpracování [36]) a je tedy předurčen k dobré odolnosti při lokálním zatížení. Prášek byl vyroben pomocí metody plynové atomizace. Chemické složení materiálu je zobrazeno v tabulce Tab. 4-9 a jeho mechanické vlastnosti získané z tahových zkoušek prutových vzorků o průměru 0,6 mm zobrazuje tabulka Tab. 4-10.

Tab. 4-9 Chemické složení práškové oceli 316L (TLS Technik GmbH).

Prvek	Fe	C	Si	Mn	Cr	Mo	Ni
Hm. %	66,37	0,03	0,8	1,8	17,5	2,2	11,3

Tab. 4-10 Mechanické vlastnosti použitého materiálu [30].

E	Rp0,2%	Et	Rm	A
[GPa]	[MPa]	[MPa]	[MPa]	[%]
94 ± 10	338 ± 20	787	397	5,3

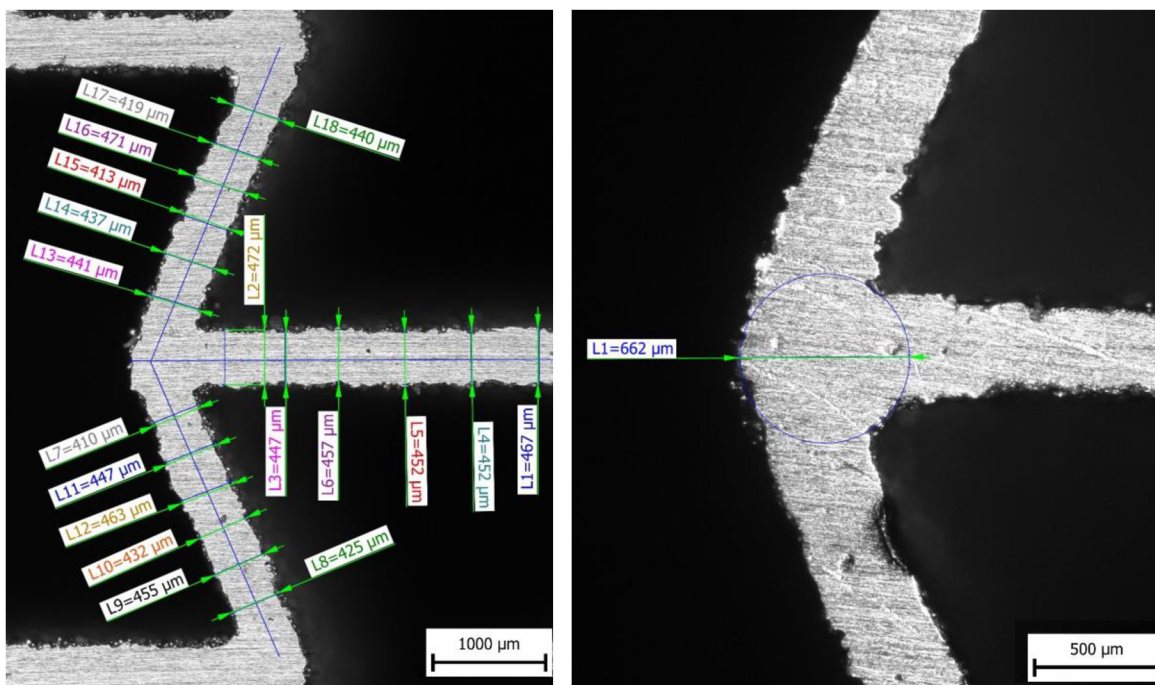
4.5.3 Kontrola vyrobené geometrie

Cílem měření bylo zmapovat rozdíly teoretických a reálných rozměrů struktur. Měření délky sloužilo pro nastavení délky struktury při simulaci experimentu pádového testu. Reálná tloušťka stěn byla měřena pomocí mikroskopu **Olympus SZX7** (Evident, Tokyo, Japonsko).

Naměřené velikosti stěn následně vstupovaly do numerických simulací daných experimentů. Velikost stěn byla měřena na 3 stěnách. Stěny byly měřeny v celé své délce na 8 místech (Obr. 4-13). Z těchto hodnot byla poté vytvořena průměrná hodnota, která byla směrodatná pro nastavení tloušťky stěny pro simulace experimentů.

Měřena byla také velikost uzlů pro struktury s různými úhly θ a různými tloušťkami stěn. Velikost uzlu byl určena průměrem kružnice vepsané uzlovému bodu (Obr. 4-13). Štíhlost stěny s_L byla určena vzorcem (5), kde H a t jsou základní rozměry buňky (Obr. 2-14).

$$s_L = \frac{H}{t} \quad [-] \quad (5)$$



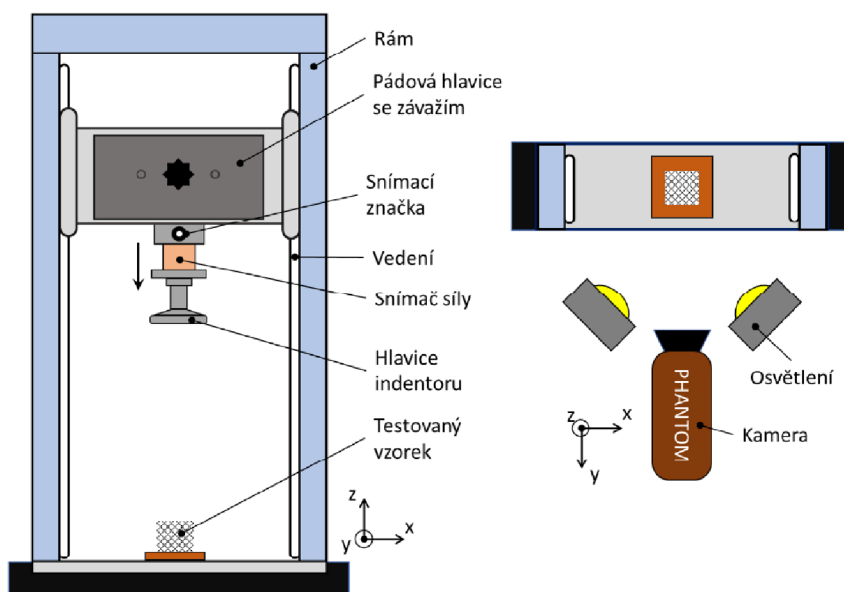
Obr. 4-13 Vlevo – Měření tloušťky stěn při 25ti násobném zvětšení; vpravo – Měření velikosti uzlu při 56ti násobném zvětšení.

4.6 Experimentální testování

Provedeny byly dva experimenty, při kterých byla auxetická struktura lokálně zatížena nejprve za nižších (pádový test) a poté také za vyšších rychlostí deformace. V rámci pádového testu byly otestovány všechny zkoumané konfigurace. Toto testování pak bylo rozšířeno o vyšší rychlosti deformace vybrané konfigurace.

4.6.1 Pomalý dynamický test

Vzorky byly testovány na **pádovém testeru**, který pracuje na principu volného pádu. Hlavice s kulovým indentorem (\varnothing 16 mm) dopadala na zkoumaný vzorek z výšky přibližně 1 m, což je maximální nastavitelná výška pádové hlavice od základny (Obr. 4-14). Při všech prováděných testech byla využita maximální hmotnost pádové hlavice 13,45 kg. Zařízení běžně dosahuje maximální dopadové rychlosti 3 m/s, čímž se řadí mezi nízko-rychlostních zkoušky [8, 9]. Velikost síly, vzniklé dopadem hlavice na testovaný objekt, byla měřena pomocí tenzometru XY31-3/120 umístěného mezi hlavicí a indentorem s vzorkovací frekvencí 96 kHz, zapojeným do plného můstku.



Obr. 4-14 Schéma experimentu [37].

Dopad indentoru na zkoumaný objekt a jeho deformace byly zaznamenány pomocí vysokorychlostní kamery **Phantom V710** (Vision Research, Wayne, New Jersey). Rozlišení kamery bylo 1 280 x 104 px, při vzorkovací frekvenci 56 808 Hz.

Výstupy z experimentu byly průběh síly v závislosti na čas získaný z tenzometru a vizuální záznam z vysokorychlostní kamery. Pro jejich vyhodnocení byl využit program **Matlab R2021a** (The MathWorks, Inc., Boston, USA).

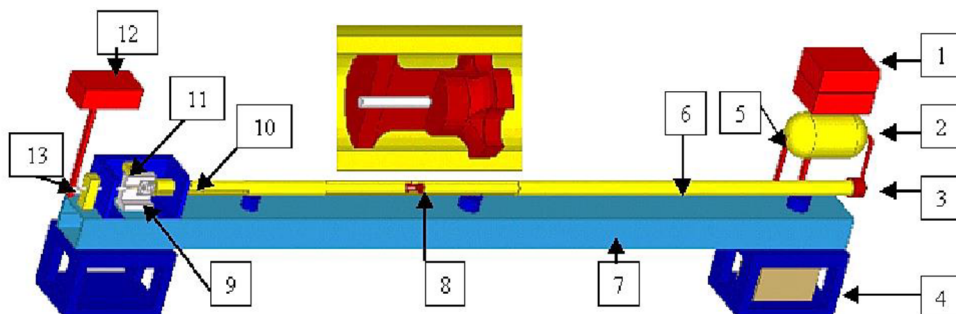
4.6.2 Rychlý dynamický test

Pro zjišťování mechanických vlastností a dynamických charakteristik materiálu pro vyšší rychlosti deformace se především využívá Taylorova testu (TAT), který se svou koncepcí dobře přibližuje reálnému zatížení, a to jak možnou volbou rozměrů vzorku, která je u jiných metod značně omezena, tak i relativně jednoduchou geometrií [38].

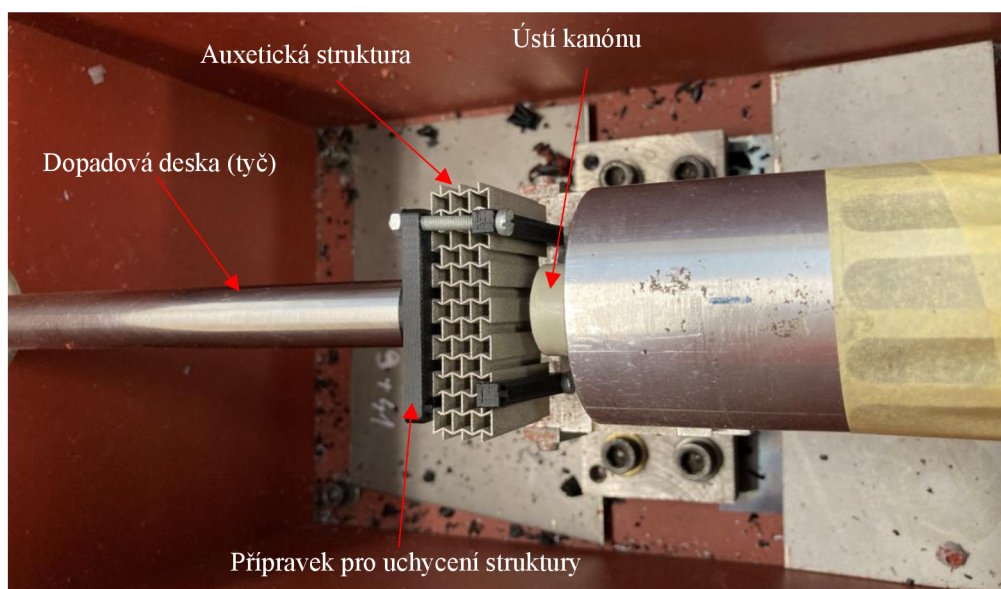
U klasického TAT se válcový zkušební vzorek nastřeluje na pevnou desku, u které se předpokládá, že se v průběhu testu nedeformuje. Jako dopadová deska může sloužit i tyč nebo dynamometr, na kterých jsou měřeny deformace vzniklé nárazem zkušebního vzorku [38]. Schéma testovacího a reálného zařízení je zobrazeno na Obr. 4-15 a Obr. 4-16.

Testování auxetických struktur za vyšší rychlostí se mírně lišilo od běžného použití TAT. V dopadové komoře na pevné desce byla pomocí přípravku upevněna daná struktura (Obr. 4-16) a proti ní byl urychlen projektil s průměrem 8 mm, nebo 5 mm (Obr. 4-12). Projektily byly vysoustruženy z materiálu 14 220 a následně kaleny na kalící teplotě 820 °C.

- | | | |
|-------------------------------|------------------------------|--------------------------------|
| 1. Ovládací a záznamový panel | 5. Přepouštěcí ventil | 9. Dopadová komora |
| 2. vzdušník | 6. Hlaveň kanónu | 10. Snímač rychlosti – starší |
| 3. Uzávěr hlavně | 7. Základna | 11. Snímač rychlosti – novější |
| 4. Kompresor | 8. Nosič se zkušební vzorkem | 12. Osciloskop a zesilovač |



Obr. 4-15 Schéma zařízení TAT na ústavu strojírenské technologie, odboru tváření FSI VUT v Brně [38].



Obr. 4-16 Umístění auxetické struktury v dopadové komoře.

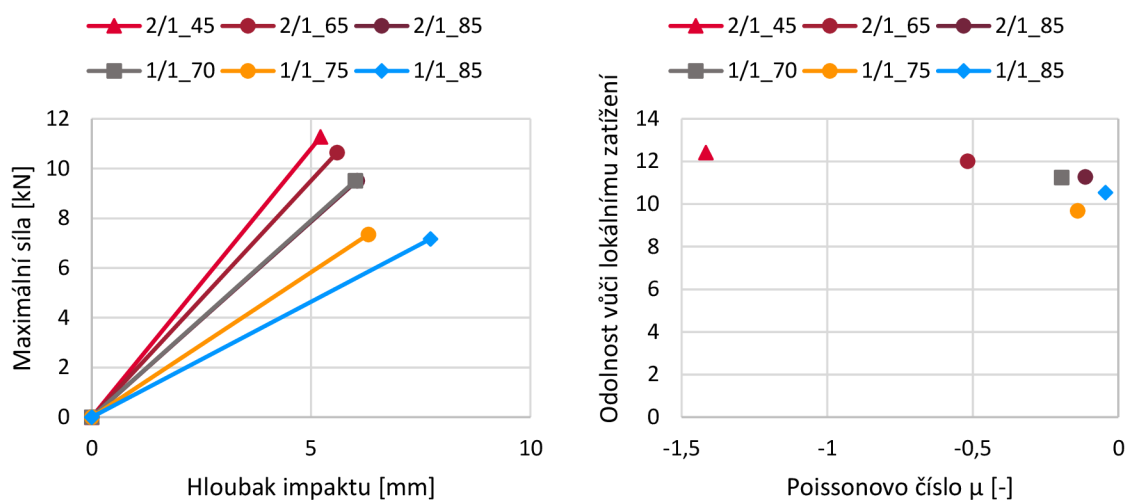
4.7 Určení míry odolnosti struktury vůči lokálnímu zatížení

Pro určení odolnosti struktury vůči lokálnímu zatížení bylo třeba dát do souvislosti hloubku a maximální sílu impaktu. Hodnoty hloubky impaktu měly ovšem mnohem menší váhu než hodnoty síly impaktu. Aby bylo dosaženo stejné váhy obou proměnných, byly hodnoty hloubky impaktu vynásobeny poměrem nejvyšších hodnot hloubky a síly impaktu.

Následně byly tyto veličiny vyneseny do grafu Obr. 4-17-vlevo. Bod, jehož vzdálenost od počátku je nejmenší, můžeme považovat za nejvíce odolný lokálnímu zatížení. V tomto bodě má struktura nejmenší hloubku impaktu a zároveň přenáší nejmenší sílu na podložku.

Odolnost vůči lokálnímu zatížení pak byla vyjádřena vzdáleností daného bodu od počátku, kdy s menší hodnotou vzdálenosti rostla odolnost struktury vůči lokálnímu zatížení.

Závislost odolnosti struktury vůči lokálnímu zatížení na velikosti Poissonova čísla zobrazuje Obr. 4-17-vpravo (hodnoty zobrazené na Obr. 4-17 jsou smyšlené a slouží pouze pro demonstraci metody pro zjištění míry odolnosti struktury vůči lokálnímu zatížení).



Obr. 4-17 Vlevo – určení struktury s největší odolností vůči lokálnímu zatížení; vpravo – odolnost struktury vůči lokálnímu zatížení v závislosti na Poissonově čísle (platí pro experimentální měření).

4.8 Testovací predikce

Na základě vyslovených hypotéz byly stanoveny testovací predikce, které pracují se zkoumanými veličinami. Jednotlivé proměnné a jejich typ jsou přehledně zobrazeny v Tab. 4-11.

Testovací predikce č. 1 - Čím větší bude při malých deformacích přetvoření struktury, tím bude menší Poissonovo číslo struktury. Za předpokladu velkých deformací nebude mít smysl zjišťovat Poissonovo číslo, ale pro vyrobené konfigurace bude možné měřit velikost uzlů. U struktur s menším Poissonovým číslem bude měřena větší hloubka impaktu a menší síla reakce.

Testovací predikce č. 2 - Bude se zmenšovat štíhlost stěn a zvětšovat velikost uzlů. U struktur s menší štíhlostí stěn bude zaznamenána větší síla reakce, ale menší hloubka impaktu. Při experimentech by se měla struktura s menší štíhlostí stěn, méně deformovat, ale měla by být měřena vyšší reakční síla než u struktur s větší štíhlostí stěn.

Tab. 4-11 Přehled proměnných.

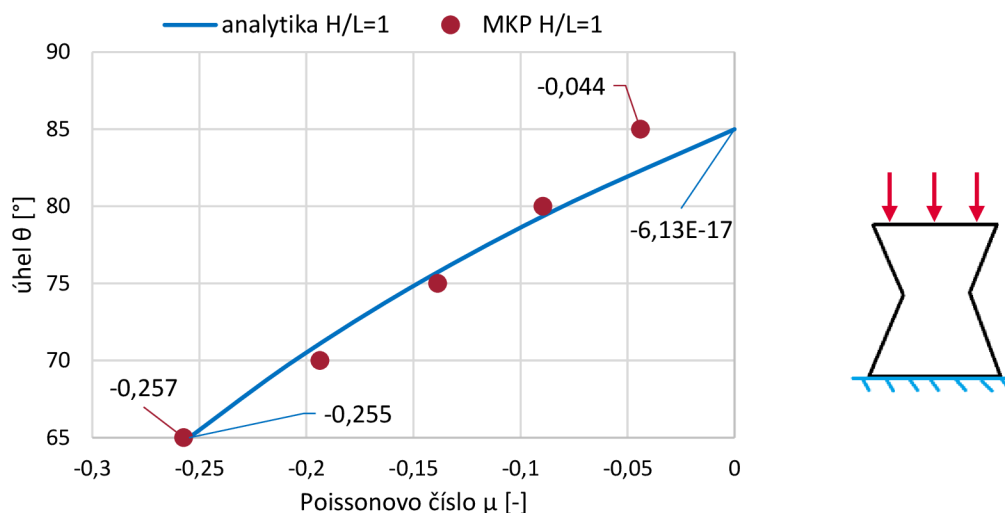
Proměnné	Predikce č. 1	Predikce č. 2
Závislé	Hloubka dopadu indentoru, síla reakce od podložky	
Nezávislé	Geometrie struktury (Poissonovo číslo)	Tloušťka stěny, velikost uzlu
Kontrolované	Materiálové vlastnosti, váha a dopadová rychlost indentoru	

5 VÝSLEDKY

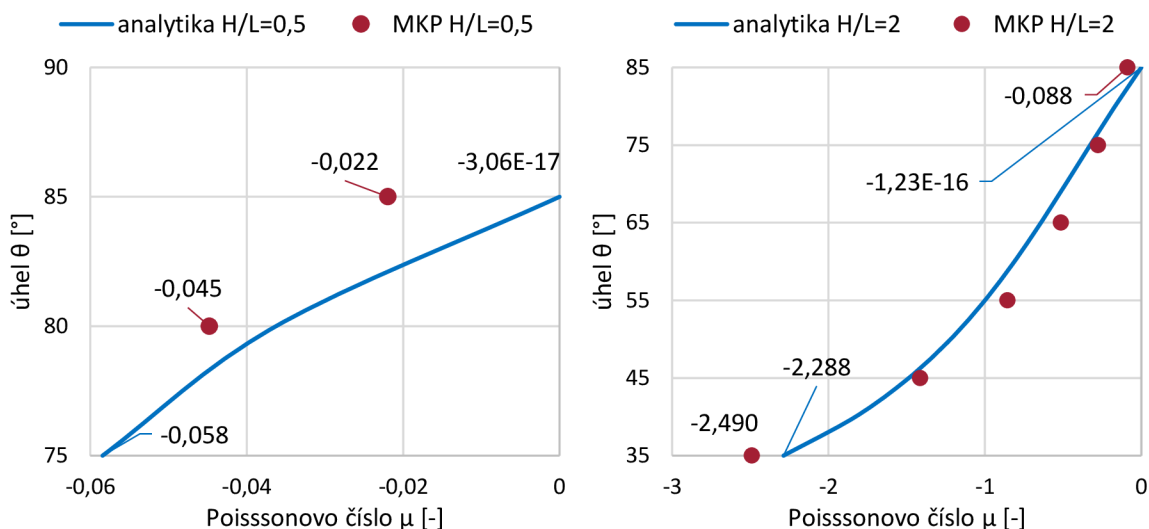
Tato kapitola ukazuje výsledky jednotlivých simulací a experimentů, které byly popsány v předchozí kapitole. Nejprve jsou popsány výsledky analytického výpočtu, numerických simulací (základní buňky, počtu buněk ve struktuře, pádový test), reálná geometrie struktury po výrobě a výsledky rychlého a pomalého dynamického testu.

5.1 Výpočet Poissonova čísla

Poissonovo číslo (μ) bylo určeno pro všechny uvažované konfigurace nejprve analyticky ze vztahu (2) a poté výpočtem (3) z hodnot získaných numerickou simulací (kap. 4.3.1). Závislost velikosti Poissonova čísla na konfiguraci (H/L) a úhlu θ je zobrazena v grafech Obr. 5-1 a Obr. 5-2.



Obr. 5-1 Velikosti Poissonova čísla pro konfiguraci $H/L=1$ a schéma zatížení.



