



VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V BRNĚ

BRNO UNIVERSITY OF TECHNOLOGY

FAKULTA STROJNÍHO INŽENÝRSTVÍ

FACULTY OF MECHANICAL ENGINEERING

ÚSTAV KONSTRUOVÁNÍ

INSTITUTE OF MACHINE AND INDUSTRIAL DESIGN

VÝPOČTOVÝ MODEL DYNAMICKÉHO ZATĚŽOVÁNÍ MIKRO-PRUTOVÉ STRUKTURY VYROBENÉ TECHNOLOGIÍ SELECTIVE LASER MELTING

NUMERICAL MODEL OF LATTICE STRUCTURE UNDER DYNAMIC LOADING MADE BY
SELECTIVE LASER MELTING TECHNOLOGY

DIPLOMOVÁ PRÁCE

MASTER'S THESIS

AUTOR PRÁCE

AUTHOR

Bc. Ondřej Červinek

VEDOUCÍ PRÁCE

SUPERVISOR

Ing. Radek Vrána

BRNO 2018

Zadání diplomové práce

Ústav: Ústav konstruování
Student: **Bc. Ondřej Červinek**
Studijní program: Strojní inženýrství
Studijní obor: Konstrukční inženýrství
Vedoucí práce: **Ing. Radek Vrána**
Akademický rok: 2017/18

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:

Výpočtový model dynamického zatěžování mikro-prutové struktury vyrobené technologií Selective Laser Melting

Stručná charakteristika problematiky úkolu:

V současné době se pro tlumení velkých rázů energie (např. náraz vozidla) využívají jako absorbéry průmyslově vyráběné kovové pěny. Možnou alternativou je využití strukturovaných dílů vyrobených aditivní technologií z kovového materiálu, která umožňuje přesně řídit tvar a tím i mechanické vlastnosti strukturovaných dílů. Aby bylo možné navrhnout absorbér pro definované množství energie, je nutné vytvořit výpočtový model pro predikci rázového děje, který bude obsahovat poznatky o mechanických vlastnostech mikro-prutové struktury vyrobené technologií SLM.

Typ práce: výzkumná

Projekt: MPO

Cíle diplomové práce:

Hlavním cílem diplomové práce je vytvoření výpočtového modelu dynamické deformace BCC mikro-prutové struktury vyrobené technologií SLM.

Díličí cíle diplomové práce:

- vytvoření MKP modelu pro simulaci dynamického porušování BCC mikro-prutové struktury z materiálu AlSi10Mg,
- studium vlivu výrobních fenoménů technologie SLM na mechanické vlastnosti mikro-prutové struktury,
- predikce poškození SLM vzorků (průraz vzorku, plošné zatěžování) v softwaru Ansys Workbench,
- zjištění závislosti hloubky deformace vzorku a relativní hustoty mikro-prutové konstrukce (pro průměry prutu $d=0,6; 0,8; 1; 1,2\text{mm}$).

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

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

Struktura práce a šablona průvodní zprávy jsou závazné:

http://dokumenty.uk.fme.vutbr.cz/BP_DP/Zasady_VSKP_2018.pdf

Seznam doporučené literatury:

MINES, R.A.W., S. TSOPANOS, Y. SHEN, R. HASAN a S.T. MCKOWN. Drop weight impact behaviour of sandwich panels with metallic micro lattice cores. International Journal of Impact Engineering [online]. 2013, 60, 120–132 [vid. 2017-03-19]. ISSN 0734743X.

MASKERY, I., C. TUCK, A.O. AREMU, I. MASKERY, C. TUCK, I.A. ASHCROFT, R.D. WILDMAN a R.I.M HAGUE. A comparative Finite Element study of cubic unit cells for Selective Laser Melting. International Solid Freeform Fabrication Symposium2. 2014, 1238–1249. SHIMIZU, T., K. MATSUZAKI, H.

WILDMAN a R.I.M HAGUE. A comparative Finite Element study of cubic unit cells for Selective Laser Melting. International Solid Freeform Fabrication Symposium2. 2014, 1238–1249.

SHIMIZU, T., K. MATSUZAKI, H. NAGAI a N. KANETAKE. Production of high porosity metal foams using EPS beads as space holders. Materials Science and Engineering A [online]. 2012, 558, 343–348. ISSN 09215093.

Termín odevzdání diplomové práce je stanoven časovým plánem akademického roku 2017/18

V Brně, dne

L. S.

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

.....
doc. Ing. Jaroslav Katolický, Ph.D.
děkan fakulty

ABSTRAKT

V současnosti se pro tlumení velkých rázů mechanické energie v dopravním průmyslu využívají především absorbery ze speciálních profilů. Pro vysoce specializované aplikace je vhodné využít komponenty, které jsou přesně navrženy pro cílený druh deformace. Příkladem těchto dílů jsou průmyslově vyráběné kovové pěny nebo mikro-prutové struktury vyráběné technologií SLM. Tato práce se zabývá predikcí nízko-rychlostního dynamického zatěžování BCC mikro-prutové struktury vyrobené z hliníkové slitiny AlSi₁₀Mg technologií SLM (SLM 280HL). Pro tento účel byla vytvořena dynamická MKP úloha mikro-prutové struktury, která byla doplněna o model materiálu struktury BCC, který byl získán na základě mechanického testování. Reálná geometrie testovaných vzorků, získaná na základě optického měření (Atos Triple Scan III), byla dále implementována do výpočtového modelu. Experiment dynamického zatěžování BCC struktury byl proveden na pádovém testeru. Chování strukturovaného materiálu při pádovém testu bylo popsáno průběhem deformace a sil reakce v čase. Pro plošné zatěžování dynamické MKP simulace a experimentu bylo dosaženo porovnatelných výsledků. Zahnutí výrobních fenoménů v simulaci vedlo ke zvýšení přesnosti a shody s experimentem. Tím byl vytvořen nástroj pro testování vlivu změny geometrie na mechanické vlastnosti. Pro dosažení přesnějších výsledků u zatížení průrazem je třeba modifikovat model materiálu o reálné přetvoření materiálu v místě porušení testovacích těles.

KLÍČOVÁ SLOVA

Selective laser melting (SLM), pádový test, příhradová konstrukce, metoda konečných prvků (MKP), mechanické testování, BCC struktura

ABSTRAKT

For the purpose of mechanical impact energy absorption in the transport industry are mainly used special profile absorbers. For highly specialized applications is required to use components that are designed for specific kind of deformation. Example of these parts are industrial-made metal foams or micro-lattice structures produced by SLM technology. This paper focuses on low-velocity dynamic loading prediction of BCC micro-lattice structure made of aluminum alloy AlSi₁₀Mg by SLM technology (SLM 280HL). For this purpose dynamic FEM simulation of the micro-lattice structure was developed, supplemented by model of BCC structure material obtained from mechanical testing. Real geometry of tested samples obtained from optical measurement (Atos Triple Scan III) was further implemented in the numerical model. Dynamic BCC structure load experiment was performed on a drop-weight tester. Behavior of structured material in drop-weight test was described by the course of deformation and reaction forces over time. Comparable results were obtained for flat loading of dynamic FEM simulation and experiment. Inclusion of production phenomena in simulation led to increased accuracy and compliance with experiment. Tool for testing the effect of geometry change on mechanical properties was created. To achieve more accurate results with puncture load, it is necessary to modify the material model with real material deformation at test sample failure.

KEY WORDS

Selective laser melting (SLM), drop-weight test, lattice structure, finite element method (FEM), mechanical testing, BCC structure

BIBLIOGRAFICKÁ CITACE

ČERVINEK, O. *Výpočtový model dynamického zatěžování mikro-prutové struktury vyrobené technologií Selective Laser Melting*. Brno: Vysoké učení technické v Brně, Fakulta strojního inženýrství, 2018. 100 s. Vedoucí diplomové práce Ing. Radek Vrána.

ČESTNÉ PROHLÁŠENÍ

Prohlašuji, že tuto diplomovou práci *Výpočtový model dynamického zatěžování mikroprutové struktury vyrobené technologií Selective Laser Melting* jsem vypracoval samostatně, pod vedením vedoucího diplomové práce Ing. Radka Vrány. Současně prohlašuji, že jsem v seznamu uvedl všechny použité literární zdroje.

V Brně dne 20. května 2018

.....

Podpis autora

"This diploma thesis was elaborated with support and by using research equipment of NETME Centre, regional research and development center built with the financial support from the Operational Programme Research and Development for Innovations within the project NETME Centre (New Technologies for Mechanical Engineering), Reg. No. CZ.1.05/2.1.00/01.0002 and, in the follow-up sustainability stage, supported through NETME CENTRE PLUS (LO1202) by financial means from the Ministry of Education, Youth and Sports under the „National Sustainability Programme I“

PODĚKOVÁNÍ

Tímto bych rád poděkoval vedoucímu mé diplomové práce Ing. Radku Vránovi za precizní vedení při zpracování tématu a poskytnutí odborných rad. Dále bych chtěl poděkovat své rodině, přítelkyni a přátelům za obrovskou trpělivost a podporu.

OBSAH

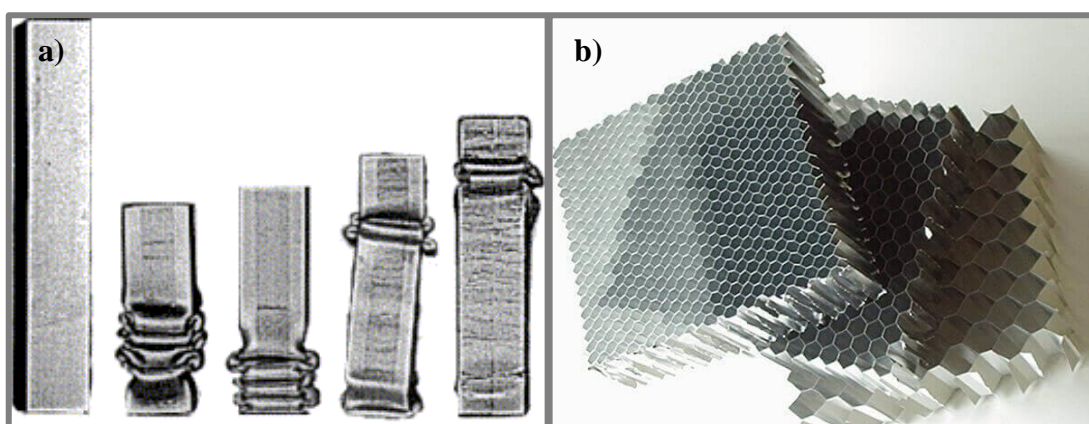
1. ÚVOD	10
2. PŘEHLED SOUČASNÉHO STAVU POZNÁNÍ	12
2.1. Nárazový test (impact test) a MKP simulace	13
2.2. Procesní parametry Selective Laser Melting	24
2.3. Mikro-prutová tělesa vyrobená technologií SLM	29
3. ANALÝZA PROBLÉMU A CÍL PRÁCE	31
3.1. Analýza problému	31
3.2. Analýza, interpretace a zhodnocení poznatků z rešerše	31
3.3. Podstata a cíle diplomové práce	32
4. MATERIÁL A METODY	34
4.1. SLM 280 ^{HL}	35
4.2. Mikro-prutová struktura typu BCC	35
4.2.1. Výroba testovacích těles	35
4.3. Magics 21.11	37
4.3.1. Výroba vzorků	38
4.4. Optická digitalizace	38
4.4.1. ATOS Triple Scan	38
4.4.2. GOM Inspect V 8.0	39
4.5. Mechanické testy	40
4.5.1. Tahová a tlaková zkouška	40
4.5.2. Pádový (Impact) test	41
4.6. ANSYS 18.2 Workbench	42
4.6.1. Model materiálu (Engineering data)	42
4.6.2. Geometrie (Geometry)	43
4.6.3. Nastavení úlohy (Model)	44
5. VÝSLEDKY	47
5.1. Vyhodnocení rozměrové analýzy	47
5.1.1. Ekvivalentní průřez prutu	49
5.2. Vyhodnocení mechanických zkoušek	49
5.2.1. Vyhodnocení tahové zkoušky (prutová tělesa)	50
5.2.2. Vyhodnocení tahové zkoušky (objemová tělesa)	53
5.2.3. Vyhodnocení tlakové zkoušky	54
5.3. Korekce MKP simulace	55
5.3.1. Korekce modelu materiálu	55
5.3.2. Korekce geometrie úlohy	56
5.3.3. Korekce nastavení úlohy	57
5.4. Porovnání experimentu a simulace	62
5.4.1. Výsledky pádového testu	62
5.4.2. Výsledky MKP simulace	64
6. DISKUZE	71
7. ZÁVĚR	73
8. SEZNAM POUŽITÝCH ZDROJŮ	75
9. SEZNAM POUŽITÝCH ZKRATEK A SYMBOLŮ	80
10. SEZNAM OBRÁZKŮ A GRAFŮ	82
11. SEZNAM TABULEK	85