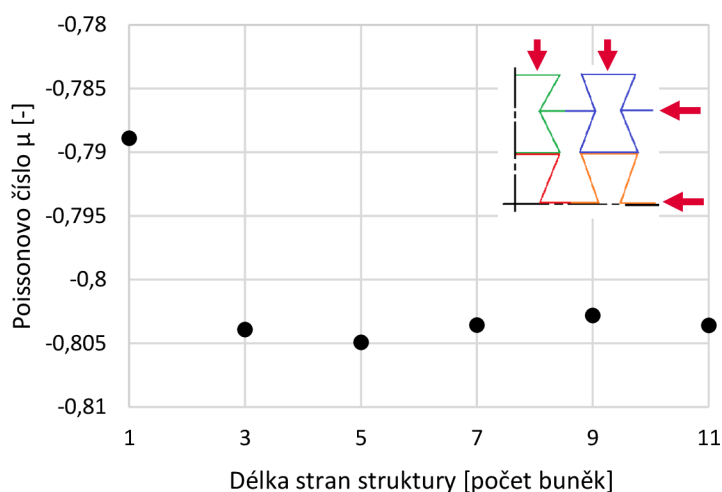
Obr. 5-2 Velikosti Poissonova čísla pro konfiguraci $H/L = 0,5$ a $H/L = 2$.

V případě numerického řešení nebyly zahrnuty výsledky pro úhel $\theta = 90^\circ$, protože vycházely velmi velké hodnoty Poissonova čísla, to by ovšem pro 90° konfiguraci mělo být rovno nule. Analytický výpočet oproti numerické simulaci nezahrnuje průřez prutu.

5.2 Počáteční podmínky – rozměry struktury a nastavení numerické analýzy

5.2.1 Minimální počet buněk struktury

Pro určení minimálního počtu buněk byla sledována velikost Poissonova čísla prostřední buňky struktury v závislosti na počtu buněk. Struktura se zvětšovala rovnoměrně v obou směrech (kap. 4.3.4). Z grafu na Obr. 5-3 je patrné, že se velikost Poissonova čísla ustálí, má-li struktura 3 x 3 a více buněk.

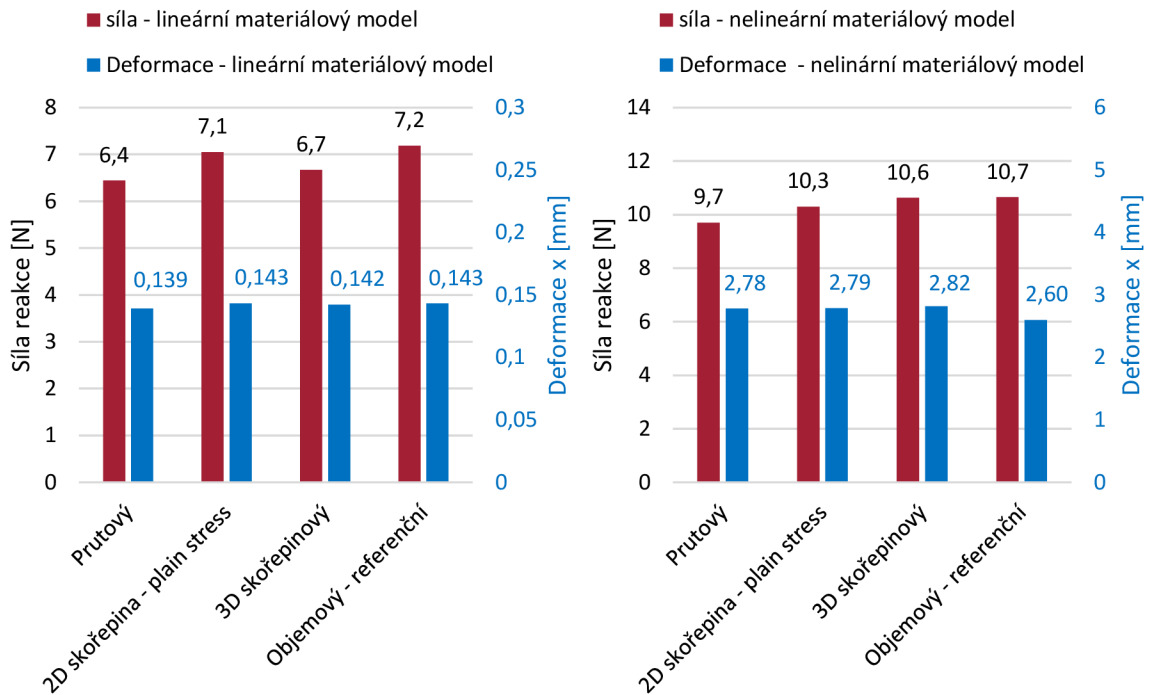


Obr. 5-3 Závislost počtu buněk struktury na velikosti Poissonova čísla prostřední buňky.

5.2.2 Výběr vhodného modelovacího přístupu

Porovnání modelů o délce 0,5 mm

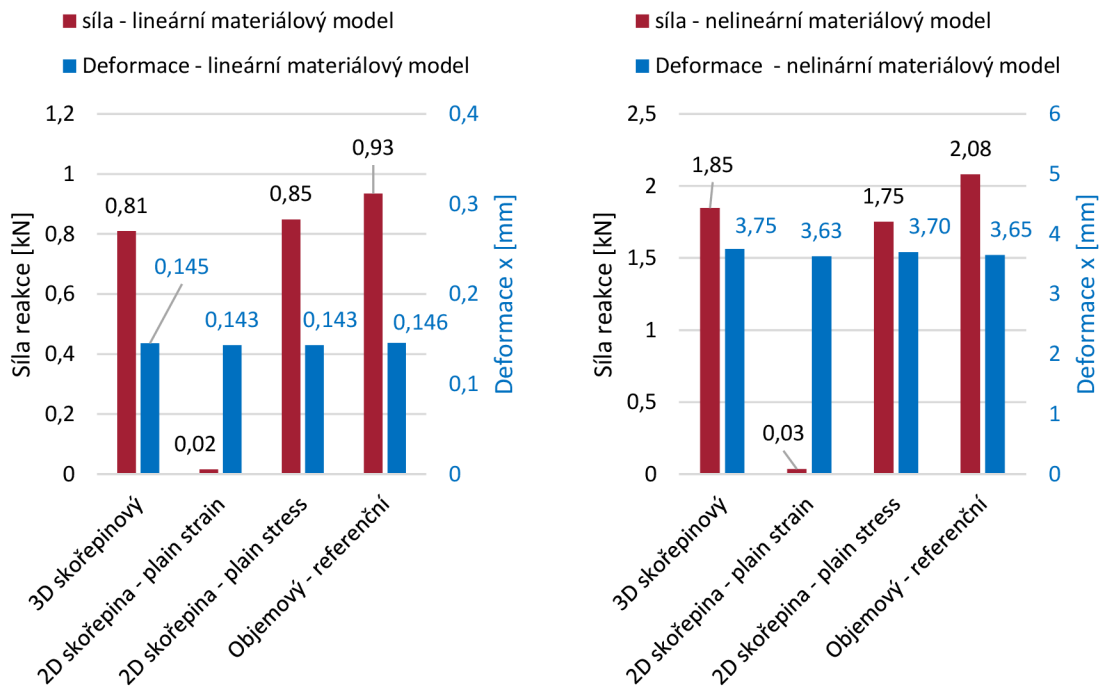
Pro prvotní výběr vhodného modelovacího přístupu byly porovnány různé typy modelů (nastavení simulací kap. 4.3.2). Maximální rozdíl deformací nepřesáhl odchylku 9 %. Velikost reakční síly od podložky referenčního modelu se nejvíce odchylovala pro prutový model (10,3 %) a nejvíce se blíží nelineárnímu 3D skořepinovému modelu (0,09 %). Rozdíly modelů geometrie s lineárním a nelineárním materiálovým modelem jsou zobrazeny na Obr. 5-4.



Obr. 5-4 Přehled chování jednotlivých modelů geometrie pro lineární a nelineární materiálový model.

Porovnání modelů o délce 60 mm

Maximální rozdíl deformací byl pro všechny modely menší než 2,9 %. Velikost reakční síly se nejvíce odchylovala od referenčního modelu (objemový) u 2D skořepiny (úloha *plain strain*, 98,33 %) a nejvíce se blížila 2D skořepinovému modelu (úloha *plain stress*, 9,21 %). Hodnoty síly a deformace pro oba materiálové modely jsou zobrazeny na Obr. 5-5.

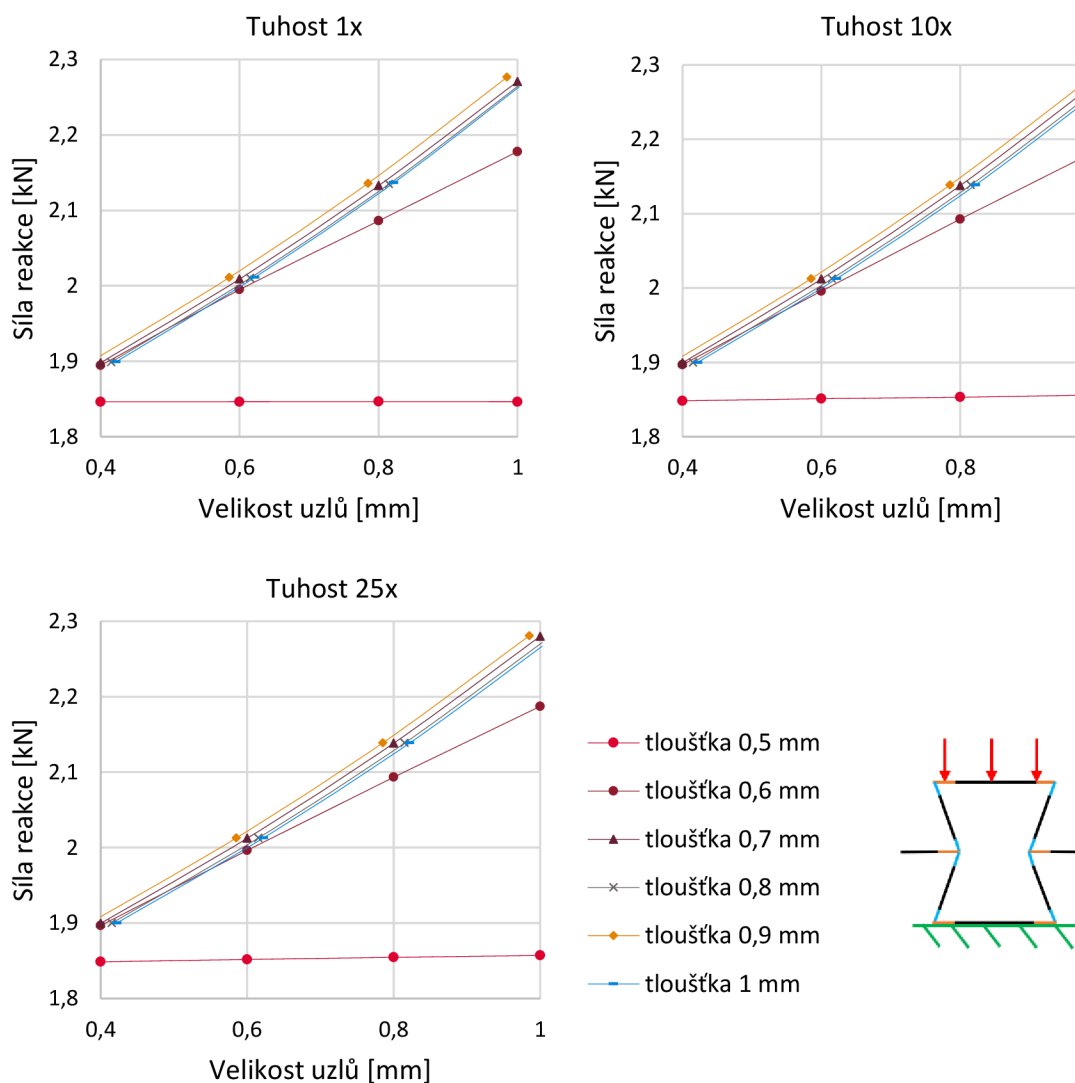


Obr. 5-5 Přehled chování jednotlivých modelů geometrie pro lineární a nelineární materiálový model.

Úpravy 3D skořepinového modelu

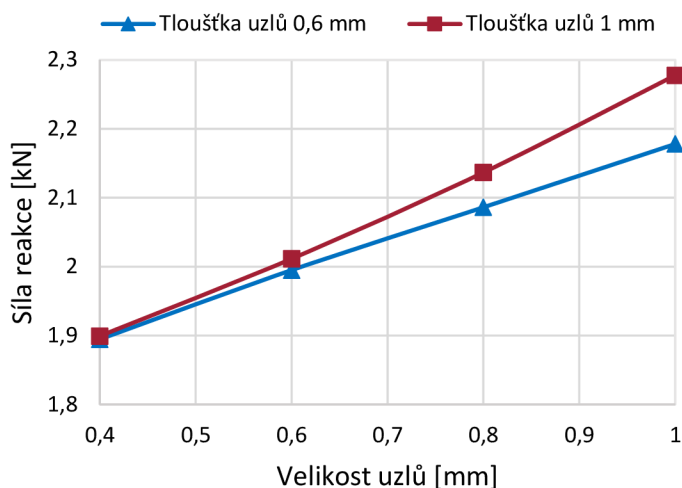
Jelikož měla pro modely s délkou 60 mm nejmenší dosažená odchylka od referenční síly reakce hodnotu 9,21 %, bylo třeba se více přiblížit referenčnímu modelu. Úlohy s 2D skořepinami nešlo více upravit, proto byl modifikován 3D skořepinový model. Úprava spočívala v tvorbě uzlových bodů. Velikost, tloušťka a tuhost uzlů byly měněné vstupní parametry (kap. 4.3.3).

Bylo zjištěno, že navýšení tuhosti uzlů téměř neovlivňuje velikost síly reakce (největší nárůst síly reakce při zvýšení tuhosti 25x byl o 0,57 %). Změna tuhosti uzlů neměla významný vliv na sílu reakce (Obr. 5-6), protože tuhost zbylé mnohem delší části stěny je dominantnější.



Obr. 5-6 Vliv tuhosti uzlů na velikost reakční síly.

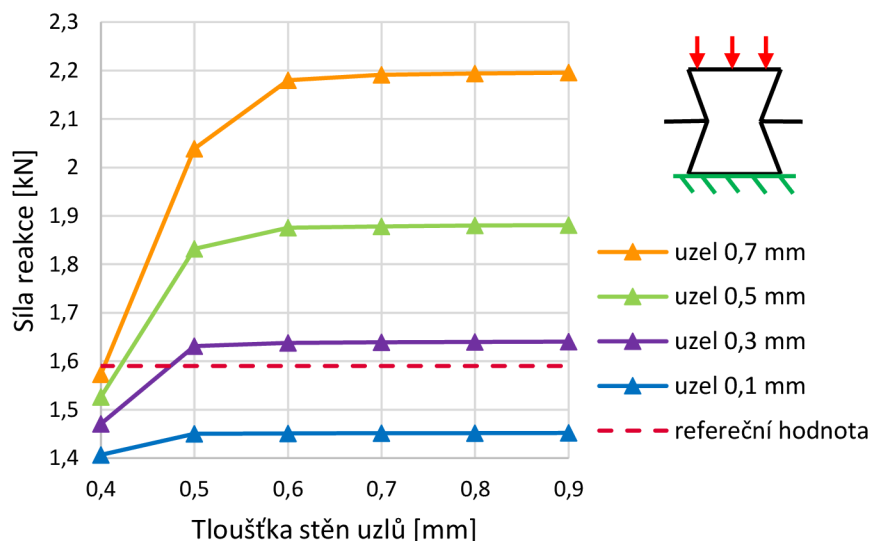
Více ovlivňují velikost reakční síly velikost uzlů a tloušťka stěn. S rostoucí velikostí uzlů při konstantní tloušťce roste síla reakce téměř přímo úměrně s velikostí uzlů. Větší tloušťka uzlů znamená nárůst reakční síly (Obr. 5-7).



Obr. 5-7 Závislost velikosti uzlů na síle reakce.

S rostoucí tloušťkou stěny narůstala síla reakce, ovšem při překročení určité tloušťky se nárůst reakční síly zastavil a velikost síly se ustálila (Obr. 5-8). Hodnota ustálené síly reakce závisela na velikosti a tloušťce uzlu. Ustálení reakční síly nastává při překročení meze kluzu. Podle hodnoty síly reakce, která se nejvíce blížila k referenční hodnotě, byla vybrána velikost a tloušťka uzlu. Největší odchylka síly reakce od referenčního modelu pro vybrané hodnoty uzlů byla 2,6 %. Například pro konfiguraci H/L = 1/1 s tloušťkou stěny 0,37 mm se jedná o velikost uzlu 0,3 mm o tloušťce 0,5 mm (Obr. 5-8).

I přesto, že se nejvíce blíží referenční hodnotě uzel 0,7 mm o tloušťce 0,4 mm, byl vybrán uzel 0,3 mm s tloušťkou 0,5 mm (Obr. 5-8). Síla reakce pro vybraný uzel je již ustálená a při větší deformaci již nedochází k jejímu nárůstu.



Obr. 5-8 Vliv tloušťky stěny a velikosti uzlu na reakční sílu konfigurace H/L = 1/1 s tloušťkou stěny 0,37 mm.

Výsledné hodnoty ostatních konfigurací zobrazuje Tab. 5-1. Tyto hodnoty byly použity při nastavení velikostí uzlů pro numerické simulace pomalého a rychlého dynamického testu.

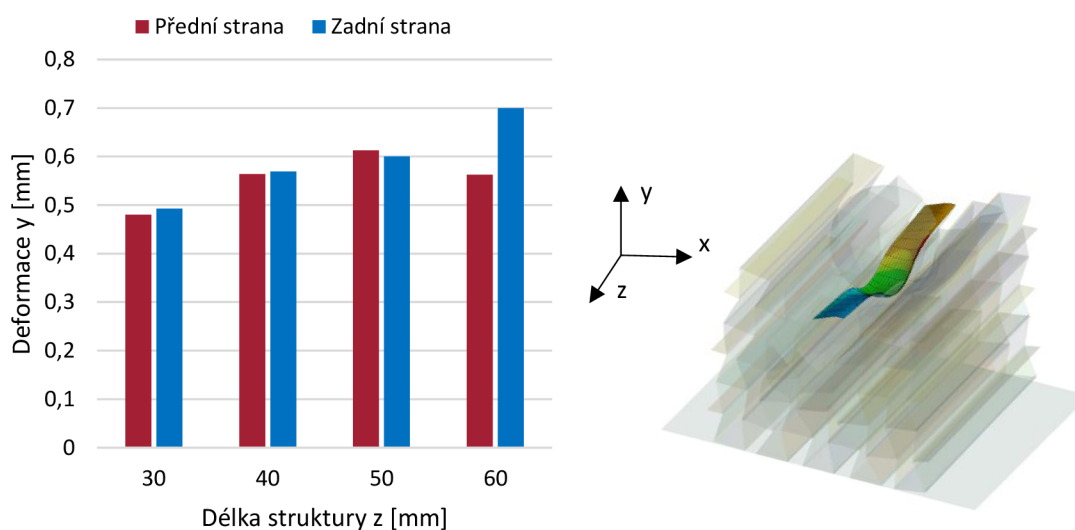
Odchylka reakční síly pro žádný z upravených 3D skořepinových modelů nepřekročila 2,6 %. Ostatní grafy závislosti síly na velikosti a tloušťce uzlů jsou uvedeny v příloze 2.

Tab. 5-1 Výsledné velikosti a tloušťky uzlů.

Tloušťka stěny [mm]	Výsledná velikost uzlů [mm]		Výsledná tloušťka uzlů [mm]	
	H/L = 1/1	H/L = 2/1	H/L = 1/1	H/L = 2/1
0,5	0,3	0,3	0,7	0,8
0,43	0,3	0,3	0,6	0,6
0,37	0,3	0,3	0,5	0,5
0,3	0,2	0,2	0,4	0,4

5.2.3 Délka struktury

Určení délky struktury bylo provedeno pomocí simulace dopadu indentoru na střed struktur a sledováním změny deformace jejich okrajů (kap. 4.4.1). Pozorováno bylo, jak se liší změna deformace krajů prostřední buňky horní řady (ve směru osy y) se změnou délky struktury (Obr. 5-9).



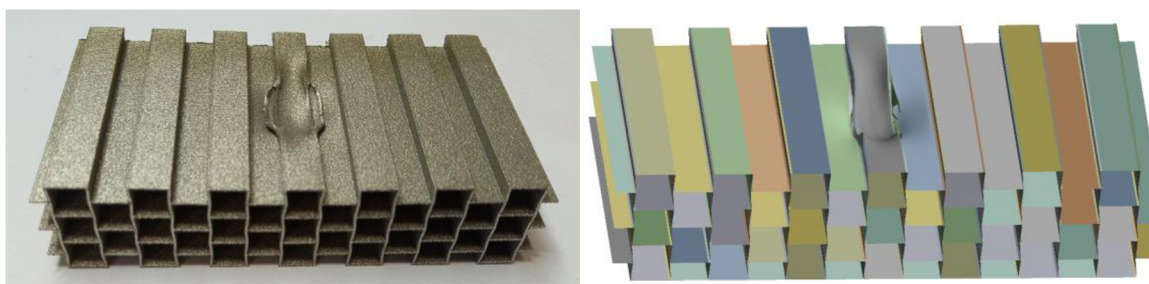
Obr. 5-9 Vlevo – změna deformací struktury v závislosti na její délce; vpravo – deformovaná struktura dlouhá 40 mm.

Všechny struktury mají odchylku¹ deformace okrajů do 2 %, struktura s délkou 30 mm již neodpovídá lokálnímu zatížení, kdy kraje struktury nebudou významně deformovány. Z důvodů očekávané zanedbatelné deformace okrajů byla vybrána struktura s délkou 40 mm, která představuje kompromis mezi mírou deformace okrajů a náročností na výpočetní čas (navýšení délky z 40 mm na 50 mm = navýšení výpočetního času o 35 %).

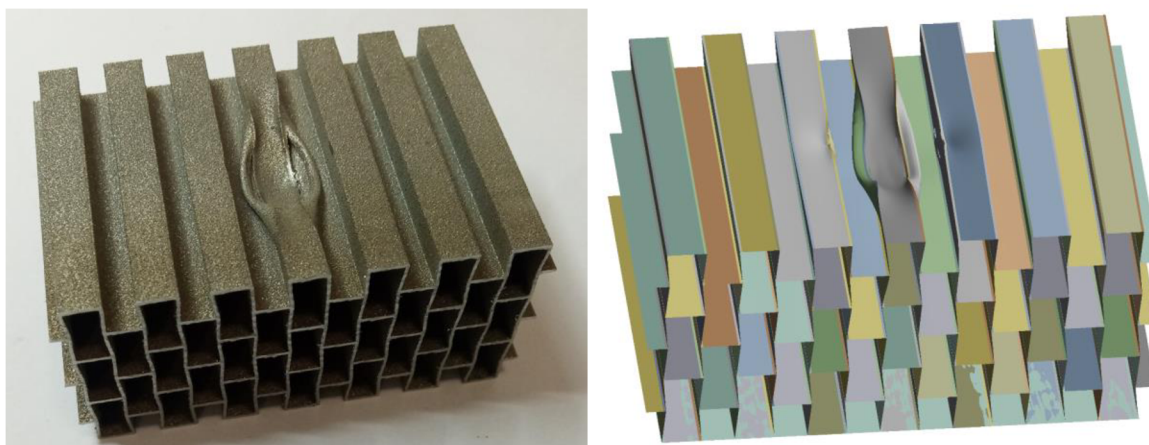
¹ Deformace v ose y/ délka struktury

5.2.4 Nastavení koeficientu porušení materiálu – *geometric strain limit*

Koeficient porušení materiálu pro simulaci pádového testu (kap. 4.4.2) byl nastaven na hodnotu 0,17, což je hodnota, při které obě konfigurace ($H/L = 2$ a $H/L = 1$) měly podobný charakter deformace, respektive porušení materiálu jako reálný vzorek (Obr. 5-10 a Obr. 5-11). Vliv koeficientu na porušení simulovaných struktur vůči reálnému porušení ukazuje Tab. 5-2.