12. SEZNAM PŘÍLOH

86

1. ÚVOD

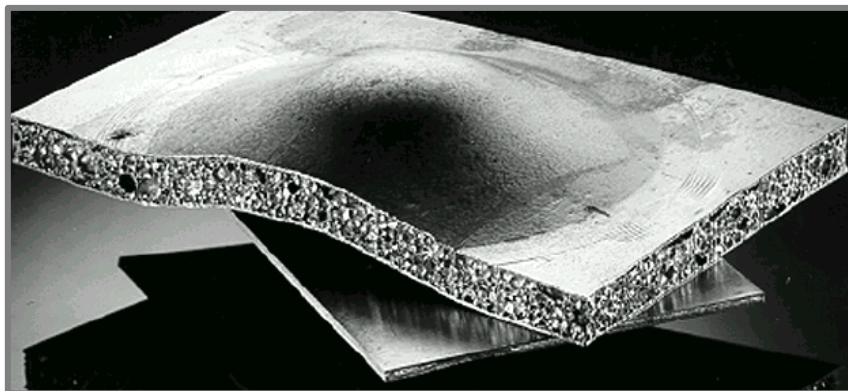
V současné době se pro tlumení velkých rázů mechanické energie (např. náraz automobilu) využívají především absorbéry ze speciálních profilů. Jejich hlavním účelem je disipace kinetické energie v průběhu rázového děje [1, 2]. Společným rysem absorbérů je snaha o rovnoměrné pohlcení energie rázového zatížení v čase při jejich současné deformaci. Obecně je možné tyto absorbéry dělit podle několika kritérií, například na elasticky (opakovaně) a plasticky (jednorázově) deformované. Mezi nejpoužívanější plasticky deformované absorbéry patří speciálně tvarované trubky a jekly z měkkých ocelí nebo hliníkových slitin [3, 4] (viz Obr. 1 a)). Změnou tvaru a použitého materiálu (tuhosti) lze tyto absorbéry přizpůsobit pro konkrétní využití. Výhodou je jejich nenáročná výroba.



Obr. 1 Příklady absorbérů energie – a) čtverhranný profil (jekl) i s deformací [2], b) plát porézní struktury honeycomb [4]

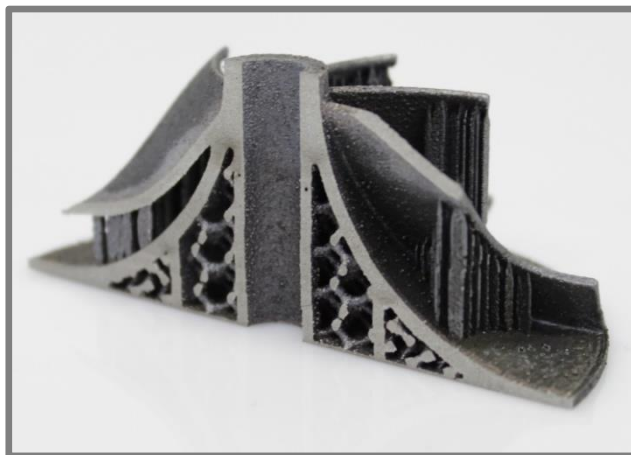
Pro vysoce specializované aplikace se využívají komponenty, které jsou přesně navrženy pro cílený druh deformace. Do této kategorie lze řadit porézní absorbéry tvořené pravidelně se opakující prostorovou strukturou. Jedná se například o kovové (většinou hliníkové) pěny [5, 6] nebo strukturu typu *honeycomb* [7] (viz Obr. 1 b)). Hliníkové pěny obsahují velký objemový podíl pórů naplněných plynem, který v případě rázového zatížení působí jako pružný člen. Charakteristickým znakem kovových pěn je velmi vysoká pórovitost 75-95 %. Vznik pórů není přesně řízen a porézní struktura je nepravidelná.

V některých případech jsou druhy absorbérů kombinovány pro dosažení vyššího absorpčního účinku a univerzálnosti použití absorbéru [8] (viz Obr. 2). Tím je především získána vyšší tuhost absorbéru jako celku oproti samostatnému využití porézního materiálu.



Obr. 2 Absorbér s porézním jádrem a okrajovými pláty plného materiálu [8]

Alternativní možností je využití strukturovaných dílů vyrobených aditivní technologií SLM. Tato technologie umožňuje využívat více druhů materiálu jako například slitiny Ti_6Al_4V nebo SS 316L. Pomocí technologie SLM je možné přesně řídit tvar strukturovaného materiálu a s tím související mechanické vlastnosti. Navíc lze touto technologií efektivním způsobem kombinovat absorbéry dvou typů (viz Obr. 3). V porovnání s využitím hliníkových pěn [9] lze takto zpracovávat více druhů kovových materiálů, jako jsou např. titanové slitiny nebo nástrojové oceli. Další výhodou je možnost výroby kotvicích prvků integrovaných přímo do strukturovaného materiálu (díry pro šrouby atd.).

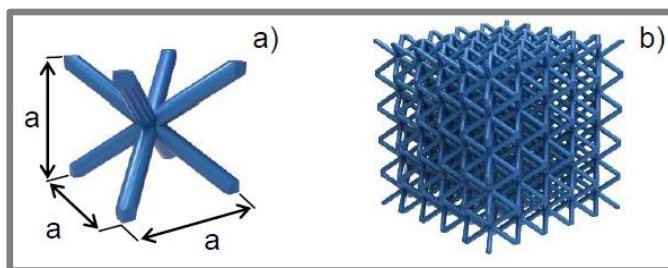


Obr. 3 Příklad částečně strukturovaného dílu vyrobeného technologií SLM

2. PŘEHLED SOUČASNÉHO STAVU POZNÁNÍ

Technologie Selective Laser Melting (SLM) je aditivní technologie umožňující výrobu kovových funkčních dílů, které nově nachází své uplatnění v leteckém, kosmickém a lékařském průmyslu. Pomocí této technologie je možné vytvářet díly s komplexní geometrií, která je běžnými metodami jen stěží dosažitelná [10]. Díky jemné mikrostruktúře výsledného materiálu, který se tvoří v dílech během procesu stavby, dosahují díly dobrých mechanických vlastností srovnatelných s konvenčními metodami (např. odlévání). Zároveň tato technologie umožňuje výrobu prutových struktur s dobrou geometrickou přesností.

Prutové struktury (viz Obr. 4) jsou tvořené různými konfiguracemi tenkých prutů (obvykle v rozmezí průměrů 0,5 – 2 mm a délek 2 až 8 mm) křížujících se v uzlových bodech [9, 11]. Tyto struktury je možné aplikovat jako výplň do objemových dílů pro zlepšení jejich mechanických vlastností nebo odlehčení.



Obr. 4 Prutová struktura BCC a) základní buňka b) struktura [33]

Strukturované díly navrhované pro absorpci energie se obvykle skládají ze strukturovaného jádra, které je ze stran kryté pláty plného materiálu. Pro takové uspořádání materiálu se na základě podobnosti vžilo označení „sendvič“ (viz Obr. 2). Sendvičové uspořádání je hojně využíváno právě díky rovnoměrnému rozložení působících sil na jádro při zatěžování povrchových ploch [7, 10].

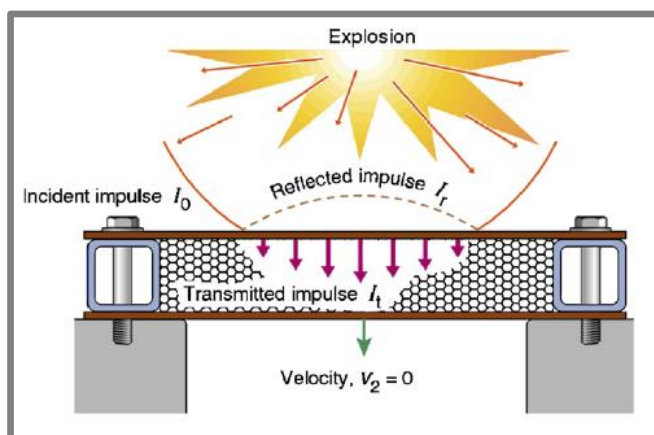
Aby bylo možné přesně řídit vlastnosti strukturovaných dílů při dynamickém zatížení, je vhodné vytvořit výpočtový model, který predikuje průběh deformace při zatížení nárazem. Tento model obsahuje poznatky o vlastnostech struktur získané mechanickým testováním. Pro popis mechanických vlastností mikro-prutové struktury je třeba provést tahové a tlakové testy strukturovaného materiálu. Z důvodů nákladného návrhu se provádějí zjednodušené experimenty a numerické simulace. Pro simulace se využívají softwary pracující s dynamickými MKP analýzami [12–14]. Tyto analýzy spočívají ve výpočtovém řešení interakcí rázových vln nebo pevných projektilů se sendvičovými bloky, které reflektují podmínky experimentů [15]. Pomocí simulace je možné provádět změny modelu geometrie a pozorovat jejich dopad na chování struktury bez nutnosti její výroby.

Následující kapitola se hlouběji zabývá rozбором experimentálních studií dynamického zatěžování doplněných o MKP simulace.

2.1. Nárazový test (impact test) a MKP simulace

Vytvářením návrhu nového typu absorberu energie se zabývali **Dharmasena et al.** (2008) [7]. Zkoumali chování kovových bloků při výbuchu TNT. Testované bloky byly koncipovány podobně jako výše zmíněný sendvičový kompozit. Pro výplň jádra byla použita struktura honeycomb z austenitické nerezové oceli. Bloky byly testované pro výbuchy o třech různých intenzitách.

Součástí výzkumu bylo vytvoření MKP simulací průběhu zatížení testovaného bloku. V softwaru ABAQUS/Explicit byla provedena trojrozměrná dynamická simulace efektu rázové vlny působící na povrch bloku testovaného materiálu (viz Obr. 5).