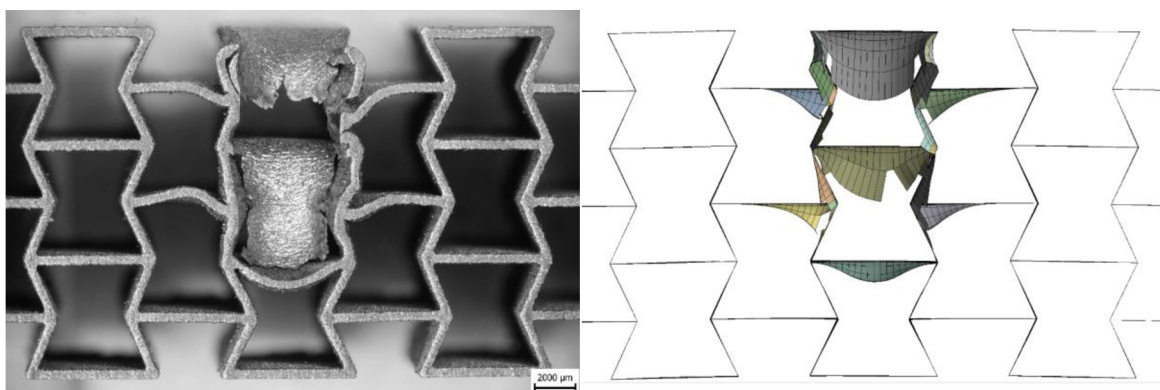


Obr. 5-10 Deformace reálné struktury a simulované struktury 2/1_85_0,5 s koeficientem porušení 0,17.



Obr. 5-11 Deformace reálné struktury a simulované struktury 1/1_85_0,5 s koeficientem porušení 0,17.

Koeficient (*geometric strain limit*) byl při rychlém dynamickém testu (kap. 4.4.3) nastaven vzhledem k deformaci konfigurace 2/1_65_0,5 zatížené 5 mm projektilem na hodnotu 0,22 (Obr. 5-12).



Obr. 5-12 Deformace reálné struktury a simulované struktury 2/1_65_0,5 s koeficientem porušení 0,22.

Tab. 5-2 Porušení reálných a simulovaných struktur.

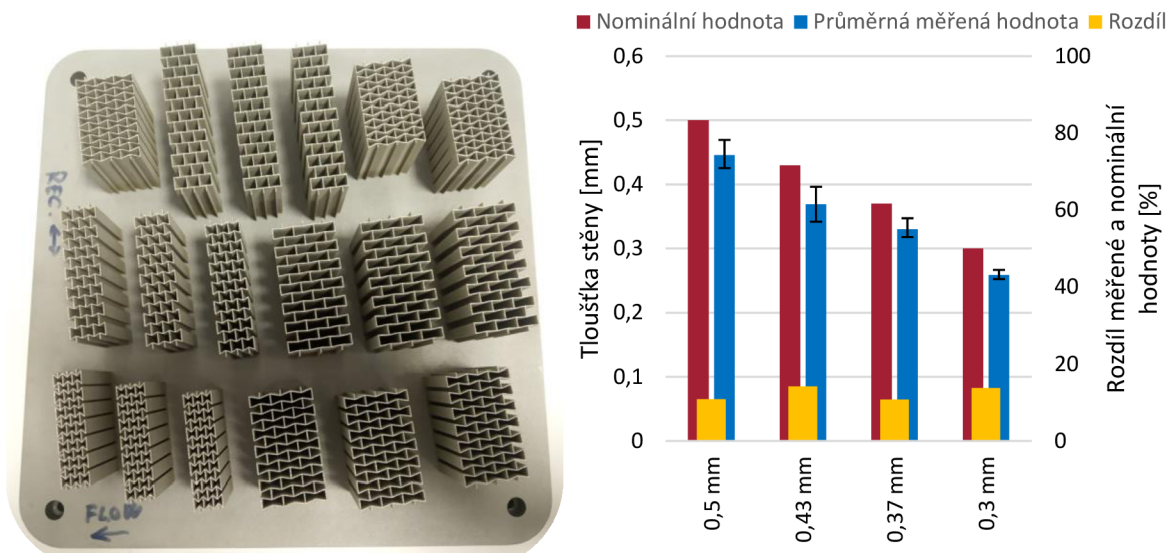
Typ struktury	Počet porušených struktur/ počet testovaných struktur		Rychlost přetvoření [s ⁻¹]	
	Experiment	Simulace	Experiment	Simulace
1/1_70_0,5	0/3	4/4	33,3	47,5
1/1_75_0,5	1/3	4/4	29,1	43,5
1/1_85_0,5	3/3	4/4	26,8	44,3
2/1_45_0,5	0/3	2/4	74,4	99,7
2/1_65_0,5	0/3	4/4	58,3	82,3
2/1_85_0,5	3/3	4/4	52,7	69,0
1/1_75_0,43	2/3	1/1	36,1	50,4
1/1_75_0,37	1/3	1/1	35,0	54,2
1/1_75_0,3	0/3	1/1	37,5	48,6
2/1_65_0,43	0/3	1/1	70,0	99,6
2/1_65_0,37	0/3	1/1	74,8	98,3
2/1_65_0,3	0/3	1/1	85,0	99,8

5.3 Rozměry a váha vyrobených struktur

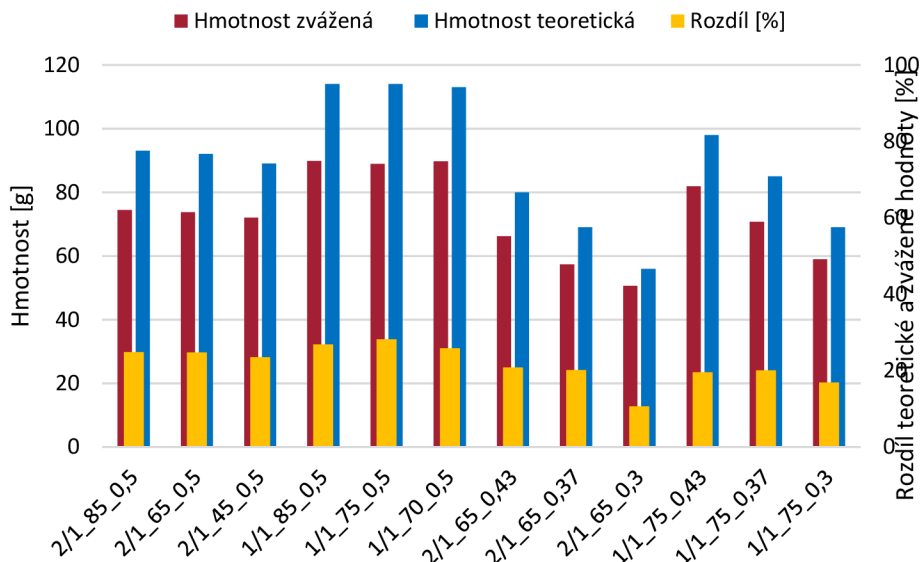
Po vytažení platformy z výrobního zařízení nebyly pozorovány žádné defekty, deformace ani odlepení struktur od podložky. Stav struktury po vytažení 1. stavby před ořezáním od platformy zobrazuje Obr. 5-13-vlevo (obrázek 2. a 3. stavby viz příloha 3).

Díky změření reálných tloušťek stěn bylo možné při simulování experimentu provést simulace s tloušťkou stěn odpovídající naměřeným hodnotám. Obr. 5-13-vpravo zobrazuje průměrnou naměřenou hodnotu tloušťky stěny, která byla použita pro sadu simulací odpovídajících experimentů. Průměrný rozdíl naměřených a nominálních hodnot byl 12 %.

Hmotnost teoretických modelů se značně lišila od vyrobených vzorků (Obr. 5-14), nejmenšího rozdílu hmotností dosáhly nejtencí struktury o tloušťce 0,3 mm (11 %). Největší rozdíl hmotnosti byl 25 g (28 %). Průměrný rozdíl naměřených rozměrů šířky a výšky vyrobených struktur od jejich teoretických modelů byl téměř zanedbatelných 0,4 %.



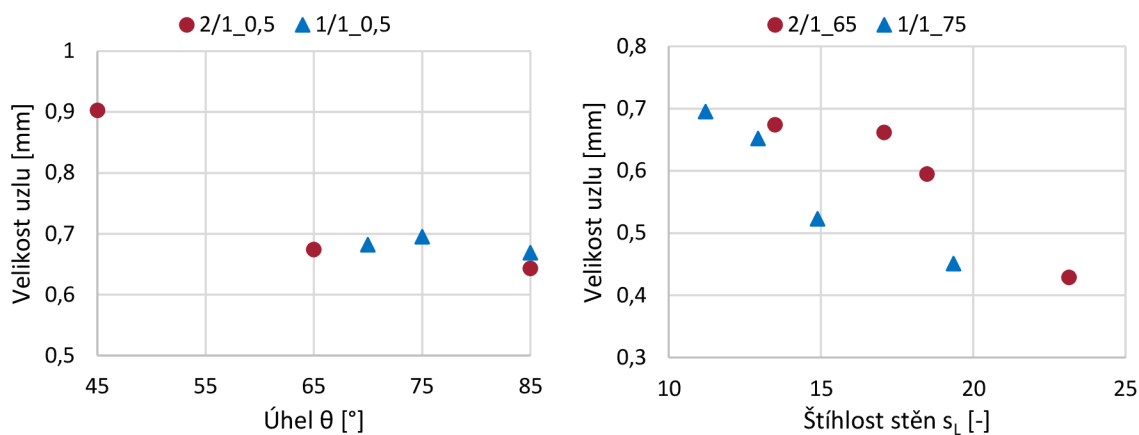
Obr. 5-13 Vlevo – platforma se strukturami po vytažení 1. stavby; vpravo – rozdíl teoretických a reálných tloušťek stěn.



Obr. 5-14 Teoretická a reálná hmotnost struktur.

Značné rozdíly v teoretické a reálné hmotnosti struktur jsou způsobeny technologií výroby. Teoretická tloušťka stěn byla v průměru o 12,4 % menší než vyrobená tloušťka. Hustota vyrobených struktur se může mírně lišit od uvažované hustoty (Tab. 4-5), která byl určena na prutech o průměru 0,6 mm. Vyráběné struktury však měli tloušťku stěn 0,5 mm až 0,3 mm.

Velikost uzlů se pro tloušťku stěn 0,5 mm v závislosti na úhlu θ téměř neměnila, kromě konfigurace 2/1 s úhlem $\theta = 45^\circ$ (Obr. 5-15-vlevo). S klesající štíhlostí prutu rostla velikost uzlových bodů (Obr. 5-15). Nárůst u konfigurace 1/1_75 měl téměř lineární průběh. Nárůst velikosti uzlu v závislosti na štíhlosti stěny byl pro tloušťky stěn 0,3 mm až 0,43 mm značně větší (2/1 o 0,23 mm, 1/1 o 0,20 mm) než nárůst z tloušťky 0,43 mm na 0,5 mm (2/1 o 0,01 mm, 1/1 o 0,04 mm).

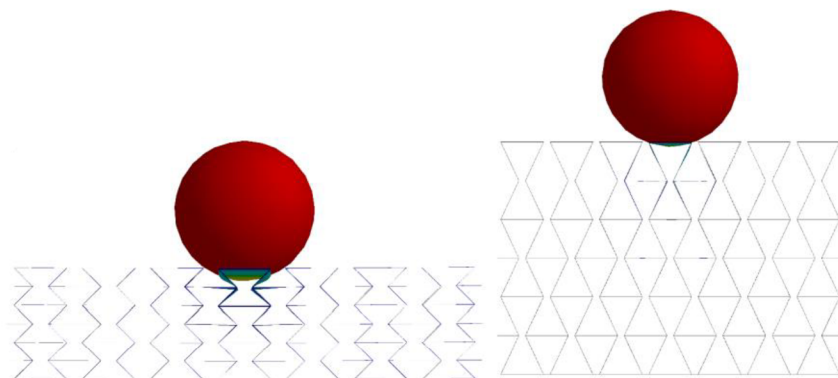


Obr. 5-15 Závíslost velikosti uzlu na geometrii buňky.

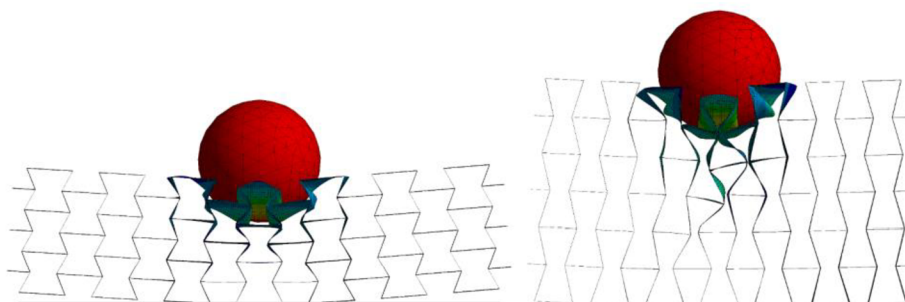
5.4 Odezva auxetických struktur na pomalý dynamický test

V této kapitole je porovnáno chování struktur při pomalém lokálním zatížení. Výsledky jsou zobrazeny pro čtyři případy:

- Simulace pádového testu za **předpokladu malých deformací** – Vlastnosti struktur byly sledovány pouze pro počáteční malé deformace, kdy nedošlo k dotyku stěn a indenter deformoval pouze prostřední buňku (Obr. 5-16). Dopadová rychlost 3 m/s.
- Simulace pádového testu za **předpokladu velkých deformací** – Vlastnosti struktur byly zkoumány za velkých deformací, tedy při plném zatížení struktury indentorem. Docházelo k proboření jednotlivých buněk a ke vzájemnému dotyku a skluzu stěn vůči sobě samým (Obr. 5-17). Dopadová rychlost 3 m/s.
- **Experiment** pádového testu – Zobrazené hodnoty ukazují průměrnou hodnotu dané veličiny získanou z testování na třech stejných vzorcích. Zobrazené chybové úsečky představují minimální a maximální naměřenou hodnotu, jejich velikost byla závislá na dopadové rychlosti. Ta se při testování struktur s tloušťkou 0,5 mm pohybovala od 1,84 m/s do 2,43 m/s. U testování struktur s menší tloušťkou stěn bylo vlivem vyšších dopadových rychlostí a také změnou tloušťky stěn dosaženo mnohem větších deformací. Vyšších dopadových rychlostí bylo nejspíše dosaženo lepším ustavení pádového testeru (lepší rovnoběžnost vedení) a jejich hodnoty se pohybovaly od 2,41 m/s do 2,96 m/s.
- **Simulace experimentu** pádového testu – Dopadová rychlost byla přizpůsobena dopadovým rychlostem experimentu. Do simulací byly vneseny různé faktory jako například vyosení indentoru o 0,5 mm do strany a zmenšení tloušťky struktury na naměřený reálný rozměr. Tyto úpravy a jejich název zobrazuje Tab. 5 11.



Obr. 5-16 Vlevo – malá deformace struktury 2/1_45_0,5; vpravo – malá deformace struktury 1/1_65_0,5.

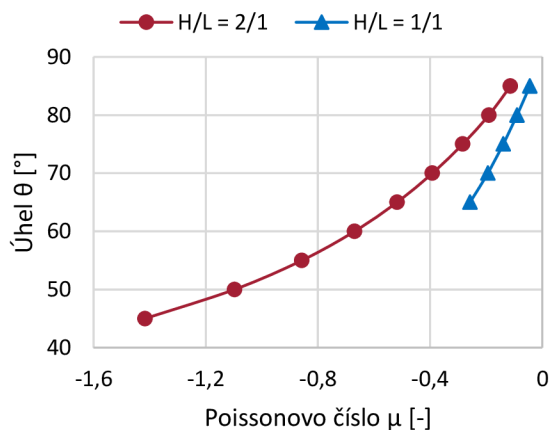


Obr. 5-17 Zatížení struktur za velkých deformací; Vlevo – 2/1_65_0,5, vpravo – 1/1_75_0,5.

Tab. 5-3 Přehled porovnávaných simulací a popis jejich modifikací

Název simulace	Tloušťka stěn (platí pro struktury o tloušťce 0,5 mm)	Vyosení
Simulace	Nominální (0,5 mm)	Ne
Změna tloušťky	Přizpůsobená naměřeným hodnotám (0,44 mm)	Ne
Vyosení	Nominální (0,5 mm)	Ano (0,5 mm)
Kombinace	Přizpůsobená naměřeným hodnotám (0,44 mm)	Ano (0,5 mm)

Výsledné vlastnosti jsou závislé na geometrii, která mění jejich chování. Velikost buněk je reprezentována poměrem jejich stran ($H/L = 2/1$, nebo $H/L = 1/1$) a velikostí úhlu θ . Vztah mezi úhlem θ a velikostí Poissonova čísla daných konfigurací zobrazuje Obr. 5-18.



Obr. 5-18 Závislost úhlu θ a poměru stran základní buňky na Poissonově čísle.

5.4.1 Konfigurace 2/1 v plném rozsahu

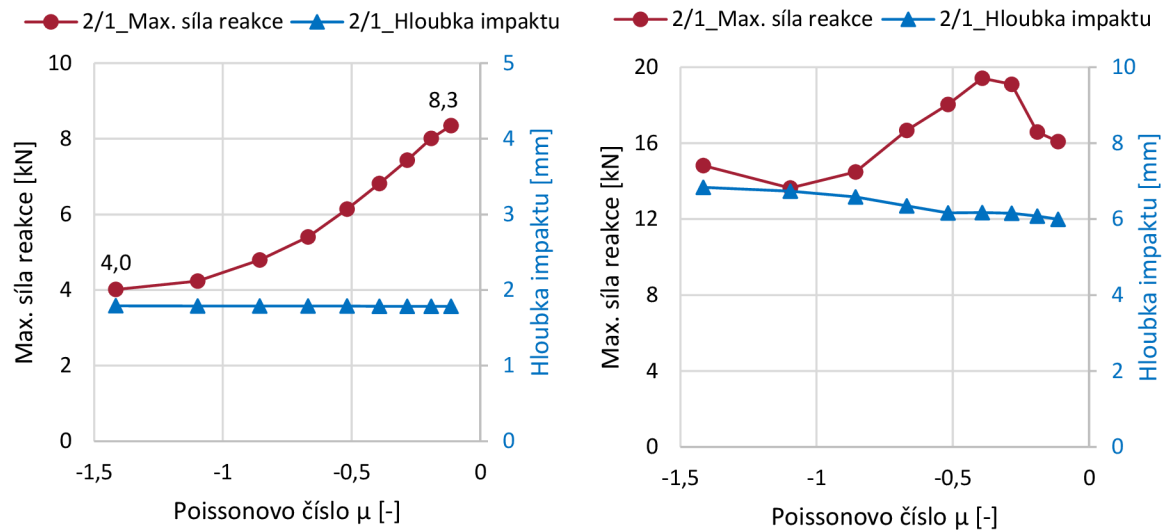
Z Obr. 5-19 lze sledovat, že za **předpokladu malých deformací** s klesajícím Poissonovým číslem nepatrně narostla hloubka impaktu. Oproti tomu docházelo se snižujícím se Poissonovým číslem ke značnému snížení maximální síly reakce. Snížením Poissonova čísla z -0,11 na -1,42 došlo ke snížení reakční síly o více než 50 %. Hloubka impaktu se téměř neměnila, protože společně se silou reakce byla vyhodnocována ve stejnou dobu impaktu 0,6 ms.

Obr. 5-19 ukazuje, že za **předpokladu velkých deformací** hloubka impaktu mírně narůstala se snižující se velikostí Poissonova čísla. Největší hloubka impaktu 6,8 mm nastala u struktury 2/1_45, naopak nejvíce indentoru odolala struktura 2/1_85 s hloubkou impaktu 6,0 mm. Největší síla reakce 19,4 kN byla zjištěna u struktury 2/1_70, naopak nejmenší síla reakce 13,6 kN byla pozorována u struktury 2/1_50.

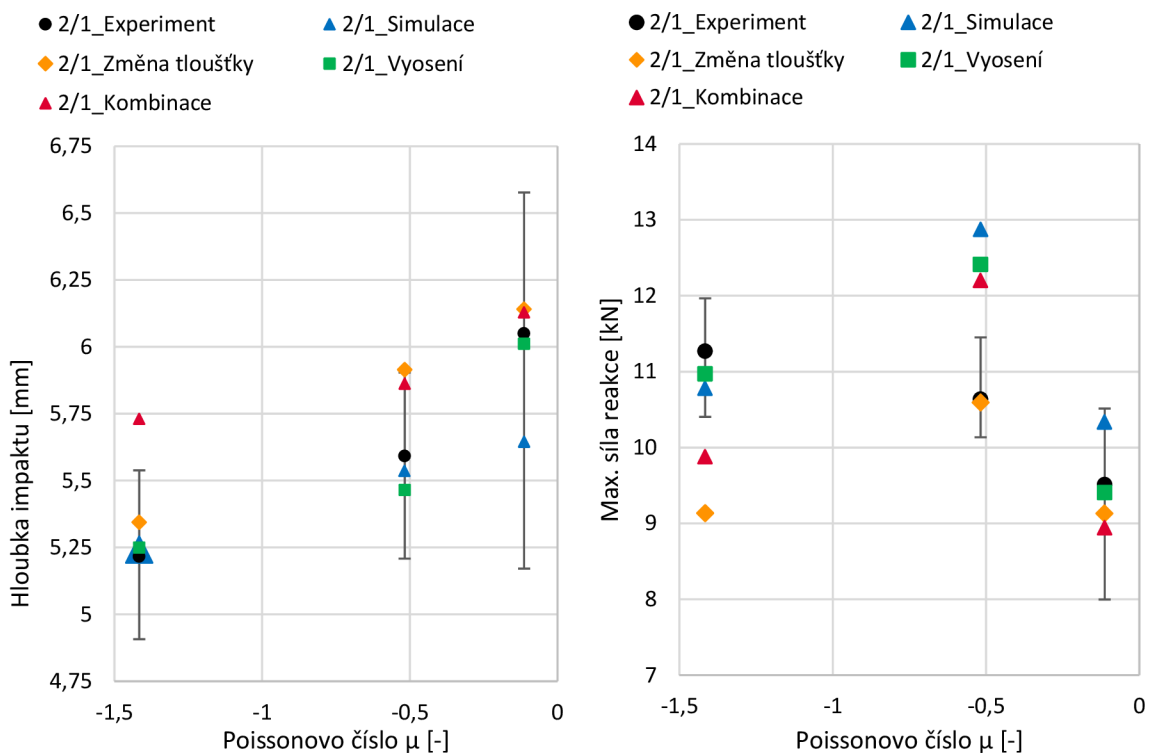
Z **experimentálního měření** hloubky impaktu (Obr. 5-20-vlevo) lze pozorovat, že u struktur s menším Poissonovým číslem docházelo k menší hloubce impaktu. Maximální a minimální proboření indentoru bylo 6,1 mm a 5,2 mm. Z grafů (Obr. 5-20-vlevo) lze vidět, že s rostoucí hodnotou Poissonova čísla klesá velikost maximální i průměrné síly reakce. Jejich největší a nejmenší hodnoty byly naměřeny pro krajní konfigurace 2/1_45_0,5 a 2/1_85_0,5 (H/L_θ_tloušťka stěn).

Měřené hloubce impaktu během experimentu se nejvíce blížila simulace s vyoseným indentorem (Obr. 5-20-vpravo). Základní **simulace experimentu** dobře vystihovala daný experiment pro struktury 2/1_65 a 2/1_45, ovšem v případě 2/1_85 se odlišovala mnohem více než ostatní simulace. Simulace uvažující reálnou tloušťku stěny dobře odrážela naměřené hodnoty pro struktury 2/1_45 a 2/1_85, avšak selhala u struktury 2/1_65. Simulace kombinující reálnou tloušťku stěny a vyosení indentoru relativně dobře předpověděla hloubku impaktu pro konfigurace 2/1_85 a 2/1_65, na rozdíl od konfigurace 2/1_45, kde byl její předpoklad nepřesný.

Výsledné hodnoty všech **simulací experimentu** predikujících maximální sílu reakce pro konfiguraci 2/1_85 ležely v rozsahu hodnot získaných experimentem (Obr. 5-20-vpravo). Maximální sílu prostřední konfigurace 2/1_65 dobře vystihovala simulace s reálnou hodnotou tlouštěk stěn. Maximální sílu konfigurace 2/1_45 nejlépe predikovala simulace s vyoseným indentorem a nejvíce vzdálenou predikcí od experimentálního testování pro tuto konfiguraci byla simulace s reálnou tloušťkou stěn.



Obr. 5-19 Závislost max. síly a hloubky impaktu na Poissonově čísle. Vlevo – předpoklad malých deformací; Vpravo – předpoklad velkých deformací.



Obr. 5-20 Závislost max. síly a hloubky impaktu na Poissonově čísle pro experiment a simulace experimentu.

5.4.2 Konfigurace 1/1 v plném rozsahu

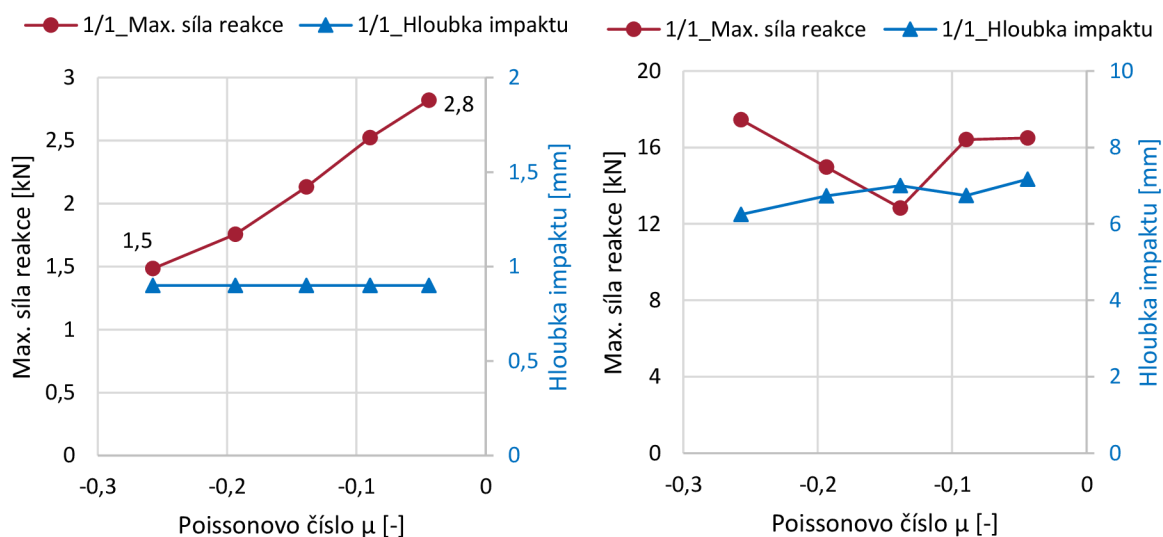
Za předpokladu **malých deformací** se snižující se hodnotou Poissonova čísla došlo k výraznému snížení síly reakce. Hloubka impaktu se pohybovala okolo 0,9 mm (Obr. 5-21), protože stejně jako síla reakce byla vyhodnocena při stejné době impaktu 0,3 ms. Hodnota maximální síly reakce struktury s Poissonovým číslem -0,04 a -0,26 byla snížena téměř o 50 %.

Průběh maximální síly reakce a hloubky impaktu je pro předpoklad **velkých deformací** zobrazen na Obr. 5-21. Největší síly reakce 17,4 kN dosáhla konfigurace 1/1_65, nejmenší síly reakce 12,8 kN bylo dosaženo u struktury 1/1_75. K největší hloubce impaktu 7,2 mm došlo u struktury 1/1_85, nejmenší hloubka impaktu 6,3 mm byla zjištěna u konfigurace 1/1_65.

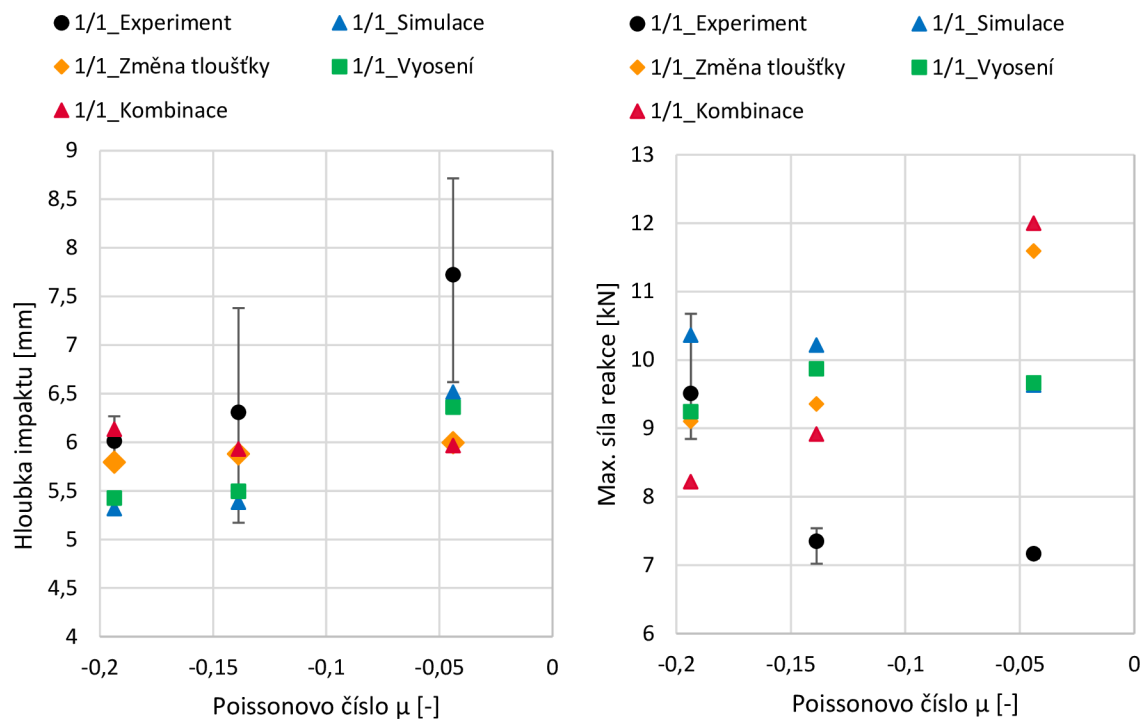
Z **experimentálního** měření hloubky impaktu (Obr. 5-22) lze pozorovat, že s narůstajícím Poissonovým číslem docházelo k větší deformaci. Maximální hloubka impaktu byla 7,7 mm pro konfiguraci 1/1_85_0,5 a nejmenší proboření 6,0 mm bylo dosaženo u struktury 1/1_45_0,5. Z grafů (Obr. 5-22) lze vidět, že s rostoucí hodnotou Poissonova čísla klesá velikost maximální síly reakce. Její největší a nejmenší hodnoty byly naměřeny pro krajní konfigurace 1/1_70_0,5 a 1/1_85_0,5.

Dvojice **simulací experimentu**, kterými jsou Simulace a Vyosení, Změna tloušťky a Kombinace predikovaly podobné hodnoty hloubek impaktu (Obr. 5-22). První zmíněná dvojice lépe predikovala hloubku impaktu pro konfiguraci 1/1_70 a 1/1_75. Druhá zmíněná dvojice měl přesnější predikci hloubky impaktu u konfigurace 1/1_85. V měřeném rozsahu hloubky impaktu struktury 1/1_70 byla pouze simulace kombinující vyosení indentoru a reálnou tloušťku stěn. Do rozsahu struktury 1/1_75 spadaly všechny provedené simulace, v rozsahu konfigurace 1/1_85 nebyla žádná simulace.

Predikce všech **simulací experimentu** (kromě simulace Kombinace) velikosti maximální síly reakce konfigurace 1/1_70 se nacházely v rozsahu experimentálně zjištěné max. síly (Obr. 5-22). Od této hodnoty se nejvíce odchylovaly základní simulace a simulace kombinující vyosení indentoru s reálnou tloušťkou stěn. Predikce max. síly pro konfiguraci 1/1_75 se významně odchylovala pro všechny provedené simulace. Stejný případ nastal i pro predikci max. síly struktury 1/1_85.



Obr. 5-21 Závislost max. síly a hloubky impaktu na Poissonově čísle. Vlevo – předpoklad malých deformací; Vpravo – předpoklad velkých deformací.



Obr. 5-22 Závislost max. síly a hloubky impaktu na Poissonově čísle pro experiment a simulace experimentu.

5.4.3 Konfigurace 2/1 s různou tloušťkou stěn

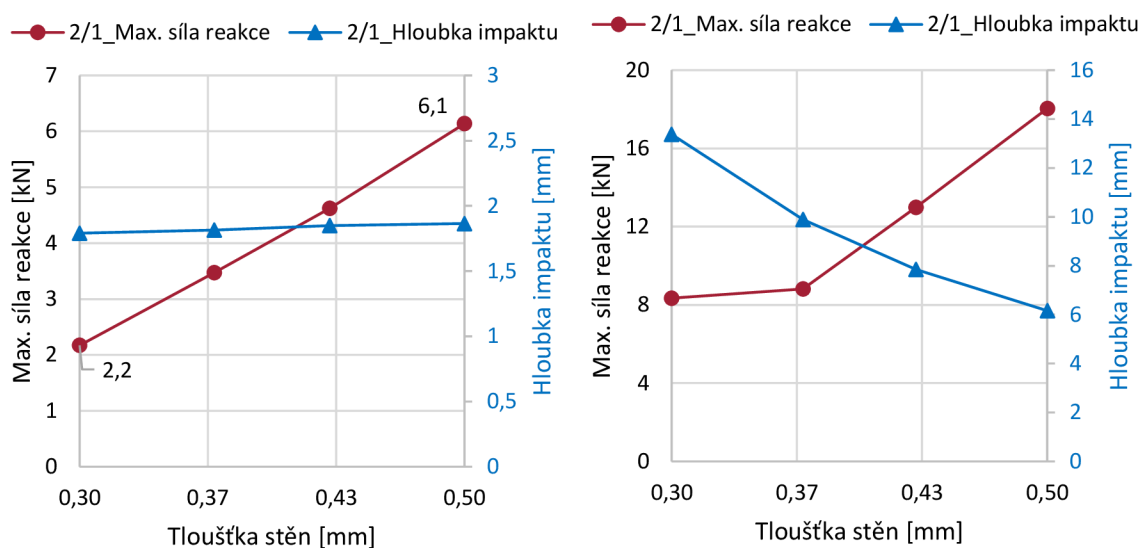
Za předpokladu **malých deformací** s rostoucí tloušťkou stěn rostla síla reakce od podložky a mírně narůstala hloubka impaktu. Navýšení síly reakce zvýšením tloušťky stěn z 0,3 mm na 0,5 mm představovalo nárůst přibližně o 65 %, nárůst velikosti hloubky impaktu činil 7,5 %.

S rostoucí tloušťkou stěn struktury rostla také síla reakce (Obr. 5-23). Nárůst byl, za předpokladu **velkých deformací**, do tloušťky 0,37 mm mírný a následně prudce stoupal. V rozmezí tlouštěk stěn 0,3 mm a 0,5 mm síla reakce narostla přibližně o 9,7 kN. Opačným způsobem se chovala hloubka impaktu, která s rostoucí tloušťkou stěn v daném rozmezí klesla o 7,22 mm.

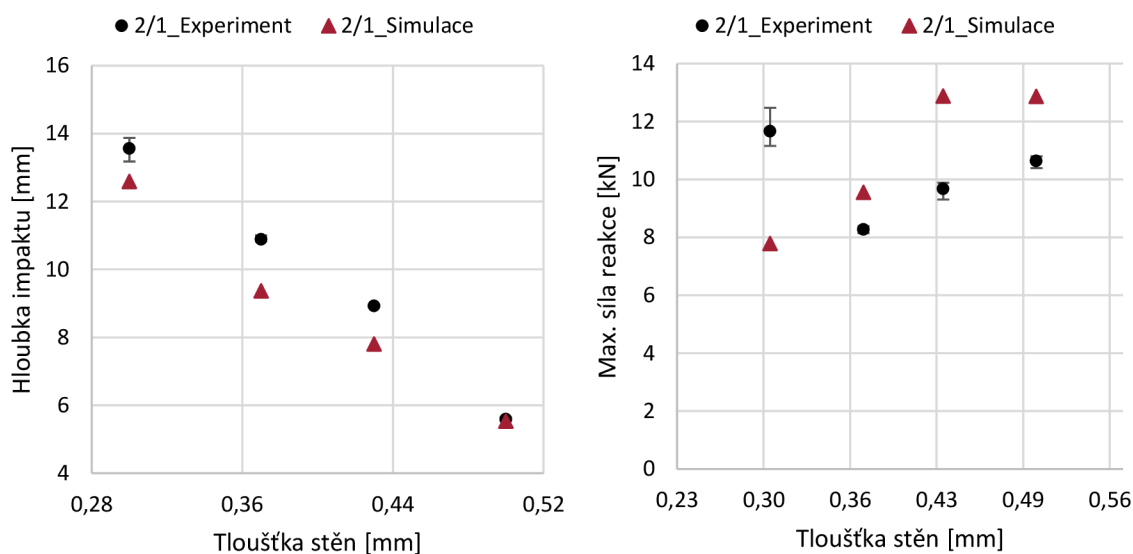
Z **experimentálně** měřené hloubky impaktu (Obr. 5-24) lze pozorovat, že u struktur s menší tloušťkou stěny docházelo k větší hloubce impaktu. Maximální proboření indentoru bylo 13,6 mm u konfigurace 2/1_65_0,3 a nejmenší proboření 5,6 mm bylo dosaženo u struktury 2/1_65_0,5. Největší maximální síla impaktu byla měřena u konfigurace 2/1_65_0,3. Pro ostatní konfigurace platí, že s narůstající tloušťkou stěn roste maximální síla reakce (Obr. 5-24).

Z porovnání hloubky impaktu lze říci, že trend simulovaných hodnot kopíroval trend experimentálně zjištěných hodnot (Obr. 5-24). Podobně se také predikce maximální síly konfigurace 2/1 blížila trendu experimentálně zjištěných hodnot, ale docházelo k značným nepřesnostem jak pro konfiguraci 2/1_65_0,3 tak pro konfiguraci 2/1_65_0,43.

Experimentálně zjištěná hodnota maximální síly reakce konfigurace 2/1_65_0,3 se významně odchylovala od nastaveného trendu z důvodu totálního proboření struktury a dosednutí indentoru na dno. Struktura již přenášela sílu impaktu jako plný materiál (Obr. 5-24-vpravo).



Obr. 5-23 Závislost max. síly a hloubky impaktu na tloušťce stěn. Vlevo – předpoklad malých deformací; Vpravo – předpoklad velkých deformací.



Obr. 5-24 Experimentální i simulační závislost hloubky impaktu a max. síly reakce na velikosti tlouštěk stěn.

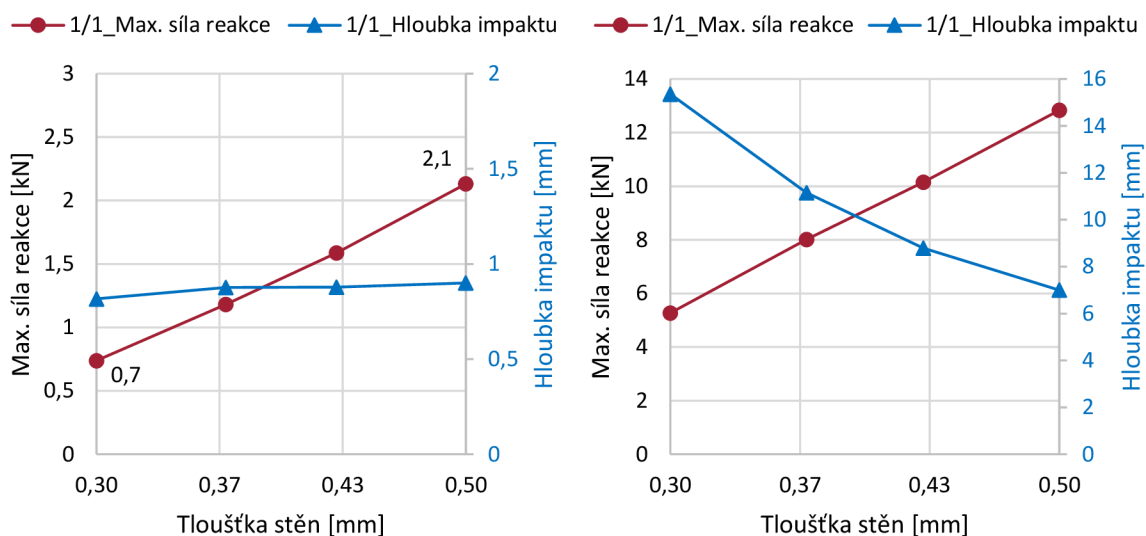
5.4.4 Konfigurace 1/1 s různou tloušťkou stěn

S rostoucí tloušťkou stěn rostla (za předpokladu **malých deformací**) síla reakce od podložky, ale hloubka impaktu se pohybovala okolo hodnoty 0,87 mm (Obr. 5-25). Navýšení síly reakce zvýšením tloušťky stěn z 0,3 mm na 0,5 mm představovalo nárůst přibližně o 35 %.

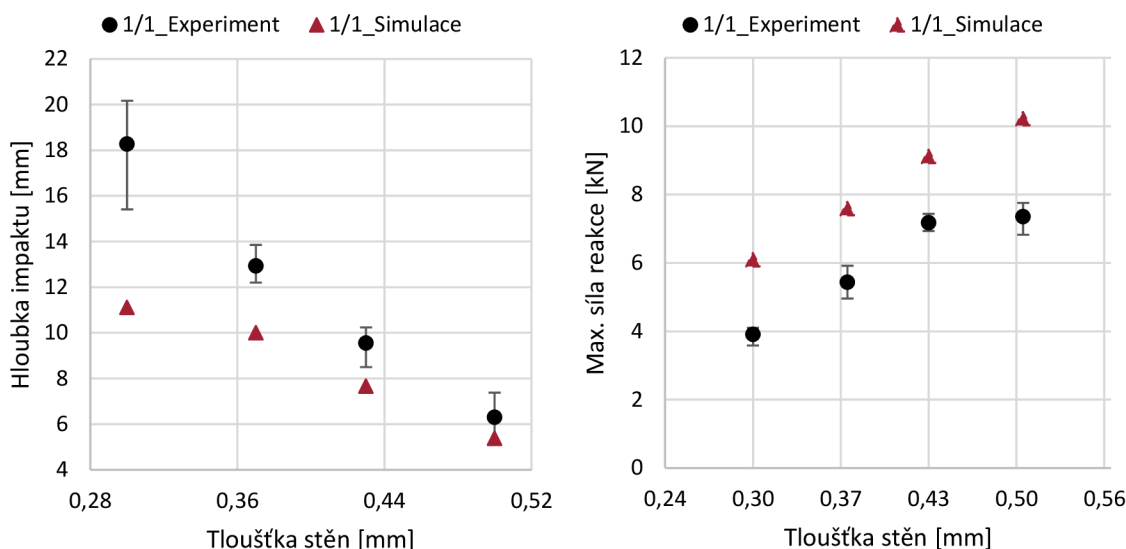
S rostoucí tloušťkou stěn struktury rostla (při předpokladu **velkých deformací**) také síla reakce (Obr. 5-25). Nárůst měl lineární průběh a v rozmezí tlouštěk stěn 0,3 mm a 0,5 mm síla reakce narostla zhruba o 55 %. Opačným způsobem se chovala hloubka impaktu, která s rostoucí tloušťkou stěn klesla o téměř 54 %.

Z **experimentálně** měřené **hloubky impaktu** (Obr. 5-26), lze stejně jako u konfigurace 2/1 také pro konfiguraci 1/1 pozorovat, že se zmenšením tloušťky stěn docházelo k větší hloubce impaktu. Maximální a minimální proboření indentoru bylo 18,3 mm a 6,3 mm u struktur 1/1_75_0,3 a 1/1_75_0,5. Z grafů (Obr. 5-26) lze vidět, že s rostoucí hodnotou tloušťky stěn stoupá velikost maximální síly reakce. Její největší a nejmenší hodnoty byly naměřeny u krajních konfigurací 1/1_75_0,3 a 1/1_75_0,5.