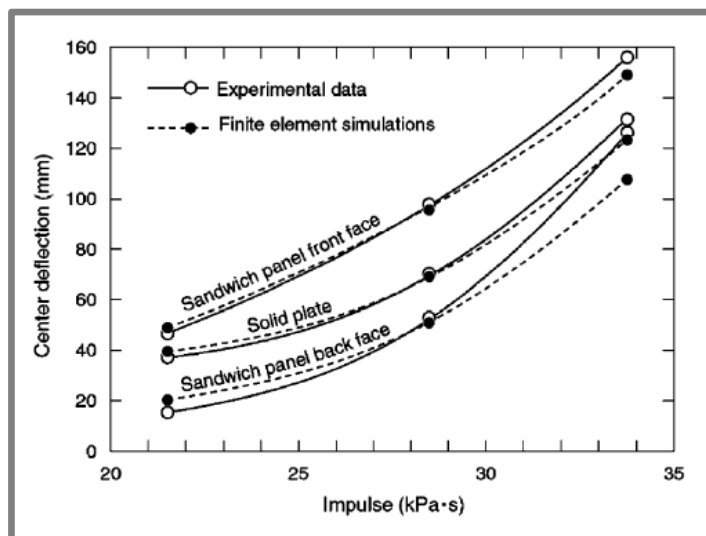
Obr. 5 Schéma dopadu energetického impulzu na blok se strukturovanou výplní [7]

Přesnost okrajových podmínek numerické simulace měla zásadní vliv na kvalitu získaných výstupů, a proto bylo třeba vytvořit úlohu přesně popisující průběh experimentu. Tyto požadavky se promítly do nastavování vstupních parametrů, ze kterých vzešly následující podmínky:

- K vytvoření polygonální sítě krajních plátů bylo užito elementů typu *eight-node linear brick*.
- Každý plát byl rozdělen pěti elementy napříč jeho průřezem.
- K vytvoření polygonální sítě jádra bylo užito elementů typu *four-node shell*.
- Z důvodů rozdílných topologií jádra a plátů byly díly modelovány zvlášť a následně spojeny v sestavu.
- Spojení dílů v jeden blok umožnila vazba dokonalého sváru (vetknutí).
- Podpory pro fixaci vzorku byly modelovány jako dokonale tuhá tělesa.

- Okraje obou plátů byly zvažovány jako vetknuté do příslušných podpůrných struktur.
- Kontaktní vztahy mezi jádrem a pláty byly zvažovány bez tření (*frictionless*).
- Kritérium zohledňující hraniční mez napětí, při kterém dochází k poškození elementů, nebylo v modelu definováno.
- Zatížení rázovou vlnou bylo aplikováno časově proměnnou funkcí s působištem na čelní ploše bloku.

Porovnáním deformací čelní i zadní plochy sendvičového bloku byla zjištěna jistá shoda experimentu a MKP analýzy (viz Obr. 6). Ze srovnání maximálních průhybů čelního i zadního plátu se dá usuzovat, že bloky se strukturovaným jádrem mají jistý potenciál působit jako absorbéry energie. Výrazně nižší průhyb zadního plátu značí pohlcení velké části energie při deformaci jádra.



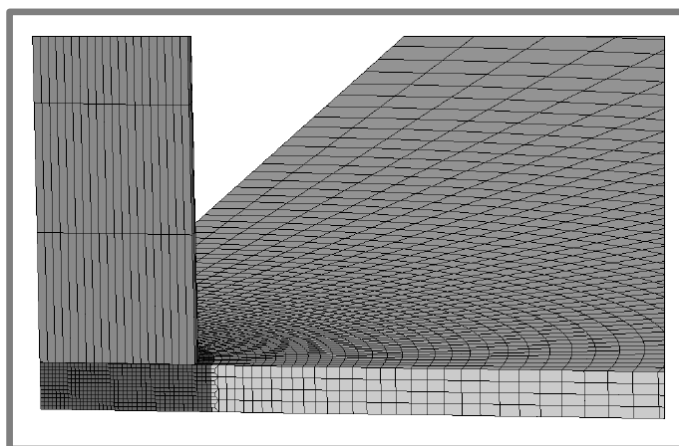
Obr. 6 Graf porovnání experimentu a simulace deformace bloku v závislosti na velikosti impulzu [7]

Autoři práce dále zmiňují, že pro dosažení přesnějších výsledků MKP simulace je potřeba provést detailní studii týkající se okrajových podmínek (např. upnutí hran plátů). Dále zmiňují, že softwarový model by měl obsahovat kritérium zohledňující mez poškození elementů plátů i jádra.

Podobnou problematikou v oblasti MKP se zabývali i **Grytten et al.** (2007) [7]. Předmětem jejich studie se staly nárazy a perforace hliníkových plátů válčovým projektilem. Studovali především zatěžování při nízkých rychlostech (do $15,79 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$) za účelem lepšího porozumění fyzikálních procesů probíhajících v materiálu. Experimentálně získané výsledky byly doplněny o nelineární MKP simulaci v softwaru LS-DYNA a porovnány.

Okrajové podmínky byly definovány ekvivalentním způsobem jako v předcházející studii a byly dále doplněny o následující poznatky:

- Z důvodů zjednodušení početní náročnosti úlohy bylo využito čtvrtinové symetrie modelu.
- Byly zavedeny okrajové podmínky symetrie.
- Došlo k lokálnímu zjemnění polygonální sítě v místě kontaktu plátu s projektilem (viz Obr. 7).



Obr. 7 Příklad použití čtvrtinové symetrie modelu a lokálního zjemnění polygonální sítě [19]

Pro zpřesnění numerického výpočtu byl do simulace zanesen model materiálu, který vhodně vystihoval skutečný průběh deformačního odporu v závislosti na deformaci. Model založený na hypoelastickém-viskoplastickém chování byl odvozen z modifikované verze modelu Johnson-Cooka [14, 16–20] (viz rovnice 2–1 až 2–5). Johnson-Cookův model materiálu je dán vztahem:

$$\sigma_{eq} = (A + B\varepsilon_p^n)(1 + C \ln(\dot{\varepsilon}^*))(1 - (T^*)^m) \quad [MPa] \quad (2-1)$$

kde A , B , C , n a m představuje experimentálně stanovené parametry:

A	[MPa] mez kluzu
B	[MPa] modul zpevnění (<i>hardening modulus</i>)
C	[-] koeficient citlivosti na rychlost deformace (<i>strain rate sensitivity coefficient</i>)
n	[-] exponent zpevnění (<i>hardening coefficient</i>)
m	[-] teplotní koeficient odpevnění (<i>thermal softening coefficient</i>)

kde T^* je homologická teplota stanovená jako:

$$T^* = 0 \text{ pro } T < T_0 \quad (2-2)$$

$$T^* = \frac{T-T_0}{T_m-T_0} \text{ pro } T_0 < T < T_m \quad (2-3)$$

$$T^* = 1 \text{ pro } T > T_m \quad (2-4)$$

T_0 [K] teplota okolí (referenční teplota)
 T_m [K] teplota tavení

kde $\dot{\varepsilon}^*$ je rychlost deformace stanovená jako:

$$\dot{\varepsilon}^* = \left(\frac{\dot{\varepsilon}_p}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \quad (2-5)$$

$\dot{\varepsilon}_0$ [s⁻¹] referenční rychlost přetvoření (nejčastěji je uvažována 1 s⁻¹)
 $\dot{\varepsilon}_p$ [s⁻¹] rychlost přetvoření (*strain rate*)
 ε_p [-] plastické přetvoření

První část rovnice modelu (první závorka) uvažuje ovlivnění plastickým přetvořením. Druhá (druhá závorka) vyjadřuje ovlivnění rychlostí deformace a třetí (třetí závorka) ovlivnění teplotními změnami. Při velmi nízkých rychlostech je možné druhou a třetí část zanedbat a považovat je v rovnici za rovny jedné.

K získání materiálových konstant bylo třeba udělat řadu tahových zkoušek s osově symetrickými vzorky, které byly odebrány ve třech různých směrech hliníkových plátů. Experimentálně získané výsledky byly užity kalibrací modifikovaného modelu materiálu Johnson-Cooka. Aplikovaný model však nezahrnoval anizotropii zjištěnou u materiálu. Konstanty pro zahrnutí anizotropie mohou být získány provedením **Taylorova testu**.

Model materiálu byl doplněn o tzv. kritérium poškození (*failure criterion*) (viz rovnice 2-6 a 2-7). V takovém případě model předpokládá, že poškození se akumuluje v jednotlivých elementech během plastické deformace, která se urychluje bezprostředně potom, co poškození dosáhne kritické hodnoty. Kritérium poškození koncipováno podobně jako modelu materiálu je potom dáno vztahem:

$$\varepsilon^f = (D_1 + D_2 e^{D_3 \sigma^*}) (1 + D_4 \ln|\dot{\varepsilon}^*|) (1 + D_5 T^*) \quad [-] \quad (2-6)$$

kde D_1, D_2, D_3, D_4 a D_5 jsou materiálové konstanty [21]:

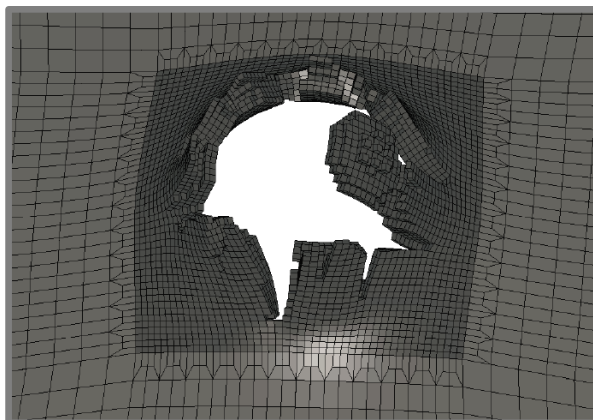
D_1, D_2, D_3, D_4 a D_5 [-] konstanty deformačního přetvoření (*fracture strain*)

kde σ^* je hodnota trojosé napjatosti stanovená jako:

$$\sigma^* = \frac{\sigma_m}{\sigma_{eq}} \quad (2-7)$$

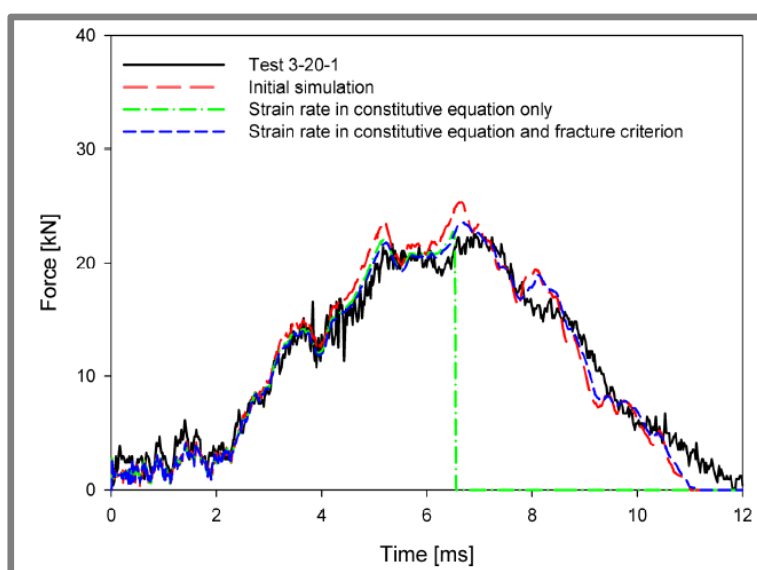
σ_m [MPa] hodnota středního napětí
 σ_{eq} [MPa] napětí Johnson-Cookova vztahu

Implementací modelu s kritériem poškození do MKP simulace bylo zajištěno, že po dosažení kritické hodnoty poškození dojde k vytržení a odstranění elementů z polygonální sítě (viz Obr. 8).