Z porovnání hloubky impaktu lze říci, že trend simulovaných hodnot kopíroval trend experimentálně zjištěných hodnot (Obr. 5-26). Jediný značný rozdíl nastal u konfigurace 1/1_75_0,3. Bylo tomu tak proto, že při testování došlo k proboření struktury až na úplné dno. Koeficient porušení pro tuto situaci měl hodnotu, při níž těsně nedošlo k úplnému proboření struktury. Predikce **maximální síly** reakce pro strukturu 1/1_75 poměrně dobře vystihovala trend experimentálně zjištěných hodnot, kromě vychýlení u konfigurace 1/1_75_0,5. Odchylna byla způsobena menší dopadovou rychlostí při experimentu (dopadová rychlost konfigurací 1/1_75_0,5 a 1/1_75_0,43 byla 2,14 m/s a 2,62 m/s).



Obr. 5-25 Závislost max. síly a hloubky impaktu na tloušťce stěn. Vlevo – předpoklad malých deformací; Vpravo – předpoklad velkých deformací.



Obr. 5-26 Experimentální i simulační závislost hloubky impaktu na velikosti tloušťek stěn pro obě konfigurace

5.5 Odezva auxetických struktur na rychlý dynamický test

Tato kapitola uvádí výsledky při zatížení za vyšších rychlostí deformací. Testována byla konfigurace 2/1_65_0,5. Rychlost zatížení a velikosti indentorů pro danou strukturu zobrazuje Tab. 5-4.

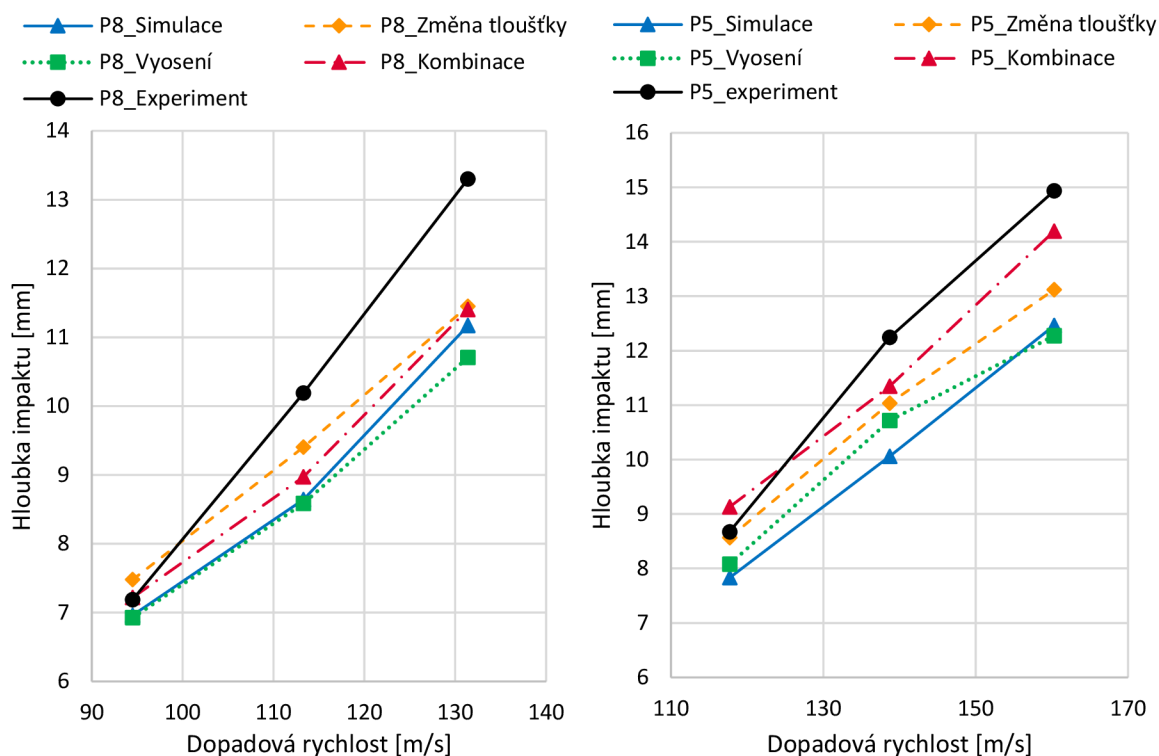
Tab. 5-4 Přehled počátečních podmínek rychlého dynamického testu.

Struktura	Průměr indentoru [mm]	Dopadová rychlost [m/s]
1. 2/1_65_0,5	8	113,3
2. 2/1_65_0,5	8	94,5
3. 2/1_65_0,5	5	160,3
4. 2/1_65_0,5	8	131,4
5. 2/1_65_0,5	5	117,7
6. 2/1_65_0,5	5	137,7

Závislost hloubky impaktu na dopadové rychlosti projektilu je zobrazena na Obr. 5-27. S narůstající dopadovou rychlostí rostla hloubka impaktu, maximální a minimální hodnota byla 14,9 mm a 8,7 mm. Stejně jako u 5 mm projektilu s narůstající dopadovou rychlostí rostla hloubka impaktu, jejíž maximální a minimální hodnota byla 13,3 mm a 7,2 mm.

Jednotlivé úpravy simulace mírně zvýšily hodnotu numericky predikované **hloubky impaktu** (Obr. 5-27). Největší odchylka experimentálně zjištěných dat od simulací byla přibližně 18 % (2,7 mm). Nejmenší rozdíl hloubek impaktu byl 0,108 mm, což tvoří odchylku okolo 1,2 %.

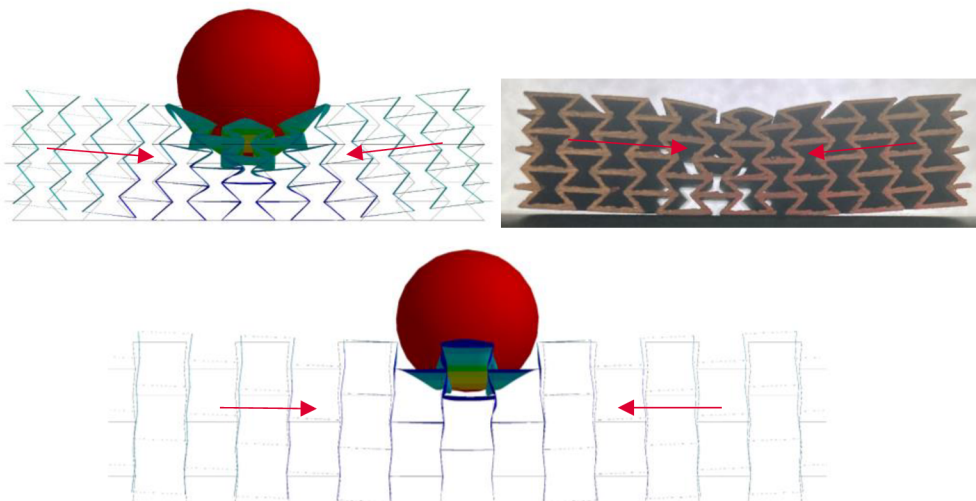
Simulace s vyoseným indentorem měla zanedbatelný vliv na velikost predikované hloubky impaktu, kromě struktur s dopadovou rychlostí projektilu 131,4 m/s. Simulace s reálnou tloušťkou stěn a její kombinace s vyosením indentoru zvyšovaly hloubku impaktu (Obr. 5-27). Největší rozdíl byl 2,6 mm (19,6 %) a nejmenší rozdíl byl 0,029 mm (0,4 %).



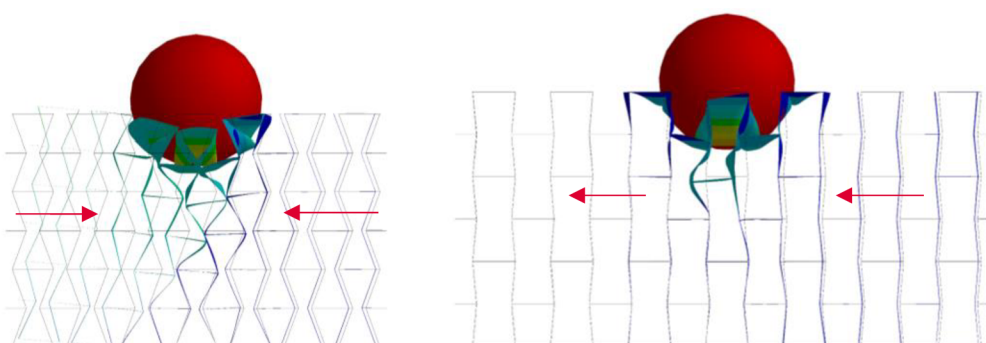
Obr. 5-27 Porovnání numericky predikované hloubky impaktu oproti experimentálně zjištěným hodnotám. Vlevo – zatížení 8 mm projektilem; vpravo – zatížení 5 mm projektilem.

5.6 Vtažení materiálu do místa zatížení

I přes určité rozdíly výsledků (kap. 5.4) bylo pozorováno vtažení struktury do místa (dráhy) zatížení. U konfigurace 2/1_0,5 se vtažení materiálu kolmo na zatížení při simulacích i experimentu projevilo více u struktur s menším Poissonovým číslem (Obr. 5-28). Stejný jev byl i přes zborcení konfigurací 1/1_0,5 do strany pozorován také pro konfigurace 1/1_0,5 (Obr. 5-29-vlevo). To ovšem neplatilo pro strukturu 1/1_85_0,5 (Obr. 5-29-vpravo), kdy zborcení struktury do strany bylo dominantnější než auxetické chování. Jedna strana byla sice vtažena do místa zatížení, ale druhá strana byl z místa zatížení vytlačena.

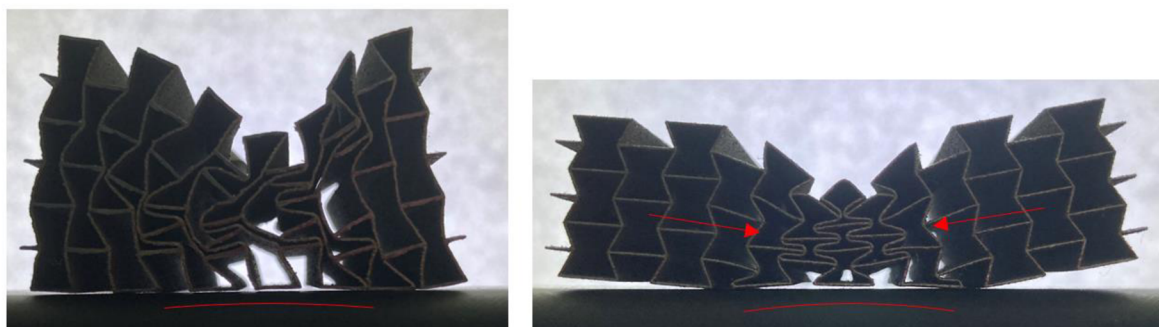


Obr. 5-28 Vtažení materiálu do místa zatížení při simulaci i experimentu konfigurace 2/1_0,5.

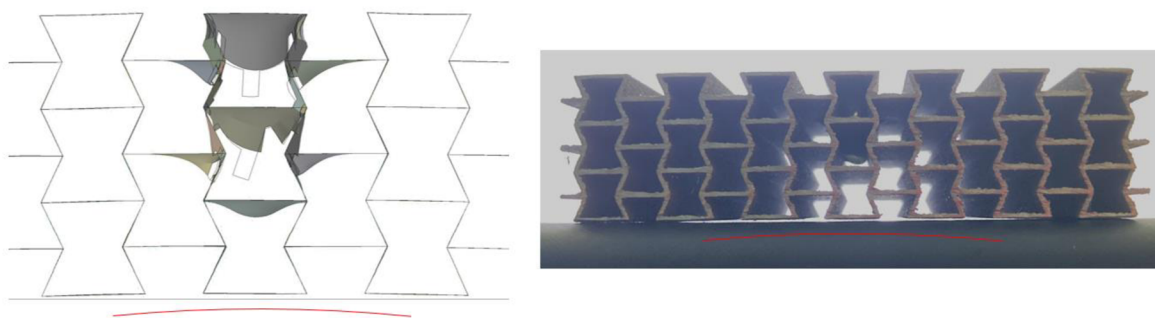


Obr. 5-29 Vlevo – vtažení materiálu do místa zatížení 1/1_70; Vpravo – vtažení i vytlačení materiálu z místa zatížení 1/1_85.

U struktur, s menší tloušťkou stěn než 0,5 mm docházelo ke vtažení materiálu kolmo i proti směru zatížení (Obr. 5-30). Toto se projevilo i při výrazném zborcení struktur do strany (Obr. 5-30). Stejný jev byl pozorován u struktur při rychlém dynamickém zatížení (Obr. 5-31), ovšem vtažení materiálu ve směru kolmém na zatížení bylo minimální.



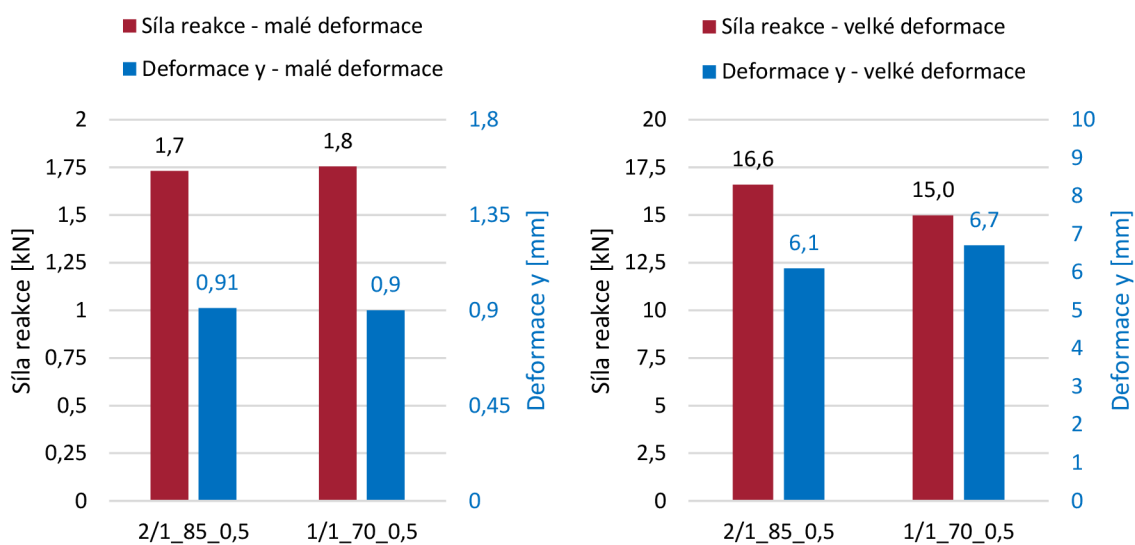
Obr. 5-30 Vtažení materiálu kolmo i proti směru zatížení.



Obr. 5-31 Vtažení materiálu proti směru zatížení při simulaci i experimentu rychlé dynamické zkoušky.

5.7 Srovnání konfigurací s podobným Poissonovým číslem

U konfigurací se stejným Poissonovým číslem (2/1_85_0,5 a 1/1_75_0,5) lze předpokládat dosažení stejné deformace a síly reakce. Rozdíl velikostí Poissonova čísla konfigurací 2/1 (-0,1898) a 1/1 (-0,1937) jsou 2,0 %. Pro předpoklad malých deformací lze vidět, že struktury s jinou geometrií ovšem podobným Poissonovým číslem se chovají podobně (Obr. 5-32-vlevo). Za předpokladu velkých deformací byly odchylky síly reakce a deformace daných konfigurací do 10 %.



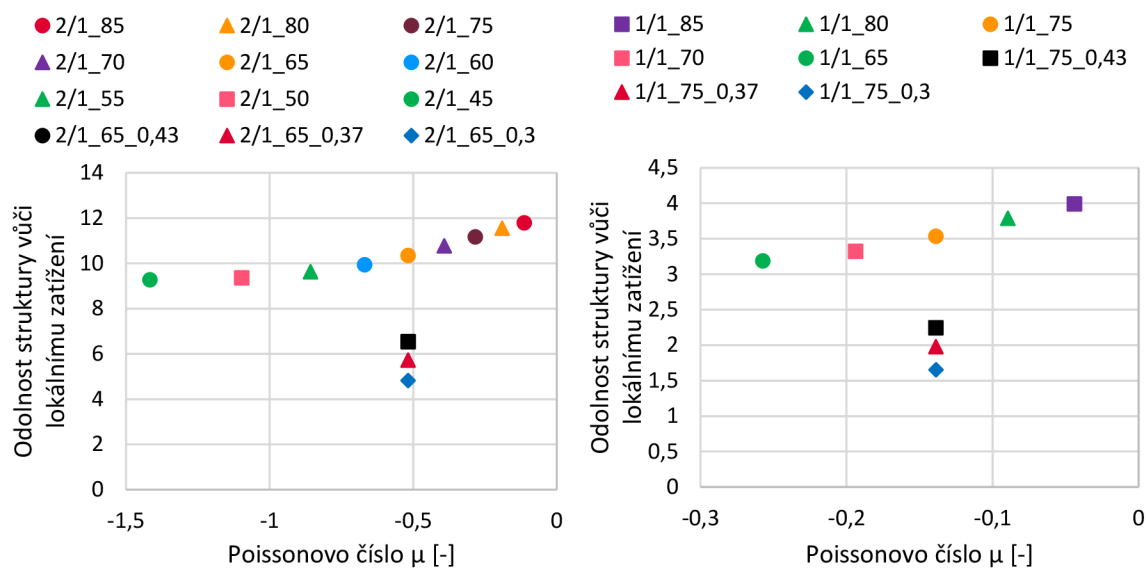
Obr. 5-32 Porovnání síly reakce a deformace konfigurací 2/1 a 1/1 s podobným Poissonovým číslem.

5.8 Míra odolnosti struktur vůči lokálnímu zatížení

Určení odolnosti struktury vůči lokálnímu zatížení zahrnovalo hloubku impaktu a také maximální sílu reakce. Čím menší hodnota na ose y tím více je daná struktura odolná vůči lokálnímu zatížení (kap. 4.7).

Případ odolnosti struktur vůči lokálnímu zatížení za předpokladu **malých deformací** zobrazuje Obr. 5-33. Se snižující se velikostí Poissonova čísla rostla odolnost struktury vůči

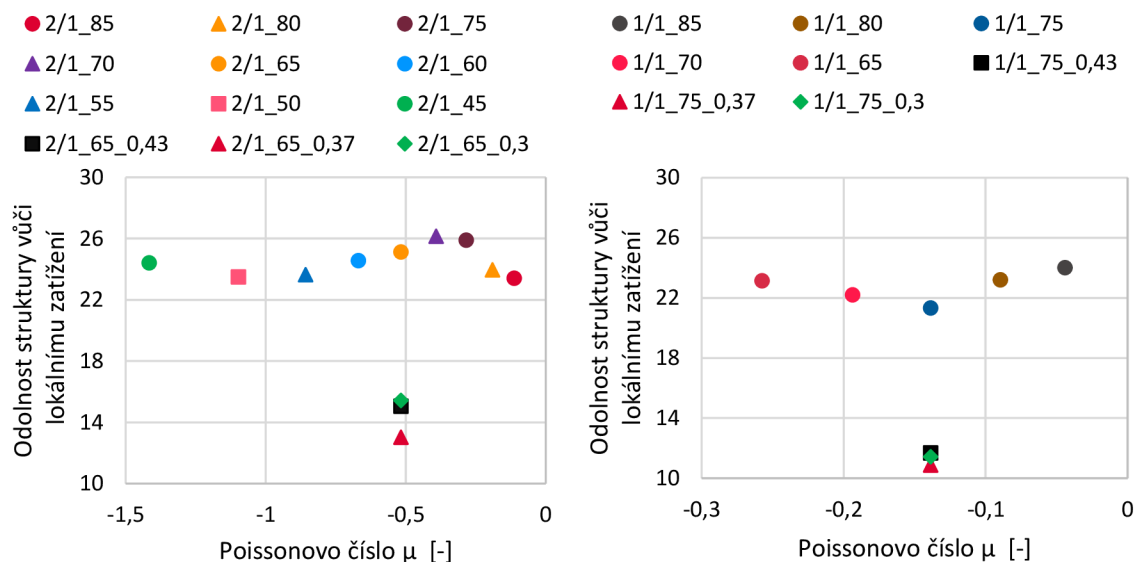
lokálnímu zatížení. Obr. 5-33 dále ukazuje, že se snižující se tloušťkou stěn se zvyšovala odolnost struktury vůči lokálnímu zatížení.



Obr. 5-33 Odolnost struktur vůči lokálnímu zatížení za předpokladu malých deformací.

Pro předpoklad **velkých deformací** u struktury 2/1_0,5 vycházely jako nejodolnější struktura 2/1_85 a 2/1_50. Obě hodnoty se nejvíce blížily nule (Obr. 5-34). U konfigurací 1/1_0,5 byla jednoznačně nejodolnější struktura 1/1_75.

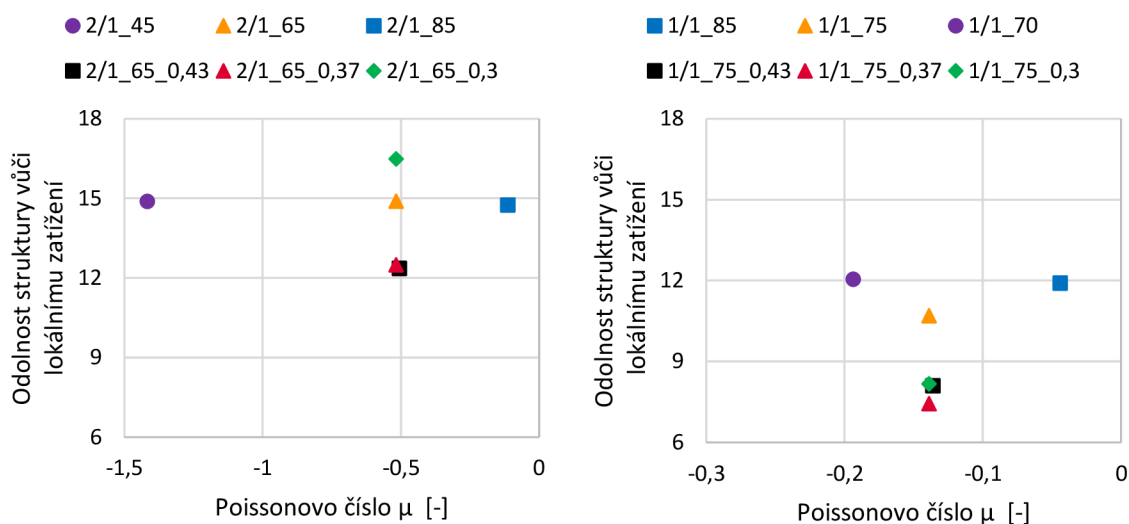
Ještě výhodněji vůči lokálnímu zatížení vycházely struktury s menší tloušťkou stěn tedy 0,43 mm, 0,37 mm a 0,3 mm. Pro obě konfigurace 2/1_65 a 1/1_75 se jako nejodolnější ukázaly struktury s tloušťkou stěn 0,37 mm (Obr. 5-34).



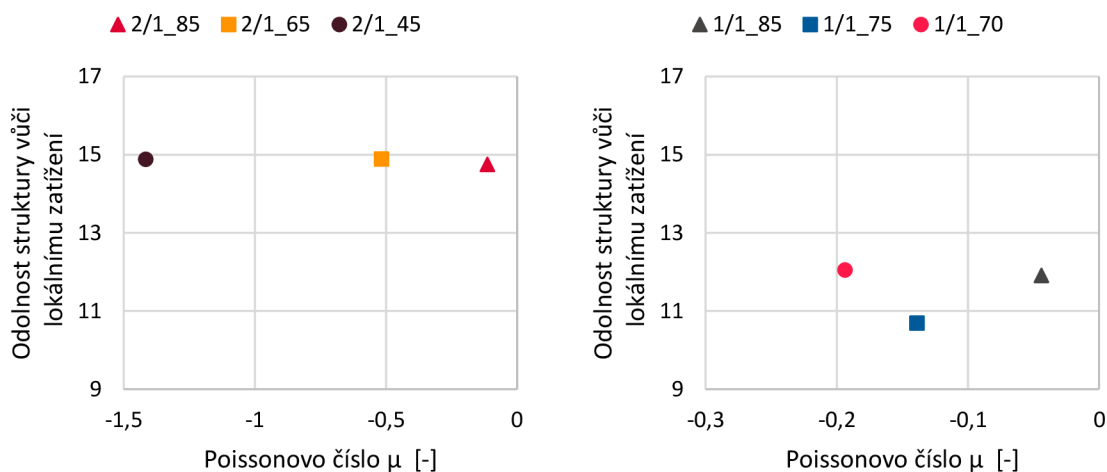
Obr. 5-34 Odolnost struktur vůči lokálnímu zatížení za předpokladu velkých deformací.

Výsledky **experimentů** ukázaly, že pro konfigurace 2/1_0,5 se odolnost vůči lokálnímu zatížení se změnou Poissonova čísla téměř neměnila (Obr. 5-35). Nejvíce odolnou strukturou však byla struktura 2/1_85. Pro konfigurace 1/1 byla nejvíce odolná struktura 1/1_75.

Pro výsledky zahrnující také struktury s **různými tloušťkami stěn** byla nejobodnější strukturou z konfigurací 2/1 struktura 2/1_65_0,37. Naopak struktura 2/1_65_0,3 byla nejméně odolná (Obr. 5-35), protože došlo k totální deformaci struktury (kap. 5.4.3, Obr. 5-24). Struktury konfigurací 1/1_75 s různými tloušťkami měly dle experimentálních výsledků podobnou odolnost vůči lokálnímu zatížení. Nejvíce odolnou strukturou stejně jako pro konfiguraci 2/1 byla struktura 1/1_75_0,37. Simulace experimentu v podstatě kopírovaly výsledky samotného experimentu (Obr. 5-36).



Obr. 5-35 Odolnost struktur vůči lokálnímu zatížení při experimentálním testování.



Obr. 5-36 Odolnost struktur vůči lokálnímu zatížení pro simulace experimentálního testování.

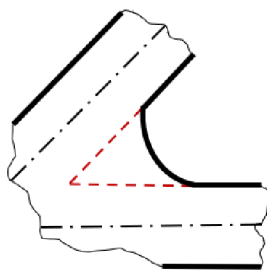
6 DISKUZE

V této kapitole je diskutováno chování struktur při numerické predikci a provedených experimentech. Dále jsou zde vyhodnoceny vědecké otázky a hypotézy.

6.1 Interpretace výsledků

Velikost uzlů v závislosti na geometrii buňky

Úhel, pod kterým se na sebe napojují jednotlivé stěny struktury a definuje efektivní délku prutu (Obr. 2-10, Yang [23]), měl na velikost uzlů u konfigurace 2/1_0,5 vliv až při $\theta = 45^\circ$ (Obr. 5-15). Stěny jsou vůči sobě nakloněny pod malým úhlem a při výrobě dochází vlivem výrobních tolerancí k natažení a spojení jednotlivých stěn dříve, než je tomu u přesného teoretického modelu (Obr. 6-1). Zvětšením uzlu se zmenšuje efektivní délka stěny a zvyšuje tuhost struktury, která má poté vliv na její deformační chování. Zvětšení uzlu o 0,2 mm (Obr. 5-15) však nebylo příliš významné, protože nebylo pozorováno snížení deformace nebo nárůst síly reakce (Obr. 5-20).



Obr. 6-1 Zvětšení uzlových bodů vlivem technologie výroby.

6.1.1 Predikce chování struktur při pomalém dynamickém testu

Simulace za předpokladu malých deformací

Předpoklad malých deformací se blíží analytickému předpokladu Poissonova čísla. Struktury nejsou ovlivněny vzájemným dotykem stěn, nebo jejich zborcením, což jsou jevy, které analytická predikce ani numerické simulace pro výběr modelu geometrie neuvažují.

Pro předpoklad malých deformací pro obě konfigurace (2/1 a 1/1) téměř nedochází k změně hloubky impaktu. Což je způsobeno dodržением předpokladu malých deformací, u kterých se rozdíly v hloubce impaktu jednotlivých struktur nestačily projevit.

Zásadním způsobem se však měnila síla reakce, která klesala s klesajícím Poissonovým číslem (Obr. 5-19 a Obr. 5-21). Tento pokles byl způsoben tím, že stěny struktur s menším Poissonovým číslem, kladly menší odpor při deformaci, protože díky poloze stěn (způsobena malým úhlem θ) působila zatěžující síla na stěny struktury na větším rameni. Větší deformací struktury bylo ovlivněno více buněk a zatížení bylo přenášeno větší částí struktury.

U konfigurací s větším Poissonovým číslem byla síla působící na podložku větší (Obr. 5-19 a Obr. 5-21), protože zatížení bylo přenášeno menším počtem buněk. Pro dosažení deformace stěn bylo potřeba větší síly, protože zátěžná síla působila na menším rameni (úhel θ je větší než u struktur s malým Poissonovým číslem).

Simulace za předpokladu velkých deformací

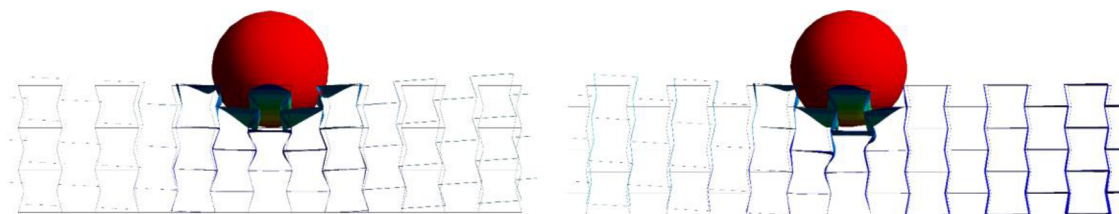
Podmínky, za kterých platí počáteční numerické a analytické predikce auxetického chování nejsou při velkých deformacích splněny. K první změně dochází v momentě, kdy při deformaci dojde k prvnímu dotyků stěn.

Pro konfigurace 2/1 platí, že s menším Poissonovým číslem výrazně klesá síla reakce a mírně roste hloubka impaktu. Na rozdíl od předpokladu malých deformací tento trend (Obr. 5-19) platí pouze v rozsahu $\theta = 50^\circ$ až 75° . Výrazný pokles síly v tomto rozsahu je způsoben stejnými důvody popsány u předpokladu malých deformací.

Pokles síly je také zapříčiněný tím, že u struktur s menším Poissonovým číslem se zatížení rozloží do větší části struktury. Zapojení více buněk struktury při zatížení je způsobeno větší deformací, proto s poklesem Poissonova čísla narůstá hloubka impaktu. Její nárůst je však mnohem menší než pokles síly (Obr. 5-19), což je způsobeno přesunutím struktury do místa zatížení².

Tento trend neplatí pro konfigurace s úhlem θ větším než 70° (Obr. 5-19), protože jsou stěny těchto konfigurací na počátku zatížení namáhány více na vzpěr, než na ohyb jako je tomu u zbylých konfigurací. U stěn namáhaných na vzpěr téměř okamžitě dojde k plastické deformaci stěn, při níž dochází k vynaložení menší síly, protože oproti namáhání ohybem není třeba překonat významnou elastickou mez. Po ztrátě vzpěrné stability se stěny zborstí do strany (Obr. 6-2). Tím dochází k nesymetrické deformaci struktury, kdy je jedna strana více vtahována do místa zatížení než strana druhá.

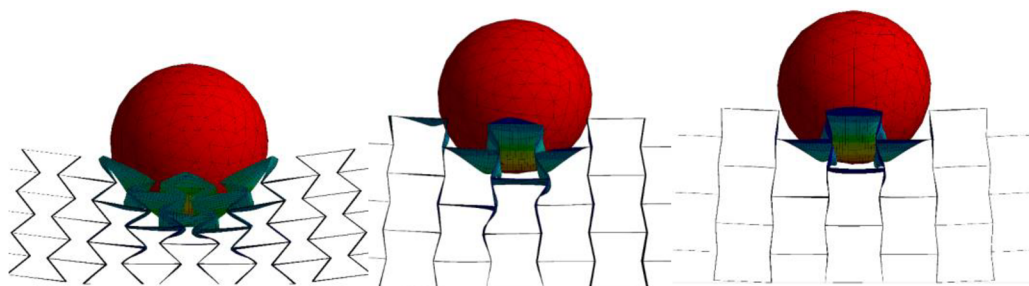
Odchýlení od trendu síly u struktury 2/1_45 (Obr. 5-19) bylo nejspíš způsobeno tím, že v pozdější fázi deformace bylo vynaloženo více energie, na stlačení buněk struktury než na její počáteční deformaci, kdy byla struktura velmi poddajná.



Obr. 6-2 Vlevo – Symetrická deformace struktury 2/1_70; vpravo – Nesymetrické zborcení struktury 2/1_80 do strany.

² U konvenčních struktur lze s poklesem síly reakce očekávat mnohem větší nárůst hloubky impaktu.

Jak již bylo zmíněno trendy růstu síly a deformace struktury jsou ovlivněny tím, jak velká část struktury přenáší zatížení, na což má vliv geometrie struktury, která mimo jiné určuje kolik buněk je při dopadu indentorem přímo zatíženo. U konfigurace 2/1_45 dochází k téměř kompletnímu zatížení tří buněk (Obr. 6-3-vlevo). S narůstajícím auxetickým úhlem jsou poté vedlejší buňky méně zatěžovány až v případě 2/1_85 nejsou zatíženy vůbec (Obr. 6-3-vpravo). Ojedinelou situací je struktura 2/1_80, kde vlivem zborcení stěn do strany dojde k zatížení pouze jedné sousední buňky (Obr. 6-3-uprostřed), což může také ovlivňovat odchylku trendu (Obr. 5-19).

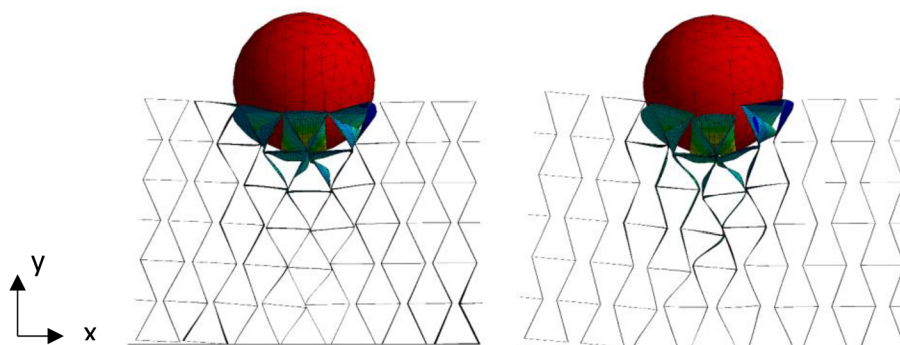


Obr. 6-3 Zatížení indentorem různého počtu buněk; vlevo – 2/1_45; uprostřed – 2/1_80; vpravo – 2/1_85.

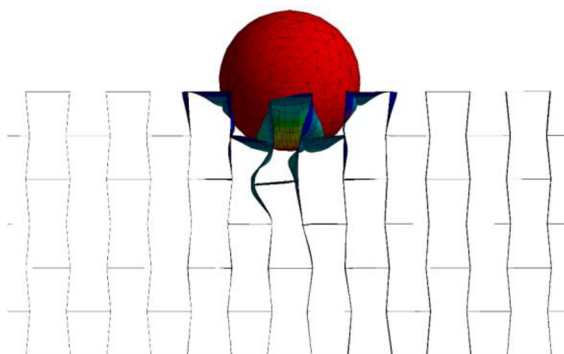
U konfigurace 1/1 dosahuje největší síly reakce struktura s nejmenším Poissonovým číslem (1/1_65). Při deformaci dochází téměř okamžitě ke kontaktu protějších stěn (v horizontálním směru, Obr. 6-4-vlevo), které se o sebe zapřou a zvýší tuhost struktury, což se projevilo velkou hodnotou síly reakce a nízkou hloubkou impaktu (Obr. 5-21). U konfigurací 1/1_70 a 1/1_75 docházelo vlivem změny geometrie ke snížení jejich tuhosti. Stěny se při kontaktu již nepodepíraly, ale docházelo ke skluzu jedné po druhé (Obr. 6-4) a u struktury 1/1_75 došlo ke kontaktu stěn pouze jedné buňky.

Následně se u zatížení struktury 1/1_80 změnilo dominantní namáhání stěn z ohybu na vzpěr. Při zatížení stěny struktury odolávaly zborcení mnohem déle než struktury s menším Poissonovým číslem. Při překročení určité hranice došlo k náhlé ztrátě vzpěrné stability a k zborcení struktury do strany, což způsobilo nárůst síly a zmenšení hloubky impaktu (Obr. 5-21). U struktur 1/1_80 a 1/1_85 došlo se zvětšením úhlu θ k napřímení stěn a zvýšení jejich tuhosti.

Od tohoto trendu (Obr. 5-21) však došlo u struktury 1/1_85 k odchýlení. Kvůli zvýšení tuhosti bylo třeba vynaložit větší sílu na překonání vzpěrné stability stěn než u struktury 1/1_80. Nárůst síly byl však velmi malý a místo snížení hloubky impaktu došlo k větší deformaci struktury. To bylo způsobeno tím, že indenter přímo zatížil pouze jednu buňku struktury, protože zvětšením úhlu θ došlo k zvětšení mezery mezi jednotlivými buňkami. U všech ostatních konfigurací 1/1 došlo k zatížení tří buněk. Oba krajní případy zatížení největšího a nejmenšího počtu buněk lze vidět na Obr. 6-4 a Obr. 6-5.



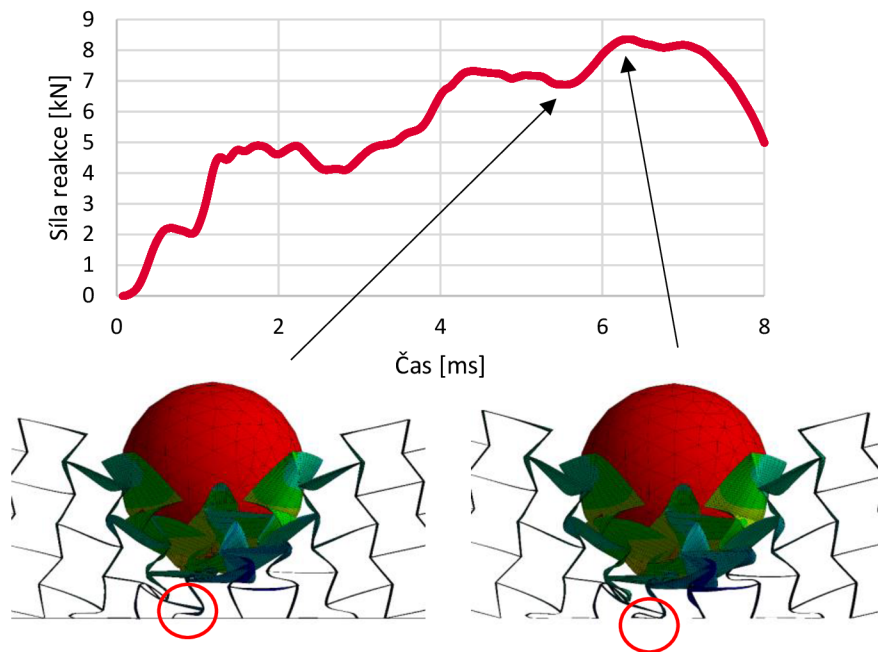
Obr. 6-4 Vlevo – opření stěn konfigurace 1/1_65; Vpravo – skluz stěn konfigurace 1/1_70.



Obr. 6-5 Zborcení stěn struktury 1/1_85 do strany.

Vliv tloušťky stěny

U struktury 2/1_65_0,3 (Obr. 5-23) měla maximální síla vyšší hodnotu, než by se dalo očekávat podle jejího trendu, tak jako tomu bylo u konfigurace 1/1_75_0,3 (Obr. 5-25). Nárůst síly byl způsoben dosednutím jedné buňky na podložku čímž byla bortící se struktura podepřena. Nárůst síly je vidět na jejím průběhu v čase (Obr. 6-6). Pokud by nedošlo k tomuto opření buňky o podložku síla by dosahovala přibližně 7,3 kN, což by odpovídalo zobrazenému trendu (Obr. 5-23), kdy s narůstající deformací struktury klesá síla reakce.



Obr. 6-6 Nárůst síly reakce u konfigurace 2/1_65_0,3, způsobený dosednutím buňky na podložku.

Chování různých konfigurací s podobným Poissonovým číslem

Výsledky kapitoly 5.7 naznačují, že by struktury o různých rozměrech základní buňky ovšem stejné velikosti Poissonova čísla měly mít stejné vlastnosti (hloubka impaktu a síla reakce). Toto tvrzení vyplývá pouze z numerických simulací, nebylo experimentálně ověřeno. Změna poměrů stran 2/1 a 1/1 je značná, ovšem změna úhlu θ 85° a 75° není v kontextu rozsahu konfigurace 2/1 45° až 85° příliš velká. Obecně platné tvrzení o stejném chování struktur s rozdílnou geometrií, ale stejným Poissonovým číslem by bylo třeba potvrdit i pro větší geometrické změny.

Pokud by tato závislost byla potvrzena také experimentálně, skýtala by jedinečnou možnost při návrhu struktur v konkrétních aplikacích, vyrobit a testovat zmenšený vzorek, který bude velmi přesně reprezentovat vyrobený díl plné velikosti.

6.1.2 Odolnost vůči lokálnímu zatížení

Ze všech výsledků kapitoly 5.8 lze pozorovat, že nejvíce odolné struktury vůči lokálnímu zatížení jsou ty s tloušťkou stěn menší než 0,5 mm. Je tomu tak proto, že se mnohem více deformují než ostatní struktury, čímž je více využito jejich deformační potenciál. U zkoumaných struktur totiž s poměrně malým nárůstem deformace dochází k velkému snížení síly reakce (kap. 5.4), proto jsou hodně deformované struktury odolnější vůči lokálnímu zatížení.

Porovnání odolnosti vůči lokálnímu zatížení experimentálně testovaných struktur není úplně přesné, protože oproti porovnání za předpokladu velkých a malých deformací nebyly dopadové rychlosti reálného indenteru konstantní (úvod kapitoly 5.4).

6.1.3 Příčiny rozdílů simulovaných a experimentálně získaných dat

Materiálový model

Společným jmenovatelem rozdílů numerické predikce a experimentálně získaných výsledků je model materiálu. Z různých studií je známo, že se mikro-prutová a tenkostěnná tělesa nechovají jako standartní díly. Materiálové vlastnosti jsou mnohem více závislé na dané geometrii. Studie rovněž ukazují jak procesní parametry [39], průměr prutu [40], nebo úhel [41] pod kterým je prut stavěn ovlivňují mechanické vlastnosti.

Mechanické vlastnosti však byly zjištěny na prutech o průměru 0,6 mm stavěných pod úhlem 35° [30; 31], kdežto zkoumané struktury měly stěny o velikosti 0,3 mm až 0,5 mm a stavba stěn proběhla pod úhlem 90°. Mechanické vlastnosti jako tuhost a pevnost modelu materiálu v simulacích jsou tedy vyšší než reálné vlastnosti vyrobených struktur, proto jsou hodnoty deformace struktury menší a hodnoty síly reakce vyšší než při experimentu (Obr. 5-26).

Získání přesnějších materiálových vlastností by umožnilo zpřesnit numerickou predikci. Nalezení mechanických vlastností použitých tenkých stěn především pro dynamické zkoušky a určení kritérií nejvíce vystihující dynamické jevy v tenkostěnných vzorcích je nad rámec této práce.

Koeficient porušení materiálu – *geometric strain limit*

Dalším významným faktorem ovlivňujícím výsledky numerických simulací je nastavení koeficientu, který určuje kritéria pro porušení. Stanovený byl vzhledem k charakteru deformace struktur 2/1_85_0,5 a 1/1_85_0,5 (kap. 5.2.4). Z výsledků (Tab. 5-2) se ukázalo, že jej není vhodné univerzálně aplikovat na všechny případy, protože u reálných struktur mnohdy k porušení nedošlo, zato v simulacích ano. Koeficient porušení je pravděpodobně závislý na rychlosti deformace a rychlosti přetvoření, které se pro struktury s rozdílnou geometrií lišily.

Model geometrie – skořepinové elementy

Průběh a charakter deformace struktur během zatížení je pro simulaci i experiment podobný (Obr. 5-28). Výsledné hodnoty síly reakce se však více liší než hodnoty hloubky impaktu (kap. 5.4). To může být způsobeno tím, že použité elementy lépe reprezentují deformaci než přenášenou sílu. Přestože celá řada studií úspěšně využila skořepinové elementy, tak při vyšší rychlosti zatížení (náraz projektilem) autoři [13] konstatovali, že skořepinový model neodráží reálné chování struktury, a proto použili objemový model.

6.1.4 Vtažení materiálu do místa zatížení

Větší či menší míra vtažení struktury kolmo na směr zatížení je ovlivněna geometrií základní buňky, tedy Poissonovým číslem. Značný vliv na toto chování má kromě úhlu θ také poměr H/L , kdy u konfigurací 2/1 se jedná o symetrickou deformaci a rovnoměrné vtažení obou

stran struktury (Obr. 5-28). U konfigurace 1/1 je vlivem zborcení stěn vtahována jedna strana více než druhá (Obr. 5-29). Příčinou je poměr stěn $H/L = 1/1$, kdy při větší deformaci dochází k zborcení stěn do strany. Zborcení do boku může v krajním případě u 2/1_85 způsobit také pohyb druhé strany struktury z místa zatížení (Obr. 5-29).