Obr. 8 Porušení polygonální sítě po průniku projektilu [22]

Mimo množství absorbované energie byly naměřeny a vypočítány velikosti síly reakce ve vazbách, změna rychlosti projektilu po dopadu nebo míra deformací v různých osách. Z následného porovnání experimentu s numerickou simulací je patrné, že použitím výpočtů se zahrnutím vhodného modelu materiálu s příslušným kritériem poškození je možné dosáhnout zpřesnění výsledků (viz Obr. 9).



Obr. 9 Graf znázorňující dosažení rozdílných výsledků při zahrnutí modelů materiálu a kritérií poškození [16]

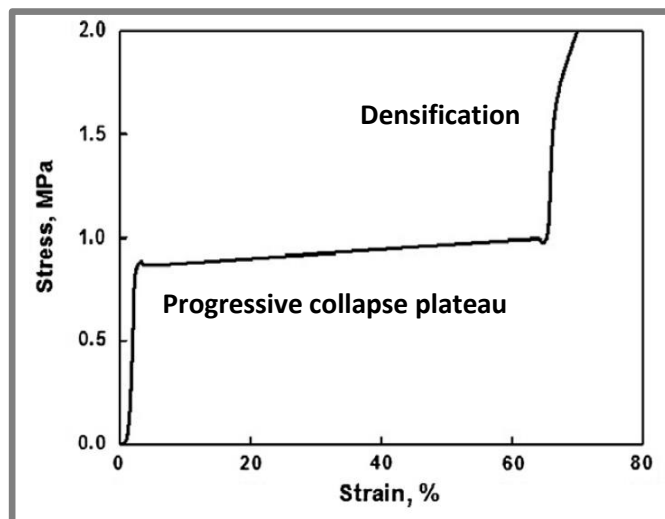
Mohammed et al. (2012) navázali výzkumem vlivu poškození nízko-rychlostního nárazu na sendvičové panely tvořené z pěnových kompozitních materiálů [22]. Experimentální testy byly prováděny pádovým zařízením (do $5 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$). Pro porovnání byly vytvořeny numerické simulace v softwaru ABAQUS/Explicit.

V softwarové simulaci byly nastaveny okrajové podmínky podobně jako u výše zmíněných studií, avšak pro vytvoření polygonální sítě bylo použito rozdílných typů elementů:

- Pro pláty byly použity elementy typu *shell R4S*.
- Pro jádro byly použity elementy typu *solid C3D8R*.

Z důvodů rozdílných principů deformací porézního jádra při zatěžování nebylo možné aplikovat stejný model materiálu jako na plát plného materiálu. Proces deformace pěnového jádra v závislosti na zatěžujícím napětí je možné dělit do dvou úseků (viz Obr. 10). Zpočátku nárazu působí energie na plochu plátu, pod kterou se deformuje porézní jádro. V této oblasti zůstává hodnota napětí přibližně stejná, zatímco hodnota deformace se zvětšuje (*progressive collapse plateau*). K tomuto jevu dochází z důvodu výskytu velkého množství bublin, které se v průběhu deformace bortí. Když se deformace zvětší natolik, že dojde ke zhroucení všech bublin, začne se rapidně zvyšovat hodnota napětí (*densification*). S ohledem na tyto vlastnosti byl zvolen model materiálu jádra.

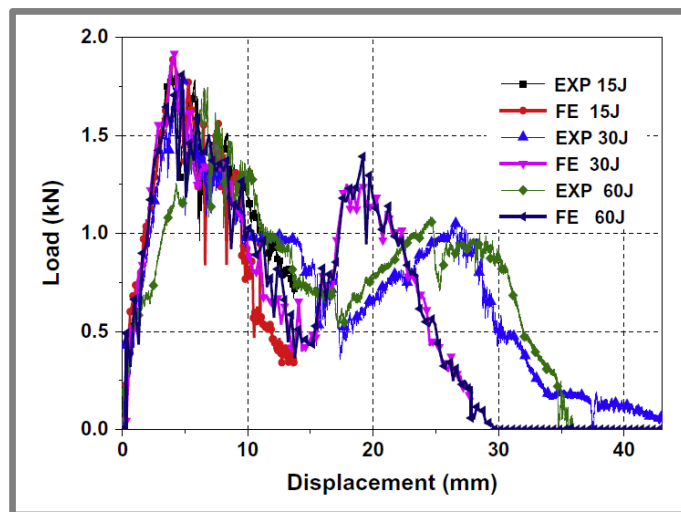
Jádro bylo modelováno jako elasticko-plastický materiál, kterému byl v elastické oblasti přiřazen model *elastic isotropic*. Oblast plastického chování



Obr. 10 Křivka znázorňující deformaci v závislosti na napětí při tlakovém testu polymerní pěny [24]

materiálu byla definována modelem materiálu *crushable foam* s kritériem poškození *crushable foam hardening*. Toto chování bylo stanoveno na základě jednoosého kompresního testu (viz Obr. 10).

Získaná data o průběhu zatěžování, maximálním zatížení a absorpci energie byla použita k porovnání experimentu s numerickou simulací. Porovnání dat bylo provedeno pro několik hladin nárazové energie (15 J, 30 J a 60 J) (viz Obr. 11).



Obr. 11 Porovnání experimentu a numerického výpočtu pro různé energetické hladiny nárazu [24]

Experiment i numerický výpočet strukturovaného bloku vykazoval stejné chování při poškození pro všechny testované energetické hladiny. Nicméně v průběhu nárazu indentoru došlo k dělení jednotlivých vrstev materiálu mezi jádrem a pláty, což by v simulaci mělo být do budoucna zahrnuto. Také tvar poškození se v numerické simulaci jevil více symetrický než při experimentu.

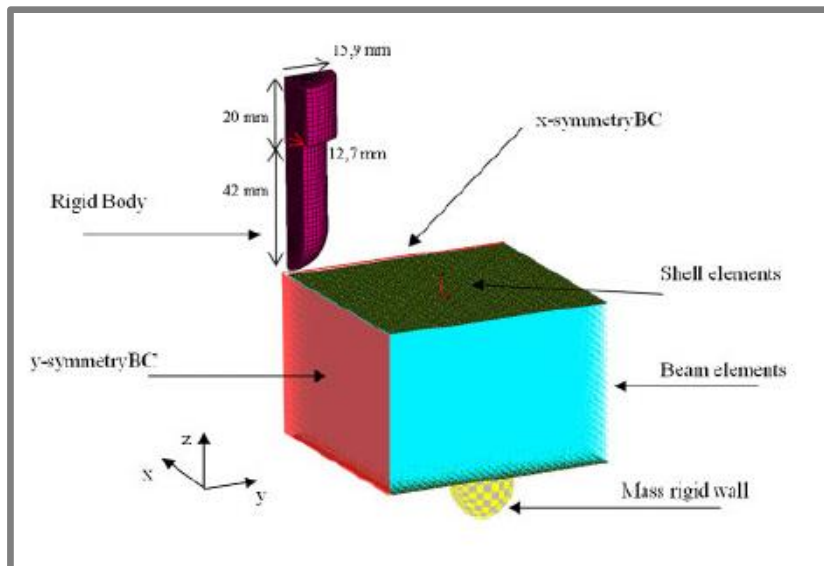
Další možnou aplikací sendvičových bloků s porézními jádry je letecký průmysl (nádrže, křídla). Jsou zde využívána jádra sestavená ze struktury typu honeycomb. Nevýhodou této struktury je vznik uzavřených prostor, pokud je použita jako výplňový materiál (podobně jako u kovových pěn, *close cells*). Tyto prostory mají tendenci při dynamickém zatížení působit jako pružný člen, což může být nežádoucí.

Podobnou problematikou se zabývali i **Labeas et al.** (2013). Zaměřili se na nízkorychlostní testování sendvičových kovových bloků vyplněných prutovou strukturou typu BCC vyrobených technologií SLM. Experimenty prováděné na pádovém zařízení byly doplněny o MKP simulace [23]. Výsledky získané MPK výpočtem byly porovnány s experimentálními daty.

Prutová jádra testovacích vzorků byla vyrobena z nerezové oceli SS316L a okrajové pláty z karbonového epoxidu. Při vytváření modelu materiálu strukturovaných vzorků byl zohledněn vliv výrobní technologie SLM na mechanické vlastnosti výsledného dílu – byly provedeny mechanické testy strukturovaného materiálu.

Numerická simulace nárazového testu byla provedena v explicitním MKP řešiči PAM-Crash s následujícími okrajovými podmínkami (viz Obr. 12):

- Prutová struktura jádra byla vytvořena nosníkovými elementy typu *beam*.
 - U silně zatížených oblastí byly použity 4 prvky typu *beam* na prut.
 - U méně zatížených oblastí byly použity 2 prvky typu *beam* na prut.
 - Do simulace byl pro jádro zaveden model materiálu *bilinear plasticity*.
 - Na pláty sendviče byla aplikována polygonální síť *layered shell 163* prvků.
 - Pro jádro z prutové struktury byl definován sebe-protínající kontakt *type 46*.
 - Mezi indentorem a horním plátem bloku byl definován kontakt *type 33*.
- Použití modelu se neobešlo bez kalibrace vstupních parametrů.

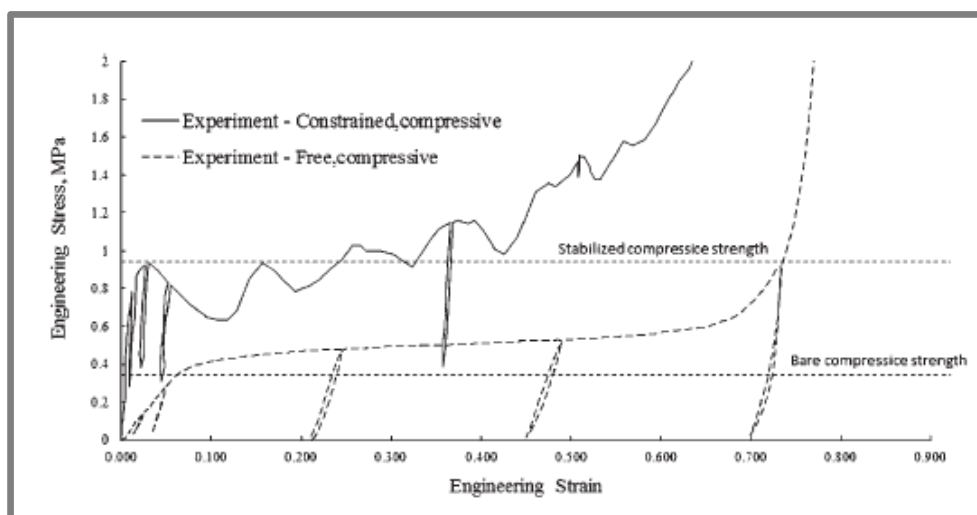


Obr. 12 Model nárazového testu při použití čtvrtinové symetrie (PAM-Crash) [23]

Pro významné zkrácení výpočetních časů byl vytvořen ještě jeden numerický model obsahující homogenizované jádro modelované jako plný materiál s vlastnostmi struktury. K jeho modelování bylo využito softwaru LS DYNA. Okrajové podmínky i modelované povrchové pláty zůstaly zachovány. Došlo k obměně materiálových modelů:

- Jako model materiálu plátů sloužil model *Mat-54* s příslušným kritériem poškození.
- Jádro bylo modelováno jako plný materiál s polygonální sítí typu *solid 164*.
- Jako modelu materiálu jádra byl zvolen typ *Mat-26 (Honeycomb)*.

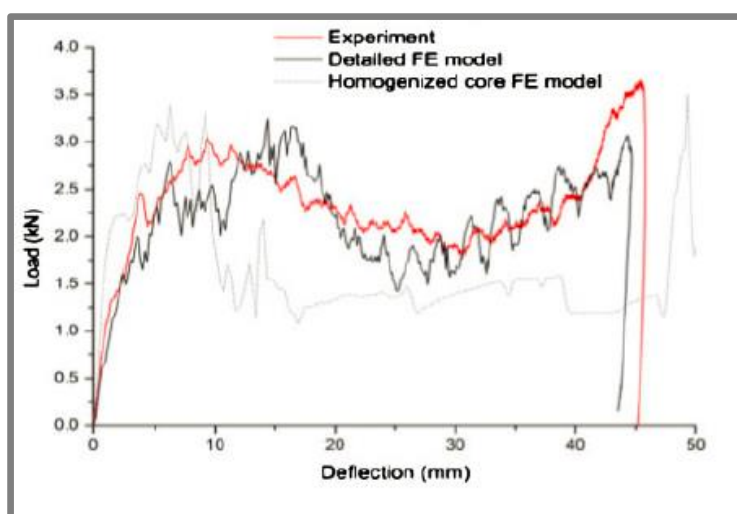
Před provedením samotného experimentu byly provedeny tlakové zkoušky (viz Obr. 13) a zkoušky na stříhové zatížení jednoho z porézních jader (20 x 20 x 20 mm). Křivka znázorňující deformaci v závislosti na napětí byla stejná v osách x , y i z . Hodnoty smykového napětí byly stejné v rovinách xy , xz a yz . Na základě těchto křivek byl zvolen model materiálu a získaná data do něj byla implementována.



Obr. 13 Graf tlakové zkoušky struktury BCC [23]

Na závěr byly porovnány experimentální hodnoty obou způsobů simulace (viz Obr. 14). Zatímco jádro modelované jako prutová struktura vykazuje srovnatelné hodnoty s experimentem, homogenizované jádro se značně odchyluje.

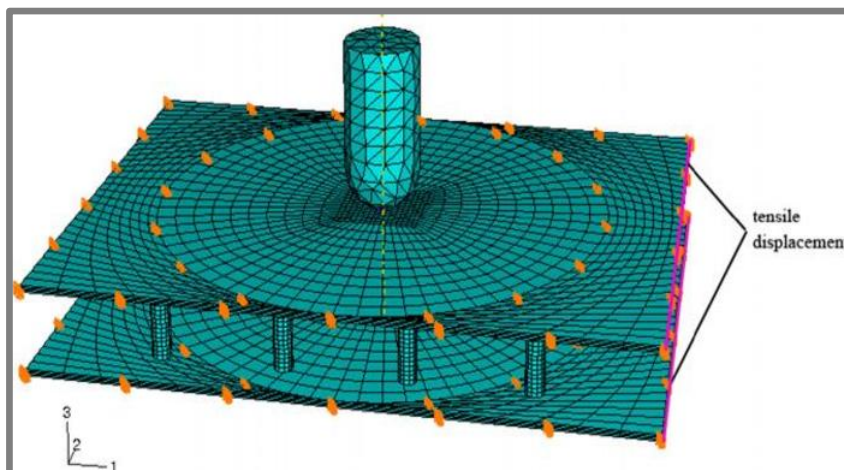
Alternativní přístup zjednodušené tvorby porézního jádra použili **Mohammed et al.** (2014) [24]. Zabývali se nárazovým testováním sendvičových bloků laminátových pěn při různých rychlostech zatěžování. Účelem testů bylo zjištění mechanických vlastností tohoto materiálu pro aplikace v letectví a kosmonautice. Pro



Obr. 14 Porovnání experimentálních a vypočítaných deformací bloku s BCC jádrem [23]

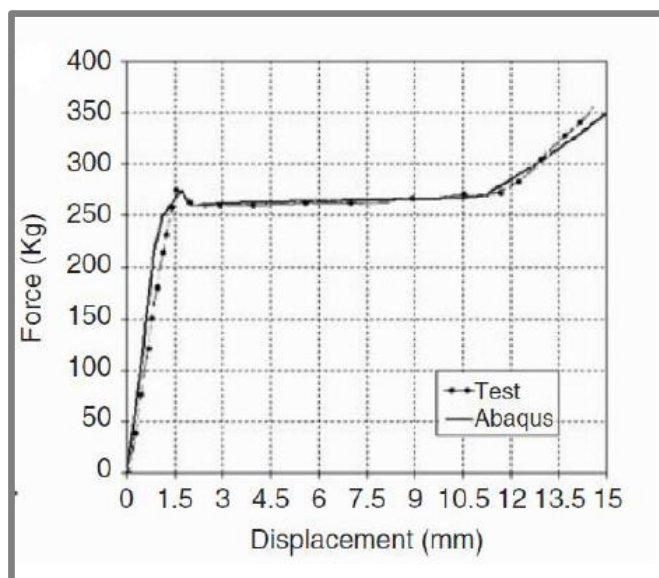
zjišťování vlastností bylo využito numerické simulace softwaru ABAQUS a experimentu.

Porézní jádro zde bylo modelováno jako sestava vertikálních válcových nosníků spojujících oba krajní pláty (viz Obr. 15). Těmto nosníkům byly přiřazeny vlastnosti odpovídající ekvivalentní pěnové výplni.



Obr. 15 Model simulace softwaru ABAQUS při použití zjednodušené výplně [24]

V průběhu studie bylo zjištěno, že mechanické vlastnosti materiálu jsou silně závislé na rychlosti zatěžování (*loading rate*). V případě quasi-statického (viz Obr. 16) zatížení má laminátová pěna tvárné chování, avšak v případě prudšího nárazu (pádové zařízení $4-8 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$) se může chovat velmi křehce.



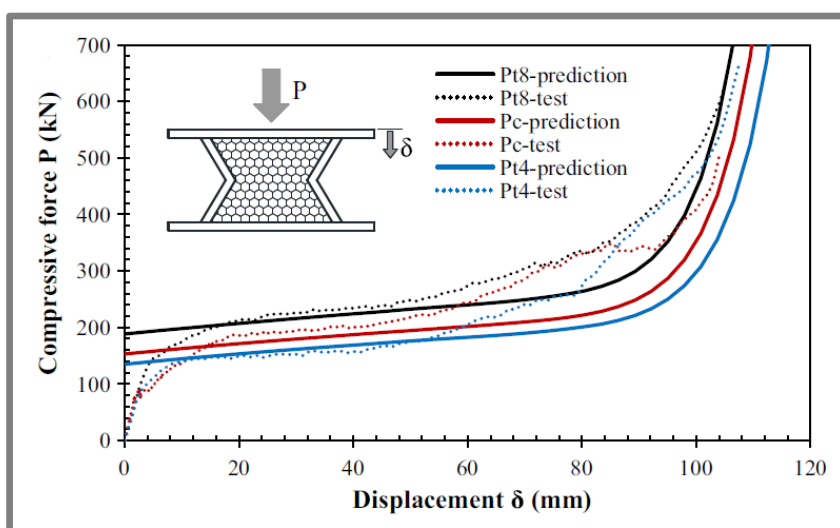
Obr. 16 Křivka zatěžování pěny v jednom směru kvazistatickou rychlostí [24]

Numerické výpočty byly během testů použity ve snaze predikovat experimentální děj při různých velikostech nárazových energií.

Studie opět zahrnovala jednoosé kompresní testy definované normou ASTM D5308. Na základě těchto testů byl do MKP simulace zanesen model materiálu *crushable foam material*. Z důvodů poškození vznikajících v kontaktních plochách mezi jádrem a pláty byl model doplněn o kritérium poškození popisující výskyt různých druhů poruch.

Wang et al. (2017) testovali bloky kovových materiálů pro možnosti absorpce energie při výbuchu [14]. Tyto bloky byly tvořeny porézní pěnou na bázi hliníku. Hliníková pěna byla uzavřena mezi ohýbané ocelové pláty. Měly být umístěny mezi výbuchu odolnou fasádu budov a základové zdivo k absorpci energie při výbuchu a ke snížení přenášeného zatížení do zdiva budovy. Schopnost absorpce energie byla nejprve experimentálně testována pro kvazistatické kompresní zatěžování.

Kromě experimentu byl vytvořen i analytický model popisující křivku závislosti zatížení na deformaci. Materiálové vlastnosti kovové pěny a plátů byly zjištěny tahovou zkouškou (*tensile coupon test*) a jednoosou tlakovou zkouškou. Predikce provedená pomocí analytického modelu byla srovnána s experimentálně získanými daty (viz Obr. 17).

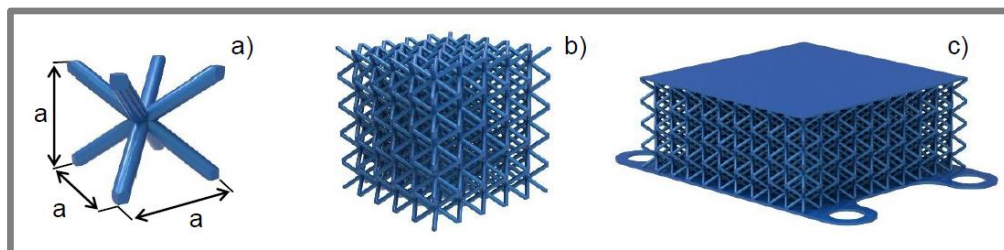


Obr. 17 Srovnání výsledků analytické predikce a experimentu [14]

Po přezkoumání křivky *zatěžující síla – deformace* je patrné, že materiál vykazuje tři režimy různých deformací. Jsou to v pořadí oblast elastické deformace, plastické deformace a oblast zhušťovací (*densifikation*) fáze hliníkové pěny. Díky tvrdnutí zhuštěného materiálu v poslední fázi vykazují všechny síly postupný růst. Tlaková síla rázově vzroste po dosažení zhuštění pěny v plném rozsahu. Tento proces znamená, že bylo dosaženo maximální kapacity pohlcení energie.