Za vyšších rychlostí deformace se téměř neprojeví vtažení materiálu ve směru kolmém na zatížení (Obr. 5-31). Rychlost zatížení byla větší než schopnost struktury se během krátké doby dostatečně deformovat. Porušení stěn buněk nastalo dříve, než se stihly stěny plně deformovat a vtáhnou do místa zatížení okolní buňky. Deformace ve směru impaktu však byla dostatečná natolik, aby se přesouvání materiálu do místa zatížení stihlo projevit proti směru zatížení (Obr. 5-31).

6.2 Verifikace hypotéz

Hypotéza č. 1

Z výsledků za předpokladu malých deformací (Obr. 5-33) jasně vyplývá, že s nižší hodnotou Poissonova čísla přímo úměrně roste odolnost struktury vůči lokálnímu zatížení. Tato závislost platí v celém rozsahu a pro skořepinový model není ovlivněna velikostí uzlů v krajních polohách.

Předpoklad malých deformací neplatí při větších deformacích, kdy dochází k interakci stěn vlastní buňky nebo stěn okolních buněk. Vliv na odolnost struktur vůči lokálnímu zatížení má celá řada parametrů (kap. 6.1.1), které veličinu, kterou je Poissonovo číslo, zcela přesahují. Přímá úměra mezi velikostí Poissonova čísla a odolností struktury vůči lokálním zatížením tedy za velkých deformací neplatí.

Výrazná změna velikosti uzlu vlivem úhlu θ nastala pouze u konfigurace 2/1_45_0,5 (Obr. 5-15-vlevo). Odolnost vůči lokálnímu zatížení však byla pro konfigurace 2/1 a 1/1 ovlivněna v obou krajních polohách (Obr. 5-34).

První hypotéza je tedy pro předpoklad malých deformací, kromě tvrzení o krajních bodech, potvrzena. Oproti tomu za předpokladu velkých deformací je první hypotéza výsledky numerických predikcí i experimentálním testováním zcela vyvrácena. Celkově je tedy první hypotéza spíše neplatná.

Hypotéza č. 2

Z výsledků (Obr. 5-15-vpravo) vyplývá, že se zmenšující se štíhlostí stěn roste velikost uzlů. Dále bylo zjištěno, že se snižující se štíhlostí stěn za předpokladu velkých deformací klesá hloubka impaktu a narůstá síla reakce (Obr. 5-23 a Obr. 5-25) dochází tedy ke zvýšení tuhosti struktury.

To stejné se potvrdilo i při experimentálním testování. Od experimentálně stanovených trendů se odchýlily konfigurace 2/1_65_0,3 a 1/1_75_0,5 z důvodů úplné deformace struktury (kap. 5.4.3) a malé dopadové rychlosti indentoru (kap. 5.4.4).

Pro předpoklad velkých i malých deformací jsou struktury s větší štíhlostí stěn odolnější vůči lokálnímu zatížení (Obr. 5-33 a Obr. 5-34). Dochází u nich k výraznějšímu poklesu síly reakce oproti nárůstu hloubky impaktu. U konfigurace 2/1_65_0,3 došlo vlivem úplné deformace struktury k zvýšení síly reakce (Obr. 5-24), což negativně ovlivnilo její odolnost vůči lokálnímu zatížení (Obr. 5-35).

První část hypotézy, která tvrdí, že bude-li se zmenšovat pouze štíhlost stěn, dojde k zvětšení uzlů byla potvrzena. Snížení štíhlosti stěn a zvětšení uzlových bodů způsobilo nárůst tuhosti struktur, což vedlo ke snížení jejich odolnosti vůči lokálnímu zatížení, tedy i druhá část hypotézy je platná.

7 ZÁVĚR

Práce zkoumala deformační chování auxetických struktur při lokálním zatížení. Zkoumána byla re-entrant honeycomb struktura, jejíž vlastnosti byly řízeny především poměrem stran H/L , velikostí auxetického úhlu a v neposlední řadě také tloušťkou stěn.

Poissonovo číslo bylo zjištěno pomocí analytického výpočtu využívajícího předpokladu malých deformací. Následně byl na základě provedených parametrických studií vybrán pro reprezentaci auxetické struktury skořepinový 3D model, díky jehož modifikaci zavedením uzlových bodů bylo dosaženo dobré shody s referenčním objemovým modelem.

Bylo zjištěno, že minimální počet buněk struktury potřebný, aby při zatížení nebyla ovlivněna velikost Poissonova čísla prostřední buňky je 3×3 . Tento výsledek se shoduje s výsledky Yang [5]. Tímto bylo potvrzeno, že auxetické struktury pro dosažení stabilního chování potřebují mnohem méně buněk než konvenční struktury.

Následně byly pomocí MKP provedeny výpočetní analýzy predikující chování auxetických struktur při lokálním zatížení. Tyto předpoklady pak byly následně testovány za malých a velkých rychlostí deformace na strukturách vyrobených technologií SLM, čímž byla ověřena platnost daných predikcí a dosaženo splnění všech cílů práce.

Hlavní zjištění a předpoklady pro to, aby byla daná struktura odolná vůči lokálnímu zatížení jsou:

- Záporné Poissonovo číslo – pro předpoklad malých deformací platí, že čím menší velikost Poissonova čísla tím odolnější je struktura vůči lokálnímu zatížení. Toto tvrzení však neplatí pro předpoklad velkých deformací.
- Auxetická struktura s velkou odolností proti lokálnímu zatížení by měla být navržena tak, aby při penetraci cizím objektem byla co nejvíce deformována. Při deformaci struktur s menším Poissonovým číslem totiž dochází k mnohem většímu poklesu síly impaktu než k nárůstu jeho hloubky. U konfigurace $2/1$ se jednalo o 30%ní pokles síly, zatímco hloubka impaktu narostla o 9 %.
- Zmenšení štíhlosti stěn v rozsahu $H/t = 10$ až 25 zvýšilo tuhost struktury což vedlo ke snížení odolnosti vůči lokálnímu zatížení až o 30 %.
- Na odolnost struktury vůči lokálnímu zatížení měla velký vliv dopadová rychlost indentoru.
- Při malých rychlostí deformace (30 s^{-1}) bylo pozorováno vtažení materiálu do místa nárazu ve směru zatížení a také kolmo na směr zatížení. Za velkých rychlostí deformace (6000 s^{-1}) se přeskupení materiálu projevilo velmi málo a pouze ve směru zatížení. V obou případech bylo možné pozorovat přeskupení materiálu pouhým okem.

- Bylo zjištěno, že struktury s rozdílnou geometrií, ale stejným Poissonovým číslem mají z hlediska míry deformace a síly přenášené na podložku stejné deformační chování.
- Použitý výpočetní model v porovnání s provedenými experimenty poměrně dobře reprezentuje deformaci struktury při nízkých i vysokých dopadových rychlostech (2 m/s až 160 m/s).

Zjištění práce by mohla být rozšířena o další konfigurace s jinými poměry stran H/L, nebo o zkoumání změny auxetického chování struktury po přidání horního či spodního plátu, čímž vznikne auxetická sendvičová struktura. Pro účely opláštění vesmírných zařízení bude potřeba zjištěné poznatky ověřit také za nižších teplot.

Práce představila předpoklady a limity deformačního chování určující odolnost auxetické struktury vůči lokálnímu zatížení. Bylo zodpovězeno, jak je odolnost struktury ovlivněna Poissonovým číslem a štíhlostí stěn. Tyto informace jsou klíčové pro návrh části opláštění, které bude schopno odolat srážce s vesmírným odpadem.

8 VÝSLEDEK VÝZKUMU PODLE RIV

Výsledky dosažené v této práci rozšiřují oblast poznání o chování lokálně zatěžovaných auxetických struktur. Za účelem publikace těchto výsledků vznikla manuskript pro odborný článek.

Název: Design of auxetic structures for the selective laser melting technology

Autoři: Pchálek V., Červínek O., Jopek M., Koutný D.

Abstrakt: With the development of additive technologies, it became possible to produce auxetic structures with complicated geometries. Despite their intensive study, their potential for high resistance to local loading has not yet been explored. Describing this phenomenon and its causes would enable the effective design of structures with greatly enhanced resistance to foreign object impact. Therefore, this work investigated the deformation behavior of auxetic re-entrant honeycomb structures under local loading. The relationship between the resistance of the structure to local loading and the magnitude of the negative Poisson number, which was controlled by the geometry of the basic cell, was investigated. An analytical approach was used to determine the Poisson number of the structures. Subsequently, a prediction of the local loading behaviour of the structures was made using the finite element method assuming small and large deformations. This behavior was then experimentally verified for small and large strain rates on structures fabricated by selective laser melting technology. It was found that for the assumption of small deformations, the smaller the Poisson number of the structure, the more resistant it is to local loading. However, this does not apply to the assumption of large deformations, where the wall interaction and its buckling were difficult to predict. Furthermore, structures with thinner walls were shown to deform more, thus using their full deformation potential and therefore being more resistant to local loading. When tested at both low and high strain rates, a rearrangement of the structure towards the impact location was observed in two directions, perpendicular and against the direction of loading. It was found that structures with different geometry but the same Poisson's number have the same deformation behavior in terms of strain rate and reaction force. The findings of this work contribute to the understanding of the behaviour of auxetic structures under local loading, which can be used in the design of such loaded structures in specific applications.

9 SEZNAM POUŽITÝCH ZDROJŮ

- [1] ZHANG, Jianjun, Guoxing LU a Zhong YOU. Large deformation and energy absorption of additively manufactured auxetic materials and structures: A review. *Composites Part B: Engineering*. 2020, **201**. ISSN 13598368. Dostupné z: doi:10.1016/j.compositesb.2020.108340
- [2] KOLKEN, H. M. a A. ZADPOOR. Auxetic mechanical metamaterials. *RSC Advances*. 2017, **7**(9), 5111-5129. ISSN 2046-2069. Dostupné z: doi:10.1039/C6RA27333E
- [3] LAKES, R. Deformation mechanisms in negative Poisson's ratio materials: structural aspects. *Journal of Materials Science*. 1991, **26**(9), 2287-2292. ISSN 0022-2461. Dostupné z: doi:10.1007/BF01130170
- [4] REN, Xin, Raj DAS, Phuong TRAN, Tuan NGO a Yi XIE. Auxetic metamaterials and structures: a review. *Smart Materials and Structures*. 2018, **27**(2). ISSN 0964-1726. Dostupné z: doi:10.1088/1361-665X/aaa61c
- [5] KURETA, Rui a Yoshihiro KANNO. A mixed integer programming approach to designing periodic frame structures with negative Poisson's ratio. *Optimization and Engineering*. 2014, **15**(3), 773-800. ISSN 1389-4420. Dostupné z: doi:10.1007/s11081-013-9225-7
- [6] SIGMUND, Ole. Materials with prescribed constitutive parameters: An inverse homogenization problem. *International Journal of Solids and Structures*. 1994, **31**(17), 2313-2329. ISSN 00207683. Dostupné z: doi:10.1016/0020-7683(94)90154-6
- [7] POKKALLA, Deepak, Leong POH a Ser QUEK. Isogeometric shape optimization of missing rib auxetics with prescribed negative Poisson's ratio over large strains using genetic algorithm. *International Journal of Mechanical Sciences*. 2021, **193**. ISSN 00207403. Dostupné z: doi:10.1016/j.ijmecsci.2020.106169
- [8] KAMINAKIS, Nikolaos a Georgios STAVROULAKIS. Topology optimization for compliant mechanisms, using evolutionary-hybrid algorithms and application to the design of auxetic materials. *Composites Part B: Engineering*. 2012, **43**(6), 2655-2668. ISSN 13598368. Dostupné z: doi:10.1016/j.compositesb.2012.03.018

- [9] STREK, Tomasz, Hubert JOPEK a Eligiusz IDCZAK. Computational design of two-phase auxetic structures. *Physica status solidi (b)*. 2016, **253**(7), 1387-1394. ISSN 03701972. Dostupné z: doi:10.1002/pssb.201600120
- [10] CHEN, Yu a Ming-Hui FU. Design and modeling of a combined embedded enhanced honeycomb with tunable mechanical properties. *Applied Composite Materials* [online]. 2018, **25**(5), 1041-1055 [cit. 2023-05-15]. ISSN 0929-189X. Dostupné z: doi:10.1007/s10443-017-9650-4
- [11] REMENNIKOV, Alex, Dulara KALUBADANAGE, Tuan NGO, Priyan MENDIS, Gursel ALICI a Andrew WHITTAKER. Development and performance evaluation of large-scale auxetic protective systems for localised impulsive loads. *International Journal of Protective Structures* [online]. 2019, **10**(3), 390-417 [cit. 2023-05-15]. ISSN 2041-4196. Dostupné z: doi:10.1177/2041419619858087
- [12] HOU, Shaoyu, Tiantian LI, Zian JIA a Lifeng WANG. *Mechanical properties of sandwich composites with 3d-printed auxetic and non-auxetic lattice cores under low velocity impact* [online]. 2018, **160**, 1305-1321 [cit. 2023-05-15]. ISSN 02641275. Dostupné z: doi:10.1016/j.matdes.2018.11.002
- [13] HASSANIN, Hany, Alessandro ABENA, Mahmoud ELSAYED a Khamis ESSA. 4D Printing of NiTi Auxetic Structure with Improved Ballistic Performance. *Micromachines* [online]. 2020, **11**(8) [cit. 2023-05-15]. ISSN 2072-666X. Dostupné z: doi:10.3390/mi11080745
- [14] NOVAK, Nejc, Luka STARČEVIČ, Matej VESENJAK a Zoran REN. Blast response study of the sandwich composite panels with 3D chiral auxetic core. *Composite Structures* [online]. 2019, **210**, 167-178 [cit. 2023-05-15]. ISSN 02638223. Dostupné z: doi:10.1016/j.compstruct.2018.11.050
- [15] GAO, Ying, Xingyu WEI, Xingkai HAN, Zhengong ZHOU a Jian XIONG. Novel 3D auxetic lattice structures developed based on the rotating rigid mechanism. *International Journal of Solids and Structures*. 2021, **233**, 12. ISSN 00207683. Dostupné z: doi:10.1016/j.ijsolstr.2021.111232
- [16] MAUKO, Anja, Tomáš FÍLA, Jan FALTA et al. Dynamic Deformation Behaviour of Chiral Auxetic Lattices at Low and High Strain-Rates. *Metals* [online]. 2021, **11**(1) [cit. 2023-05-15]. ISSN 2075-4701. Dostupné z: doi:10.3390/met11010052
- [17] QI, Chang, Feng JIANG, Chen YU a Shu YANG. In-plane crushing response of tetra-chiral honeycombs. *International Journal of Impact Engineering* [online]. 2019,

130, 247-265 [cit. 2023-05-15]. ISSN 0734743X. Dostupné z:
doi:10.1016/j.ijimpeng.2019.04.019

- [18] QI, Chang, Alex REMENNIKOV, Lian-Zheng PEI, Shu YANG, Zhi-Hang YU a Tuan NGO. Impact and close-in blast response of auxetic honeycomb-cored sandwich panels: Experimental tests and numerical simulations. *Composite Structures* [online]. 2017, **180**, 161-178 [cit. 2023-05-15]. ISSN 02638223. Dostupné z: doi:10.1016/j.compstruct.2017.08.020
- [19] IMBALZANO, Gabriele, Steven LINFORTH, Tuan NGO, Peter LEE a Phuong TRAN. Blast resistance of auxetic and honeycomb sandwich panels: Comparisons and parametric designs. *Composite Structures*. 2018, **183**, 242-261. ISSN 02638223. Dostupné z: doi:10.1016/j.compstruct.2017.03.018
- [20] BOHARA, Rajendra, Steven LINFORTH, Abdallah GHAZLAN, Tuan NGUYEN, Alex REMENNIKOV a Tuan NGO. Performance of an auxetic honeycomb-core sandwich panel under close-in and far-field detonations of high explosive. *Composite Structures* [online]. 2022, **280** [cit. 2023-05-15]. ISSN 02638223. Dostupné z: doi:10.1016/j.compstruct.2021.114907
- [21] JIN, Xiaochao, Zhihua WANG, Jianguo NING, Gesheng XIAO, Erqiang LIU a Xuefeng SHU. Dynamic response of sandwich structures with graded auxetic honeycomb cores under blast loading. *Composites Part B: Engineering* [online]. 2016, **106**, 206-217 [cit. 2023-05-15]. ISSN 13598368. Dostupné z: doi:10.1016/j.compositesb.2016.09.037
- [22] AL-RIFAIE, Hasan a Wojciech SUMELKA. The Development of a New Shock Absorbing Uniaxial Graded Auxetic Damper (UGAD). *Materials* [online]. 2019, **12**(16) [cit. 2023-05-15]. ISSN 1996-1944. Dostupné z: doi:10.3390/ma12162573
- [23] YANG, Li, Ola HARRYSSON, Harvey WEST a Denis CORMIER. Mechanical properties of 3D re-entrant honeycomb auxetic structures realized via additive manufacturing. *International Journal of Solids and Structures* [online]. 2015, **69-70**, 475-490 [cit. 2023-05-15]. ISSN 00207683. Dostupné z: doi:10.1016/j.ijsolstr.2015.05.005
- [24] WANG, Yun-Che, Meng-Wei SHEN a Si-Min LIAO. Microstructural Effects on the Poisson's Ratio of Star-Shaped Two-Dimensional Systems. *Physica status solidi (b)*. 2017, **254**(12). ISSN 03701972. Dostupné z: doi:10.1002/pssb.201700024

- [25] EPMA. Introduction to Additive Manufacturing Technology. *European powder metallurgy association* [online]. United Kingdom: EPMA, 2019 [cit. 2021-03-20]. Dostupné z: <https://www.epma.com/epma-free-publications/product/introduction-to-additive-manufacturing-brochure>
- [26] IMBALZANO, Gabriele, Phuong TRAN, Tuan NGO a Peter LEE. A numerical study of auxetic composite panels under blast loadings. *Composite Structures*. 2016, **135**, 339-352. ISSN 02638223. Dostupné z: doi:10.1016/j.compstruct.2015.09.038
- [27] AL-RIFAIE, Hasan, Nejc NOVAK, Matej VESENJAK, Zoran REN a Wojciech SUMELKA. Fabrication and Mechanical Testing of the Uniaxial Graded Auxetic Damper. *Materials* [online]. 2022, **15**(1) [cit. 2023-05-15]. ISSN 1996-1944. Dostupné z: doi:10.3390/ma15010387
- [28] NOVAK, Nejc, Matej VESENJAK, Gregory KENNEDY, Naresh THADHANI a Zoran REN. Response of Chiral Auxetic Composite Sandwich Panel to Fragment Simulating Projectile Impact. *Physica status solidi (b)* [online]. 2020, **257**(10) [cit. 2023-05-15]. ISSN 0370-1972. Dostupné z: doi:10.1002/pssb.201900099
- [29] CHEN, Ganchao, Yuansheng CHENG, Pan ZHANG, Jun LIU, Changhai CHEN a Sipei CAI. Design and modelling of auxetic double arrowhead honeycomb core sandwich panels for performance improvement under air blast loading. *Journal of Sandwich Structures & Materials* [online]. 2021, **23**(8), 3574-3605 [cit. 2023-05-15]. ISSN 1099-6362. Dostupné z: doi:10.1177/1099636220935563
- [30] ČERVINEK, Ondřej, Benjamin WERNER, Daniel KOUTNÝ, Ondřej VAVERKA, Libor PANTĚLEJEV a David PALOŮŠEK. Computational Approaches of Quasi-Static Compression Loading of SS316L Lattice Structures Made by Selective Laser Melting. *Materials* [online]. 2021, **14**(9) [cit. 2023-05-15]. ISSN 1996-1944. Dostupné z: doi:10.3390/ma14092462
- [31] ČERVINEK, Ondřej, Heinz PETTERMANN, Melanie TODT, Daniel KOUTNÝ a Ondřej VAVERKA. Non-linear dynamic finite element analysis of micro-strut lattice structures made by laser powder bed fusion. *Journal of Materials Research and Technology* [online]. 2022, **18**, 3684-3699 [cit. 2023-05-15]. ISSN 22387854. Dostupné z: doi:10.1016/j.jmrt.2022.04.051
- [32] XIE, Fangxia, Xinbo HE, Shunli CAO, Min MEI a Xuanhui QU. Influence of pore characteristics on microstructure, mechanical properties and corrosion resistance of selective laser sintered porous Ti–Mo alloys for biomedical applications.