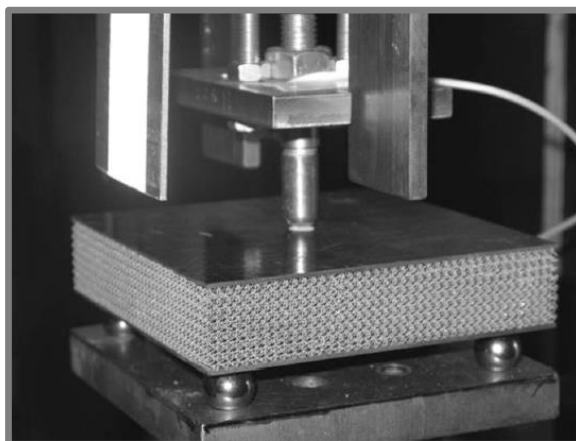
2.2. Procesní parametry Selective Laser Melting

Selective laser melting je aditivní technologie schopna vytvářet kovové díly velmi s komplexní geometrií [25]. Specifickou skupinou takových dílů jsou odlehčené příhradové struktury, které jsou tvořeny pravidelným opakováním základní buňky (viz Obr. 18 a)). Takové struktury bývají zpravidla prutové, např. struktura BCC (viz Obr. 18 b) a c)), ale mohou mít i složitý tvar, který vychází z matematických funkcí – např. „gyroid“ [10].



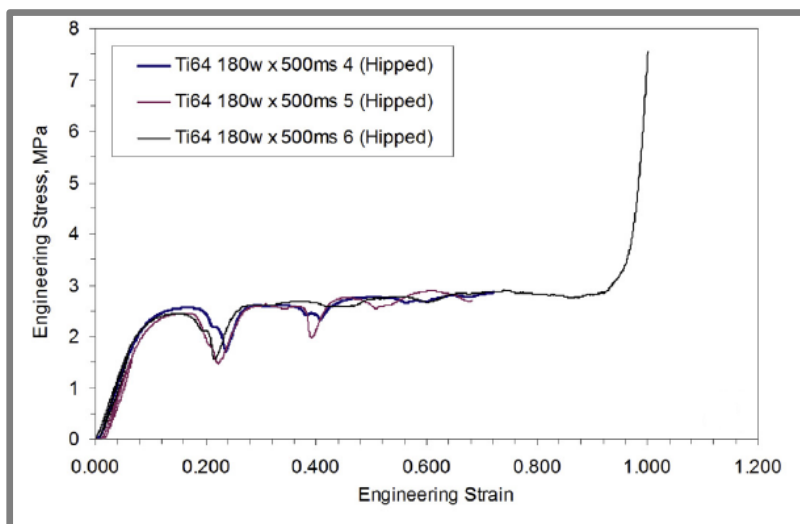
Obr. 18 a) základní buňka BCC struktury, b) vzorek pro test procesních parametrů, c) vzorek pro nárazový test [33]

Náhradou porézních jader alternativními prutovými strukturami (*open cells*) se zabývali **Mines et al.** (2013) [11]. Ve své studii se věnovali nízko-rychlostnímu pádovému testování panelů kovových struktur vyrobených technologií SLM. Hlavním důvodem testování bylo zjištění vlivu procesních parametrů na mechanické vlastnosti. Vzorky vyrobené ze slitiny titanu Ti_6Al_4V a nerezové oceli SS316L byly opět tvořeny jako sendvičový panel se strukturovaným jádrem uvnitř (viz Obr. 19). Předmětem jejich zájmu se stala prutová struktura typu BCC (*body centred cubic*).



Obr. 19 Detail impact testeru s blokem materiálu obsahujícím strukturované jádro [11]

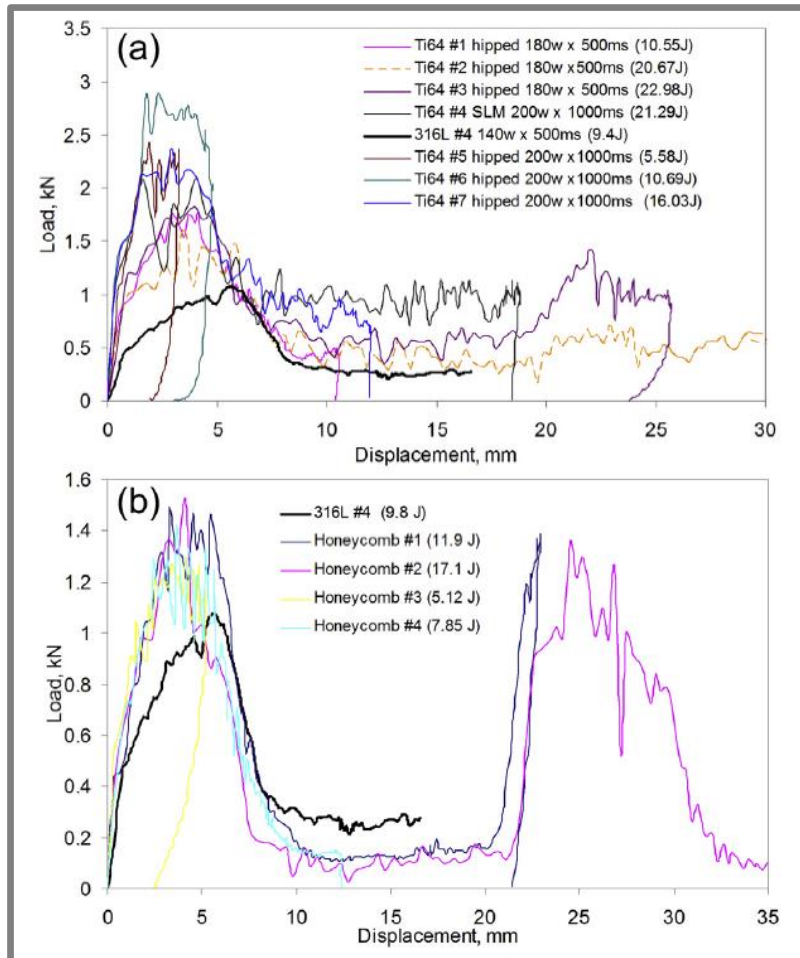
Podobně jako u výše zmíněné studie byla provedena tlaková zkouška (kostky o délce strany 20 mm), při které bylo zjištěno obdobné dvojí chování deformace v závislosti na napětí jako u porézní pěny (viz Obr. 20).



Obr. 20 Křivka zatěžování pěny v jednom směru kvazistatickou rychlostí [11]

Po provedení pádové zkoušky a vyhodnocení výsledných hodnot bylo zjištěno, že struktury vykazují v určitých ohledech srovnatelné vlastnosti (viz Obr. 21). Autoři uvádějí, že volbou optimálních procesních parametrů během stavby by prutová struktura BCC mohla vykazovat vyšší hodnoty mechanických vlastností. Jedná se zejména o ty, které ovlivňují rozměrovou přesnost, kvalitu povrchu, reziduální napětí, a mikrostrukturu materiálu. Zmiňují také nutnost lepšího pochopení rychlosti deformace materiálu (*strain rate*) a modifikace geometrie struktury ke zvýšení nárazové odolnosti.

Hodnoty použitých procesních parametrů výroby mají jednoznačně vliv na hodnoty mechanických vlastností výsledné struktury při nárazovém zatížení.



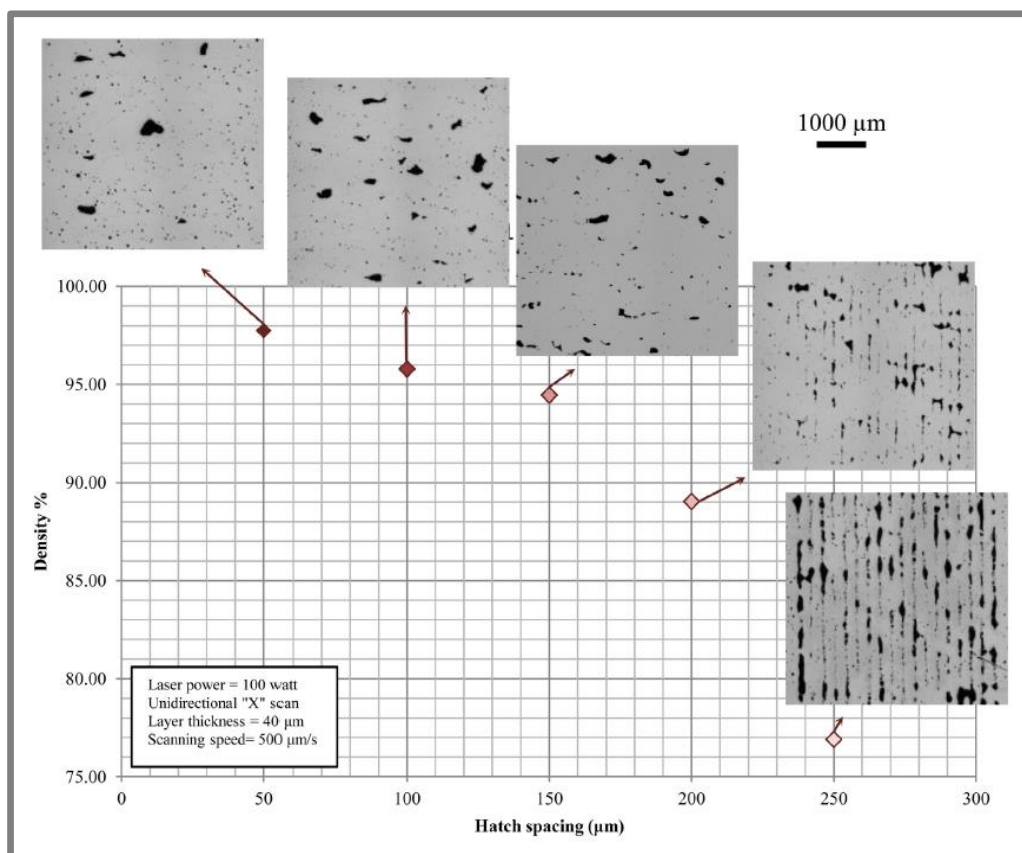
Obr. 21 Porovnání míry deformace bloků s jádrem a) obsahujícím prutovou strukturu vyrobenou SLM, b) se strukturou typu honeycomb [11]

Vlivem procesních parametrů na mechanické vlastnosti vyráběné součásti se zabývali **Vrána et al.** (2016) [10]. Z jejich práce vyplývá, že volbou vhodných procesních parametrů může být dosaženo vyšší tvarové přesnosti a lepšího stupně protavení stavěného dílu. Zároveň však zdůraznili, že jde o komplikovaný proces, neboť do technologie SLM vstupuje velké množství parametrů. Jde například o rychlost skenování, výkon laseru, skenovací strategii, šířku nanášených vrstev, podmínky pracovní atmosféry a kvalitu použitého materiálu.

Podobnou problematiku řešili **Aboulkhair et al.** (2014) [25]. Zaměřili se na optimalizaci procesních parametrů vedoucích k redukci porosity u dílů vyrobených z hliníkové slitiny AlSi₁₀Mg. Bylo vyrobeno několik sérií vzorků s různými procesními parametry. Tyto vzorky byly dále podrobeny nejrozličnějším analýzám (např. skenování elektronovým mikroskopem) a na jejich základě bylo usuzováno o vhodnosti daných parametrů (viz Obr. 22).

Tímto způsobem bylo stanoveno okno optimálních hodnot několika zásadních procesních parametrů. Nejlepší kombinace byla stanovena hodnotami pro rychlost skenování $500 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$, vzdálenost linií laseru (*hatch spacing*) $50 \mu\text{m}$, výkon laseru

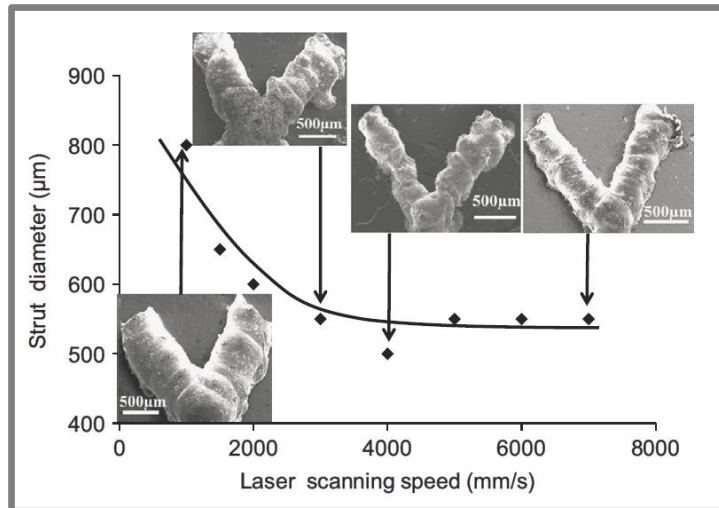
100 W a tloušťku nanášené vrstvy 40 μm . S využitím těchto parametrů a skenovací strategie s názvem *pre-sinter* bylo dosaženo relativní hustoty $99,77 \pm 0,08$ %.



Obr. 22 Efekt změny vzdálenosti linií laseru (hatch distance) na hustotu/porozitu [26]

Autoři práce však dodávají, že podobných hodnot relativní hustoty lze dosáhnout i při zvýšení výkonu laseru na 200 W podobně jako v práci **Thijs et al.** (2012) [26]. V takovém případě je však nutná korekce dalších procesních parametrů, aby došlo k optimálnímu stupni protavení základového materiálu. Působení nedostatečného nebo naopak příliš velkého stupně tavení by mělo za následek vznik dalších pórů (*metallurgical, keyhole pores*) a pokles hustoty.

Na výzkum navázali **Qiu et al.** (2015) [27], kteří se zaměřili na optimalizaci procesních parametrů prutových struktur vyrobených z $\text{AlSi}_{10}\text{Mg}$ metodou SLM. Předmětem jejich optimalizace se staly parametry skenovací rychlosti a výkonu laseru. Byla vyrobena série vzorků, u nichž byly sledovány vyrobené tloušťky prutů (viz Obr. 23), morfologie a vnitřní porozita v závislosti na změně parametrů.



Obr. 23 Změna průměru prutu se změnou skenovací rychlosti (výkon laseru 400 W, specifický průměr 300 µm) [27]

Podobně jako u výše zmíněné studie byla za použití mikroskopů a mikro-CT provedena následná analýza struktur, ze které vyplynuly následující poznatky:

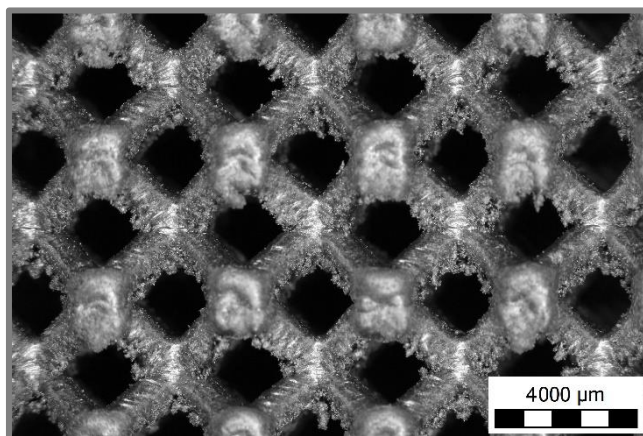
- Při konstantní skenovací rychlosti ($7000 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$) se průměr vyrobených prutů lineárně navyšoval s rostoucím výkonem laseru.
- Zvyšování energie laseru vede ke zvětšování tavné lázně, což vysvětluje zvětšení průměru prutu. Průměry se od jmenovitého (300 µm) lišily v rozmezí -40 µm (při 150 W) do $+200 \text{ µm}$ (při 400 W).
- Při konstantní skenovací rychlosti ($7000 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$) dochází se změnou výkonu laseru i ke změně porosity. Zatímco pro výkon 150 W obsahovaly vyrobené pruty relativně malé množství pórů ($0,08 \%$, pouze vnitřní porozita), tak pro výkon 200 W a vyšší jejich porozita výrazně vzrostla.
- Při konstantním výkonu laseru 400 W a různých skenovacích rychlostech se ukázalo, že změna rychlosti nemá v rozsahu hodnot 3000 až $7000 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$ zásadní vliv na průměr prutu.
- Pro výkon laseru 400 W se ukázalo, že všechny pruty dosahují větších průměrů, než jsou navržené, přičemž pro rychlosti $3000 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$ a $4000 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$ se tvar prutů jeví jako nepravidelný.
- Pro výkon laseru 400 W vzniká v rozmezí skenovacích rychlostí 3000 až $5000 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$ v prutu vysoká porozita ($\sim 2,8 \%$).
- Deformace mřížové struktury se jeví jako homogenní, dokud není dosaženo maximální napětí, kdy se struktura začne hroutit při sérii smykových ohybů svírajících úhel 45° s osou zatěžování.

Z dosažených poznatků se tedy jako vhodné jeví procesní parametry stanovující výkon laseru na 150 W a rychlost skenování na $7000\text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$.

2.3. Mikro-prutová tělesa vyrobená technologií SLM

2.3

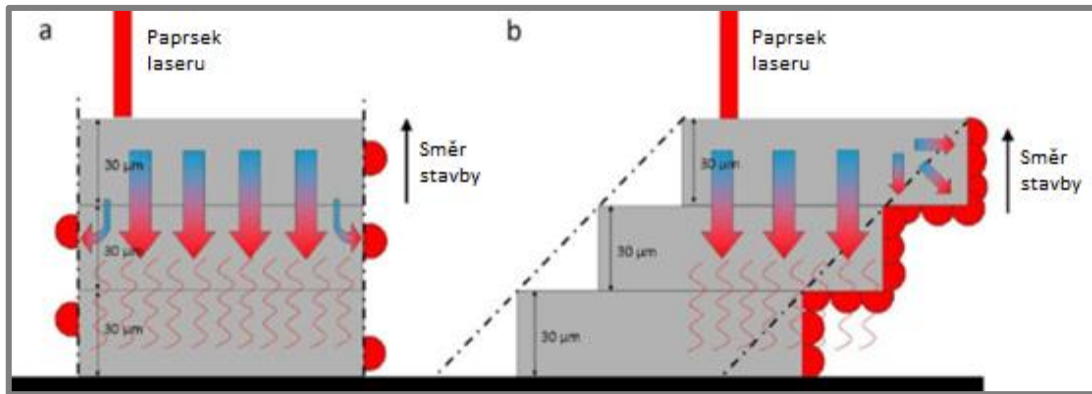
Při výrobě prutových těles technologií SLM se skutečný průměr prutů liší od nominálního průměru. Tento jev je kromě procesních parametrů [9, 26, 28, 29] (viz Obr. 23) způsobován také natavováním zrn prášku na spodní stranu prutů [30, 31] (viz Obr. 24) v důsledku přestupu zbytkového tepla do okolního kovového prášku. Výsledkem je prut s velmi hrubým povrchem, jehož průřez není kruhový ani konstantní po celé délce prutu.



Obr. 24 Detail zrn prášku přichycených na strukturu BCC

Pozn.: V závislosti na nastavení procesních parametrů bývá u tenkých (do 1,2 mm) hliníkových prutů průřez obvykle větší než nominální. Nemusí to však nutně platit po délce celého prutu. Vlivem nerovnoměrného natavení zrn stavebního materiálu může velikost průřezu prutu mírně kolísat. Zvláště pro nízké výkony laseru a vysoké skenovací rychlosti, jak zjistil **Qiu** ve své práci. S rostoucí energií laseru se také obecně zvyšuje množství nalepených částic.

K tomuto efektu dochází ve větší míře, je-li úhel mezi plochou stavěného dílu a platformou menší než 90° . Díly jsou stavěny tavením vrstvy po vrstvě na sebe nanášeného prášku. V tomto případě laser tavící novou vrstvu způsobí roztavení několika zrn prášku pod převislou částí vyráběného dílu (viz Obr. 25). Detailním porovnáním nominálního a reálného prutu prutových těles (z materiálu $\text{AlSi}_{10}\text{Mg}$) se ve své diplomové práci zabýval **Vrána** [10]. Z výsledků jeho práce vyplývá, že vzniklá rozměrová i geometrická odchylka způsobená společným působením nakloněné plochy a procesních parametrů může způsobit signifikantní změnu vlastností. Tyto nepřesnosti bylo tedy nadále nutno zahrnout ve výpočtech.



Obr. 25 Ilustrace přestupu tepla a stair-case efektu při rozdílných úhlech stavby a) 90° b) 45° [30]

3. ANALÝZA PROBLÉMU A CÍL PRÁCE

3

3.1. Analýza problému

3.1

Pro efektivní návrh absorberu energie je vhodné využít MKP simulaci predikující mechanické vlastnosti výsledného dílu při rázovém zatížení. K vytvoření podmínek simulace reflektujících experiment je třeba zahrnout velké množství faktorů, které mají dopad na výstupní hodnoty. Vstupní parametry vyžadují mimo definování okrajových podmínek také sestavení modelu materiálu, který určuje chování dílu při zatížení a deformaci. Materiálové konstanty pro sestavení modelu jsou získány mechanickým testováním.

Využitím mikro-prutových struktur vyrobených technologií SLM jako výplně absorberu dochází ke zvyšování náročnosti simulace. Aplikace těchto typů struktur vyžaduje provedení mechanických testů a rozměrových analýz se speciálními prutovými tělesy. Mechanické vlastnosti a tvar geometrie těchto struktur jsou velkou měrou závislé na volbě procesních parametrů. Pro vytvoření efektivní predikce chování strukturovaného materiálu je třeba dosáhnout vysoké shody mezi geometrií a vlastnostmi MPK modelu a skutečného tělesa.

S poměrně komplexní geometrií mikro-prutových struktur se také pojí velmi vysoké požadavky na výpočetní čas. To je způsobeno především komplikovanou polygonální sítí struktur, ale také kontakty mezi jednotlivými pruty, které vznikají v průběhu deformace struktury. V případě dynamických simulací s geometrickými modely o malých rozměrech (řádově několik desítek buněk) nedochází k zásadním obtížím. Pro výpočty s velkými geometrickými modely však musí být využito zjednodušení. V takovém případě může být geometrický model struktury nahrazen modelem plného materiálu o rozměrech ekvivalentních původnímu strukturovanému tělesu. Geometrickému modelu plného materiálu jsou přiřazeny mechanické vlastnosti nahrazené struktury. Tato modifikace výrazně zkrátí výpočetní čas, avšak zároveň poklesne přesnost dosažených výsledků [23].

3.2. Analýza, interpretace a zhodnocení poznatků z rešerše

3.2

Možnost využití aditivně vyráběných mikro-prutových struktur jako výplně absorberů energie s sebou přináší výhody řízení topologie vytvářených dílů. Díky tomu je možné přizpůsobit mechanické vlastnosti absorberu (zejména tuhost) pro široké spektrum aplikací.