- Electrochimica Acta* [online]. 2013, **105**, 121-129 [cit. 2023-05-15]. ISSN 00134686. Dostupné z: doi:10.1016/j.electacta.2013.04.105
- [33] XIAO, Lijun, Weidong SONG a Xiao XU. Experimental study on the collapse behavior of graded Ti-6Al-4V micro-lattice structures printed by selective laser melting under high speed impact. *Thin-Walled Structures* [online]. 2020, **155** [cit. 2023-05-15]. ISSN 02638231. Dostupné z: doi:10.1016/j.tws.2020.106970
- [34] LOZANOVSKI, Bill, Martin LEARY, Phuong TRAN, Darpan SHIDID, Ma QIAN, Peter CHOONG a Milan BRANDT. Computational modelling of strut defects in SLM manufactured lattice structures. *Materials & Design* [online]. 2019, **171** [cit. 2023-05-15]. ISSN 02641275. Dostupné z: doi:10.1016/j.matdes.2019.107671
- [35] TANCOGNE-DEJEAN, Thomas, Adriaan SPIERINGS a Dirk MOHR. Additively-manufactured metallic micro-lattice materials for high specific energy absorption under static and dynamic loading. *Acta Materialia* [online]. 2016, **116**, 14-28 [cit. 2023-05-15]. ISSN 13596454. Dostupné z: doi:10.1016/j.actamat.2016.05.054
- [36] SLM SOLUTION. *Material Data Sheet, Fe-Alloy 316L (1.4404)* [online]. In: . s. 5 [cit. 2023-05-15]. Dostupné z: https://www.slm-solutions.com/fileadmin/Content/Powder/MDS/MDS_Fe-Alloy_316L_0820_V0.91_EN_LS.pdf
- [37] SOBOL, Vítězslav. *NÁVRH AUXETICKÝCH STRUKTUR PRO 3D TISK*. Brno, 2022. Bakalářská. Vysoké učení technické v Brně. Vedoucí práce Ing. Ondřej Červinek.
- [38] JOPEK, Miroslav. *Modelování mechanických vlastností ocelí za vyšších rychlostí deformace*. Brno, 2003. Dizertační. Vysoké učení technické v Brně. Vedoucí práce Prof. Ing. Milan Forejt CSc.
- [39] CHERRY, J., H. DAVIES, S. MEHMOOD, N. LAVERY, S. BROWN a J. SIENZ. Investigation into the effect of process parameters on microstructural and physical properties of 316L stainless steel parts by selective laser melting. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* [online]. 2015, **76**(5-8), 869-879 [cit. 2023-05-15]. ISSN 0268-3768. Dostupné z: doi:10.1007/s00170-014-6297-2
- [40] DONG, Zhichao, Xiaoyu ZHANG, Wenhua SHI, Hao ZHOU, Hongshuai LEI a Jun LIANG. Study of Size Effect on Microstructure and Mechanical Properties of AISi10Mg Samples Made by Selective Laser Melting. *Materials* [online]. 2018, **11**(12) [cit. 2023-05-15]. ISSN 1996-1944. Dostupné z: doi:10.3390/ma11122463

[41] DONG, Zhichao, Yabo LIU, Weijie LI a Jun LIANG. Orientation dependency for microstructure, geometric accuracy and mechanical properties of selective laser melting AlSi10Mg lattices. *Journal of Alloys and Compounds* [online]. 2019, **791**, 490-500 [cit. 2023-05-15]. ISSN 09258388. Dostupné z: doi:10.1016/j.jallcom.2019.03.344

10 SEZNAM POUŽITÝCH ZKRATEK, SYMBOLŮ A VELIČIN

A	[%]	tažnost
c	[m/s]	rychlost šíření zvuku v materiálu
D	[s ⁻¹]	konstanta Cowper-Symondsova kritéria
E	[GPa]	modul pružnosti
E _t	[MPa]	tangent modulus
f	[-]	bezpečnostní faktor CFL podmínky
H	[mm]	délka horizontální stěny základní buňky
h	[mm]	charakteristická délka elementu
K _H	[MPa]	strenght coefficient
L	[mm]	délka vertikální stěny základní buňky
ΔL	[mm]	efektivní délka prutu
n _H	[MPa]	hardening exponent
q	[-]	konstanta Cowper-Symondsova kritéria
Re	[MPa]	mez kluzu
R _m	[MPa]	mez pevnosti v tahu
R _{p0,2%}	[MPa]	smluvní mez kluzu
s _L	[-]	štíhlost stěny
t	[mm]	tloušťka prutu/stěny
Δt	[s]	časový krok
θ	[°]	auxetický úhel
μ, μ _x , μ _y	[-]	Poissonovo číslo a jeho složky v osách x a y
∅	[-]	průměr
ρ	[kg/m ³]	hustota
ε	[-]	přetvoření

2D	dvou dimenzionální
3D	tří dimenzionální
ABS	Akrylonitrilbutadienstyren
APDL	Ansys parametric design language
CFL	Courant-Friedrichs-Lewy
DIC	Digital image correlation
FEM	Finite element method
MKP	Metoda konečných prvků
MMA	Method of moving asymptotes
NL	Non-linear
PSO	Particle Swarm Optimization
SLM	Selective laser melting
TAT	Taylor impact testing
USA	United States of America

11 SEZNAM OBRÁZKŮ A GRAFŮ

Obr. 2-1	PRISMA diagram.....	12
Obr. 2-2	a) rotující obrazce, b) chirální struktura, c) re-entrátní struktura [2; 3; 4].	13
Obr. 2-3	Vznik nové struktury kombinací již známých struktur [10].	13
Obr. 2-4	a) šípovitá struktura [2], b) re-entrant honeycomb, c) V-konfigurace, d) hvězda, e) re-entrant honeycomb se zahnutými pruty [14].	14
Obr. 2-5	Vtahování materiálu do místa zatížení [18].	14
Obr. 2-6	Vliv proměnné relativní hustoty a natočení vrstev struktury [21].	15
Obr. 2-7	Poissonovo číslo funkcí rozměrů základní buňky [13].	15
Obr. 2-8	Auxetický úhel θ určující míru auxetického chování.	16
Obr. 2-9	Modul struktury v tlaku v závislosti na počtu buněk [23].	16
Obr. 2-10	Efektivní délka prutů [23].	17
Obr. 2-11	Poissonovo číslo struktury v závislosti na přetvoření ve vertikálním směru [19].	18
Obr. 2-12	Parametry základní buňky zkoumané struktury [14].	18
Obr. 2-13	Modifikované Split-Hopkinsonovo zařízení [12].	20
Obr. 2-14	Základní parametry re-entrant honeycomb buňky.	23
Obr. 4-1	Schéma postupu řešení práce.	27
Obr. 4-2	Vlevo – konvenční buňka typu honeycomb; vpravo – auxetická buňka typu re-entrant honeycomb.	28
Obr. 4-3	Rozměry a rozsah konfigurací zkoumané struktury.	28
Obr. 4-4	Schéma simulace jedné buňky odpovídající analytickému výpočtu Poissonova čísla.	30
Obr. 4-5	a) 2D skořepinový model, b) 3D skořepinový model, c) objemový model.	31
Obr. 4-6	a) 2D skořepinový model, b) objemový model, c) 3D skořepinový model.	32
Obr. 4-7	Geometrie základní buňky s plochami reprezentujícími uzly reálné struktury.	33
Obr. 4-8	Využití symetrie a okrajové podmínky.	34
Obr. 4-9	Nastavení konečno prvkové sítě pro explicitní simulaci.	36
Obr. 4-10	vlevo – nesymetrická deformace symetrické struktury; vpravo – proniknutí prutů do roviny symetrie YZ.	38

Obr. 4-11	Využití symetrie v rovině XY.	38
Obr. 4-12	Geometrie projektilů pro rychlý dynamický test.	39
Obr. 4-13	Vlevo – Měření tloušťky stěn při 25ti násobném zvětšení; vpravo – Měření velikosti uzlu při 56ti násobném zvětšení.	41
Obr. 4-14	Schéma experimentu [37].	42
Obr. 4-15	Schéma zařízení TAT na ústavu strojírenské technologie, odboru tváření FSI VUT v Brně [38].	43
Obr. 4-16	Umístění auxetické struktury v dopadové komoře.	43
Obr. 4-17	Vlevo – určení struktury s největší odolností vůči lokálnímu zatížení; vpravo – odolnost struktury vůči lokálnímu zatížení v závislosti na Poissonově čísle (platí pro experimentální měření).	44
Obr. 5-1	Velikosti Poissonova čísla pro konfiguraci $H/L=1$ a schéma zatížení.	45
Obr. 5-2	Velikosti Poissonova čísla pro konfiguraci $H/L = 0,5$ a $H/L = 2$	45
Obr. 5-3	Závislost počtu buněk struktury na velikosti Poissonova čísla prostřední buňky.	46
Obr. 5-4	Přehled chování jednotlivých modelů geometrie pro lineární a nelineární materiálový model.	47
Obr. 5-5	Přehled chování jednotlivých modelů geometrie pro lineární a nelineární materiálový model.	47
Obr. 5-6	Vliv tuhosti uzlů na velikost reakční síly.	48
Obr. 5-7	Závislost velikosti uzlů na síle reakce.	49
Obr. 5-8	Vliv tloušťky stěny a velikosti uzlu na reakční sílu konfigurace $H/L = 1/1$ s tloušťkou stěny 0,37 mm.	49
Obr. 5-9	Vlevo – změna deformací struktury v závislosti na její délce; vpravo – deformovaná struktura dlouhá 40 mm.	50
Obr. 5-10	Deformace reálné struktury a simulované struktury 2/1_85_0,5 s koeficientem porušení 0,17.	51
Obr. 5-11	Deformace reálné struktury a simulované struktury 1/1_85_0,5 s koeficientem porušení 0,17.	51
Obr. 5-12	Deformace reálné struktury a simulované struktury 2/1_65_0,5 s koeficientem porušení 0,22.	51
Obr. 5-13	Vlevo – platforma se strukturami po vytažení 1. stavby; vpravo – rozdíl teoretických a reálných tlouštěk stěn.	53

Obr. 5-14	Teoretická a reálná hmotnost struktur.	53
Obr. 5-15	Závislost velikosti uzlu na geometrii buňky.	54
Obr. 5-16	Vlevo – malá deformace struktury 2/1_45_0,5; vpravo – malá deformace struktury 1/1_65_0,5.	55
Obr. 5-17	Zatížení struktur za velkých deformací; Vlevo – 2/1_65_0,5, vpravo – 1/1_75_0,5.	55
Obr. 5-18	Závislost úhlu θ a poměru stran základní buňky na Poissonově čísle.	55
Obr. 5-19	Závislost max. síly a hloubky impaktu na Poissonově čísle. Vlevo – předpoklad malých deformací; Vpravo – předpoklad velkých deformací.	57
Obr. 5-20	Závislost max. síly a hloubky impaktu na Poissonově čísle pro experiment a simulace experimentu.	57
Obr. 5-21	Závislost max. síly a hloubky impaktu na Poissonově čísle. Vlevo – předpoklad malých deformací; Vpravo – předpoklad velkých deformací.	58
Obr. 5-22	Závislost max. síly a hloubky impaktu na Poissonově čísle pro experiment a simulace experimentu.	59
Obr. 5-23	Závislost max. síly a hloubky impaktu na tloušťce stěn. Vlevo – předpoklad malých deformací; Vpravo – předpoklad velkých deformací.	60
Obr. 5-24	Experimentální i simulační závislost hloubky impaktu a max. síly reakce na velikosti tlouštěk stěn.	60
Obr. 5-25	Závislost max. síly a hloubky impaktu na tloušťce stěn. Vlevo – předpoklad malých deformací; Vpravo – předpoklad velkých deformací.	61
Obr. 5-26	Experimentální i simulační závislost hloubky impaktu na velikosti tlouštěk stěn pro obě konfigurace.	62
Obr. 5-27	Porovnání numericky predikované hloubky impaktu oproti experimentálně zjištěným hodnotám. Vlevo – zatížení 8 mm projektilem; vpravo – zatížení 5 mm projektilem.	63
Obr. 5-28	Vtažení materiálu do místa zatížení při simulaci i experimentu konfigurace 2/1_0,5.	64
Obr. 5-29	Vlevo – vtažení materiálu do místa zatížení 1/1_70; Vpravo – vtažení i vytlačení materiálu z místa zatížení 1/1_85.	64
Obr. 5-30	Vtažení materiálu kolmo i proti směru zatížení.	64
Obr. 5-31	Vtažení materiálu proti směru zatížení při simulaci i experimentu rychlé dynamické zkoušky.	65

Obr. 5-32	Porovnání síly reakce a deformace konfigurací 2/1 a 1/1 s podobným Poissonovým číslem.	65
Obr. 5-33	Odolnost struktur vůči lokálnímu zatížení za předpokladu malých deformací.	66
Obr. 5-34	Odolnost struktur vůči lokálnímu zatížení za předpokladu velkých deformací.	66
Obr. 5-35	Odolnost struktur vůči lokálnímu zatížení při experimentálním testování... ..	67
Obr. 5-36	Odolnost struktur vůči lokálnímu zatížení pro simulace experimentálního testování.	67
Obr. 6-1	Zvětšení uzlových bodů vlivem technologie výroby.	68
Obr. 6-5	Vlevo – Symetrická deformace struktury 2/1_70; vpravo – Nesymetrické zborcení struktury 2/1_80 do strany.....	69
Obr. 6-3	Zatížení indentorem různého počtu buněk; vlevo – 2/1_45; uprostřed – 2/1_80; vpravo – 2/1_85.	70
Obr. 6-4	Vlevo – opření stěn konfigurace 1/1_65; Vpravo – skluz stěn konfigurace 1/1_70.	71
Obr. 6-5	Zborcení stěn struktury 1/1_85 do strany.....	71
Obr. 6-7	Nárůst síly reakce u konfigurace 2/1_65_0,3, způsobený dosednutím buňky na podložku.	72

12 SEZNAM TABULEK

Tab. 2-1	Výzkumné otázky.....	11
Tab. 4-1	Základní rozměry a rozsah testovaných struktur.....	29
Tab. 4-2	Vlastnosti materiálových modelů použitých pro implicitní analýzy.....	29
Tab. 4-3	Rozsah měněných veličin uzlových ploch.....	32
Tab. 4-4	Zatížení pro jednotlivé tloušťky konfigurací.....	33
Tab. 4-5	Mechanické vlastnosti nerezové oceli s elasticko-plastickým chováním [31].	35
Tab. 4-6	Parametry Cowper-Symondsova kritéria [31].	35
Tab. 4-7	Přehled vyrobených konfigurací.....	39
Tab. 4-8	Procesní parametry při výrobě testovacích vzorků.....	40
Tab. 4-9	Chemické složení práškové oceli 316L (TLS Technik GmbH).	40
Tab. 4-10	Mechanické vlastnosti použitého materiálu [30].	40
Tab. 4-11	Přehled proměnných.	44
Tab. 5-1	Výsledné velikosti a tloušťky uzlů.....	50
Tab. 5-2	Porušení reálných a simulovaných struktur.....	52
Tab. 5-3	Přehled porovnávaných simulací a popis jejich modifikací	55
Tab. 5-4	Přehled počátečních podmínek rychlého dynamického testu.	62

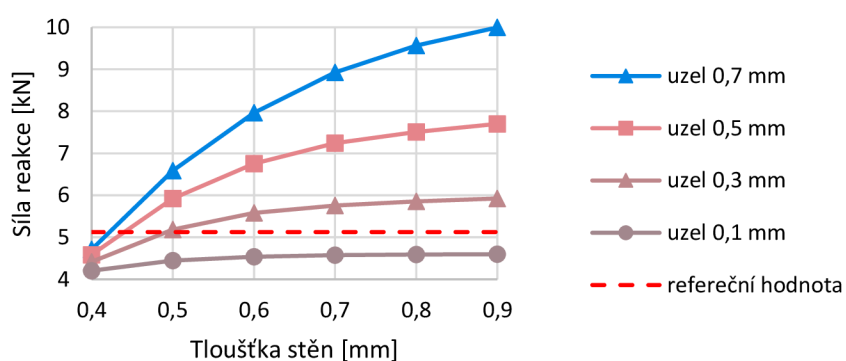
13 SEZNAM PŘÍLOH

Příloha 1 – finální rešeršní dotazy

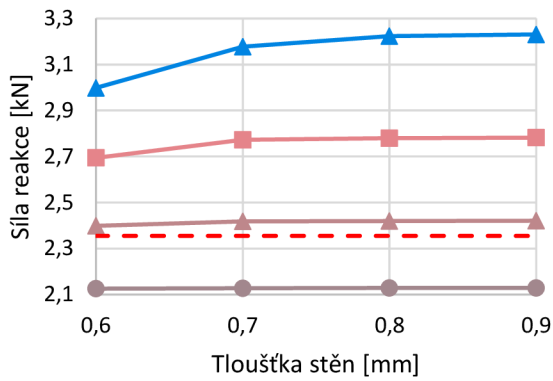
Otázka	Rešeršní dotaz
A	((auxetic) OR (negative poisons ratio)) AND ((structure) OR (lattice structure) OR (cellular structure) OR (cellular structure) AND NOT (foam)) AND (design) AND (behaviour) AND ((3D) OR (three dimensional)) AND (response)
B	((auxetic) OR (negative poisons ratio)) AND ((structure) OR (lattice structure) OR (cellular structure) OR (cellular structure) AND NOT (foam)) AND ((analytical solution) OR (analytical calculation) OR (analytical prediction)) AND (mechanical properties) AND ((FEM) OR (finite element method))
C	((dynamic loading) OR (impact loading)) AND (localized loading) AND ((measuring) OR (capturing)) AND ((structure) OR (lattice structure) OR (cellular structure) AND NOT (foam)) AND (deformation)
D	((SLM) OR (selective laser melting)) AND (design) AND ((rules) OR (recommendation)) AND (limitations)
E	((auxetic) OR (negative poisons ratio)) AND ((structure) OR (lattice structure) OR (cellular structure) OR (cellular structure) AND NOT (foam)) AND (affect) AND (cell geometry)

Příloha 2 – grafy podle kterých byla vybrána vhodná velikost a tloušťka uzlů

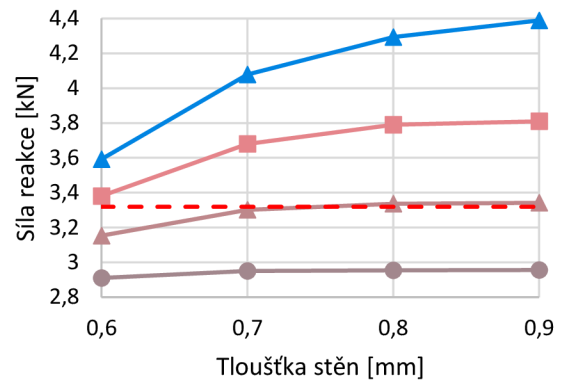
Vliv tloušťky stěny uzlu na velikost reakční síly pro konfiguraci H/L = 6/3 pro tloušťku stěn 0,37 mm.



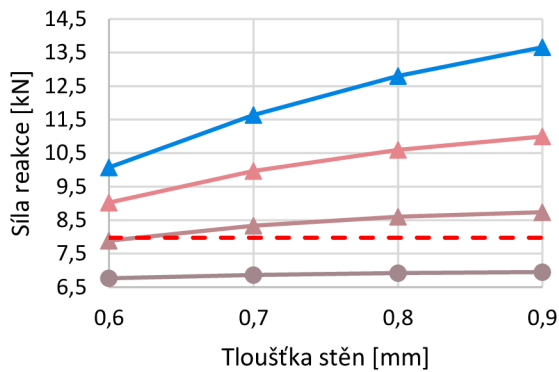
Vliv tloušťky stěny uzlu na velikost reakční síly pro konfiguraci H/L = 5/5 pro tloušťku stěn 0,43 mm.



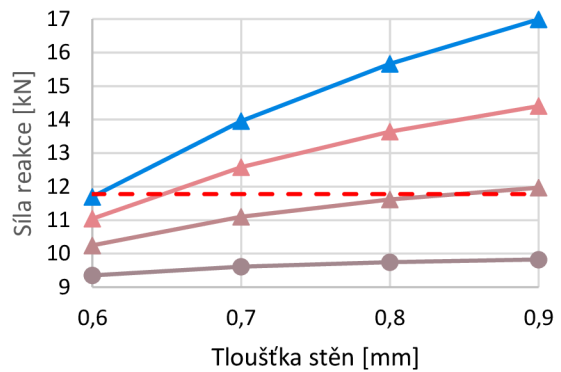
Vliv tloušťky stěny uzlu na velikost reakční síly pro konfiguraci H/L = 5/5 pro tloušťku stěn 0,5 mm.



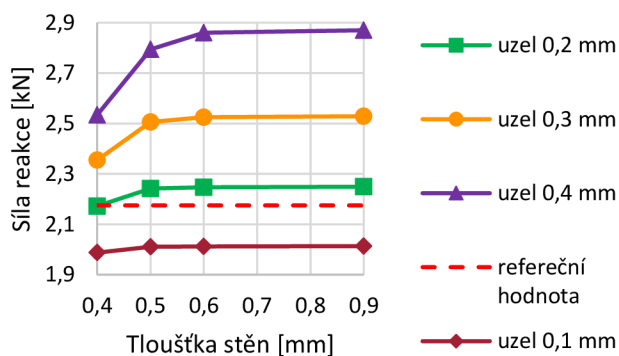
Vliv tloušťky stěny uzlu na velikost reakční síly pro konfiguraci H/L = 6/3 pro tloušťku stěn 0,43 mm.



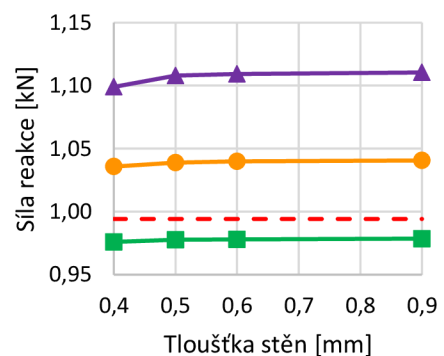
Vliv tloušťky stěny uzlu na velikost reakční síly pro konfiguraci H/L = 6/3 pro tloušťku stěn 0,5 mm.



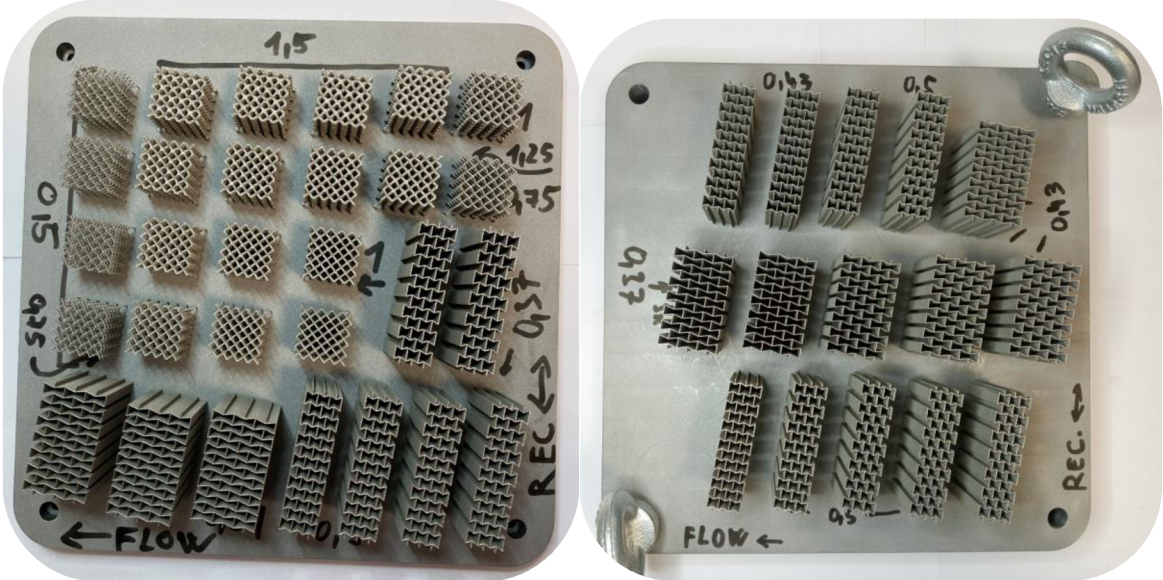
Vliv tloušťky stěny uzlu na velikost reakční síly pro konfiguraci H/L = 6/3 pro tloušťku stěn 0,3 mm



Vliv tloušťky stěny uzlu na velikost reakční síly pro konfiguraci H/L = 5/5 pro tloušťku stěn 0,3 mm



Příloha 3 – vyrobené struktury před odřezáním od platformy



14 SEZNAM SAMOSTATNÝCH PŘÍLOH

Digitální data:	Výpočet Poissonova čísla
	Vyhodnocení numerických simulací
	Porovnání modelů geometrie
Fotodokumentace:	Deformace struktur při rychlém dynamickém testu
	Měření tloušťky stěn