Podle poznatků dosažených v člácích [12–16] lze usuzovat, jakým způsobem je nutné definovat podmínky pro vytvoření dynamické MKP simulace. Jde především o stanovení okrajových podmínek, použitého druhu a hustoty polygonální sítě, nastavení typů kontaktů mezi tělesy a použití modelu materiálu. Je třeba rozlišovat mezi modelem materiálu jádra a plátů, a pro reálné chování při nárazu je nutné doplnit kritérium poškození [17–20].

Jádro tvořené porézní strukturou vykazuje specifický druh chování při rázovém zatížení, které je třeba zavést do modelu [21]. Pro struktury typu *honeycomb* nebo

kovové pěny výpočetní softwary již zahrnují předdefinované modely materiálů [22, 23]. Tyto modely zvažují podobné chování materiálu při nárazovém zatížení jako prutové struktury.

Podle **Mohmmeda** je vhodným modelem pro penetraci porézních pěnových bloků model materiálu *Crushable foam material* s kritériem poškození popisujícím výskyt poruch mezi jádrem a pláty. Vstupní konstanty tohoto modelu lze dle autorů získat provedením jednoosých kompresních testů podle normy ASTM D5308.

Obdobně postupoval i **Labeas**, který pro vytvoření dynamické MKP simulace se zjednodušeným mikro-prutovým jádrem použil model materiálu z knihovny LS-Dyna *Mat-26 Honeycomb*. Vstupní hodnoty modelu materiálu získal provedením jednoosé kompresní zkoušky. Podobných výsledků lze také dosáhnout s využitím bilineárního (multilineárního) modelu materiálu. Vstupní hodnoty tohoto modelu materiálu lze získat na základě tahového testu.

MKP simulace dynamických dějů lze obecně provádět za použití jakéhokoli explicitního řešiče, přičemž LS-Dyna disponuje značně pokročilými možnostmi nastavování simulací a rozsáhlou knihovnou předdefinovaných modelů materiálů a doplňujících kritérií.

Podle **Minese** mají hodnoty procesních parametrů jednoznačně vliv na mechanické vlastnosti výsledné součásti. K predikci mechanických vlastností mikro-prutové struktury je nutné, aby vyráběné vzorky disponovaly stejnými vlastnostmi, jako jsou ty, které jsou zadávány do simulace. Použitím vhodných procesních parametrů může být dosaženo minimální odchylky vyrobených dílů od navržených [24, 26, 32]. **Qiu** stanovil okno optimálních procesních parametrů pro materiál $AlSi_{10}Mg$ při stavbě prutových struktur. Nejlepších výsledků bylo dosaženo s výkonem laseru 150 W a rychlostí skenování $7000\text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$.

3.3. Podstata a cíle diplomové práce

Hlavním cílem diplomové práce je vytvoření výpočtového modelu dynamické deformace mikro-prutové struktury typu BCC vyrobené technologií SLM z materiálu $AlSi_{10}Mg$. Vytvoření modelu vyžaduje provedení a vyhodnocení mechanických testů prutového materiálu a základní rozměrovou analýzu. Výsledky simulace budou experimentálně ověřeny pádovým testem. Porovnávacími kritérii budou průběh a velikosti sil reakce, rychlostí a deformace sledované v závislosti na čase.

Numerický model pádového děje bude také sloužit pro ověření fenoménů (např. zvětšování průměru prutu a jeho eliptický tvar) na výrobu mikro-prutové struktury technologií SLM.

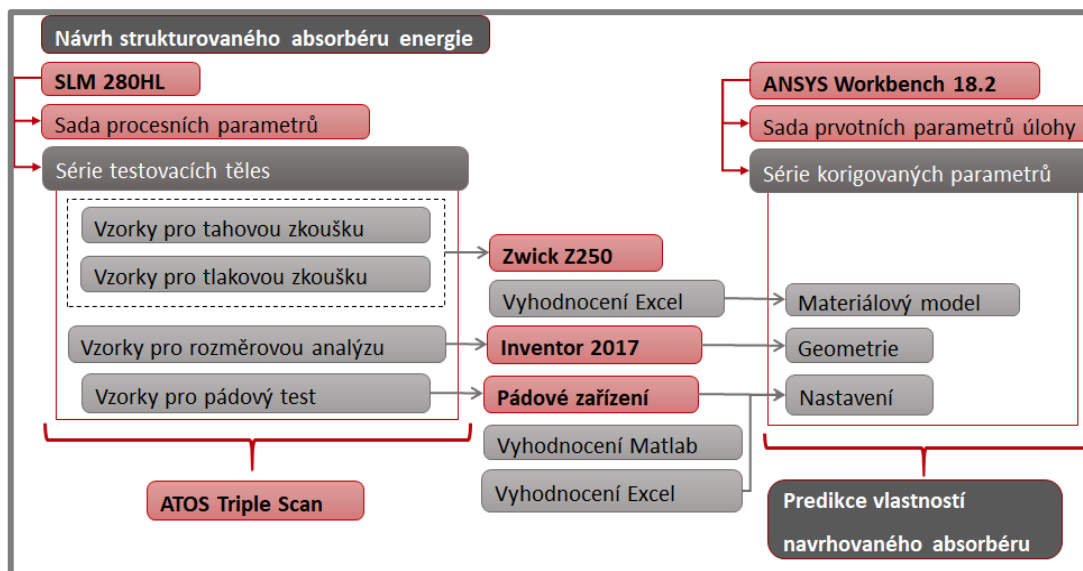
Dílní cíle diplomové práce:

- Vytvořit MKP simulaci dynamického porušování BCC.
- Studovat vliv výrobních fenoménů technologie SLM.

- Predikce poškození SLM vzorků v softwaru Ansys Autodyn.
- Zjištění závislosti hloubky deformace vzorku a relativní hustoty struktury pro průměry prutu 0,6 mm; 0,8 mm; 1 mm a 1,2 mm.

4. MATERIÁL A METODY

V následující kapitole jsou popsány zařízení a metody, které byly použity pro sestavení výpočtového MKP modelu dynamicky zatěžované mikro-prutové struktury. Poznatky, které se týkají prvotního nastavení dynamických úloh vychází z rešeršní studie provedené v kapitole 2.



Obr. 26 Schéma postupu sestavení výpočtového modelu dynamicky zatěžované struktury

Vstupní parametry pro sestavení MKP simulace byly získány z kvazistatických mechanických testů a rozměrové analýzy. Pro tyto účely byla vyrobena série testovacích těles (viz Obr. 26). Podkapitola 4.1 popisuje zařízení SLM, které bylo pro jejich výrobu použito. Následující podkapitola 4.2 se zaměřuje na popis jejich geometrie včetně obecného popisu mikro-prutové struktury typu BCC.

Příprava výroby testovacích těles probíhala v softwaru Magics. Zde byly tělesům přiděleny procesní parametry popsané v podkapitole 4.3. Kromě přípravy dat je zde popsána i samotná výroba.

Pro získání reálných rozměrů součástí byla po výrobě některá z těles digitalizována skenerem Atos. Vzorke strukturovaných bloků byly skenovány pro účely rozměrové analýzy a tělesa pro tahovou zkoušku pro účely pozdějšího vyhodnocení mechanických vlastností. Tento proces je popsán v podkapitole 4.4.

Následně byly provedeny mechanické testy, které popisuje podkapitola 4.5. Na základě jednoosé tahové a tlakové zkoušky na zařízení Zwick Z250 byly získány materiálové konstanty (zejména E , ϵ , E_t , R_p). Součástí podkapitoly je také popis provedení pádového testu.

Současně s prováděnými testy byla definována kalibrační MKP úloha dynamického zatěžování mikro-prutové struktury BCC v prostředí ANSYS. Použité okrajové podmínky označované jako sada prvotních parametrů úlohy vycházely

z reálných podmínek studie prováděné v minulosti na Ústavu konstruování. Vstupní hodnoty modelu materiálu byly definovány na základě materiálových listů výrobce stavebního prášku $\text{AlSi}_{10}\text{Mg}$. Veškerá nastavení úlohy popisuje podkapitola 4.6.

Po vyhodnocení mechanických testů a kalibrační úlohy byla vytvořena simulace se sadou korigovaných parametrů.

4.1. SLM 280^{HL}

4.1

SLM 280^{HL} je zařízení pracující na bázi aditivní technologie Selective Laser Melting [9, 27]. Stroj disponuje stavebním prostorem 280 x 280 x 350 mm a jedním YLR-Faser-Laser o výkonu 400 W. Umožňuje zpracovávat širokou škálu kovových materiálů (hliníkové slitiny, nerezové a nástrojové oceli, měděné slitiny atd.). Skenovací rychlost zařízení přitom může dosahovat až $10\,000\text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$. Díky plnění výrobní komory inertními plyny (N_2 nebo Ar) lze vyrábět i z velmi reaktivních kovů (např.: titanové nebo hořčíkové slitiny). V závislosti na distribuci velikosti částic kovového prášku je možné nanášet ve vrstvách 20 μm až 100 μm .

4.2. Mikro-prutová struktura typu BCC

4.2

Jednou ze základních mikro-prutových struktur používaných při výrobě aditivní technologií je struktura typu BCC (Based Cubic Centered) [10, 12, 22, 32]. Základní geometrie se skládá z 8 prutů protínajících se v jejím středu, které svým uspořádáním odpovídají tělesovým úhlopříčkám v krychli. Jejich osy svírají s platformou úhel přibližně $35,26^\circ$. Tento úhel naklonění umožňuje výrobu prutů struktury BCC bez využití podpůrného materiálu (v omezeném rozsahu délky). Poměrně malý úhel stavby struktury však způsobuje natavení velkého množství zrn prášku na spodní stranu prutu, které nelze zanedbat při vytváření modelu dynamické simulace [10, 27].

4.2.1. Výroba testovacích těles

4.2.1

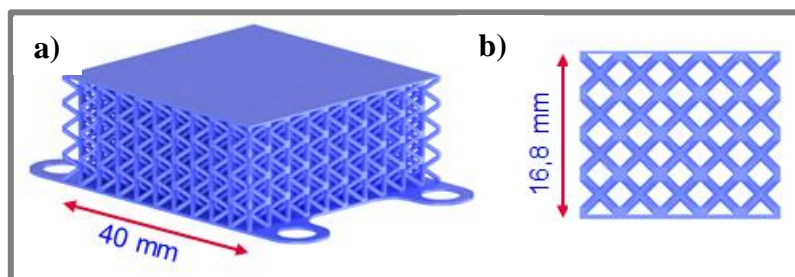
V průběhu jedné výrobní série byly současně vyrobeny vzorky pro pádový test, rozměrovou analýzu i vzorky pro tahovou a tlakovou zkoušku. Všechna tělesa byla vyrobena se stejným jmenovitým průměrem prutu (0,8 mm) a stejnými procesními parametry.

Výhodou společné výroby testovacích těles je zaručení rovnocenných podmínek výroby vzorků pro mechanické testování a porovnatelné odchylky při analýze jejich geometrie. Získané mechanické vlastnosti i údaje o geometrii vstupující do simulace tak korespondovaly s tělesy v celé sérii. Díky tomu bylo možné korektním způsobem porovnat MKP výpočet s experimentálně provedeným pádovým testem.

Vzorky pro pádový test

Série obsahovala 50 vzorků pro pádový test dvojího typu (viz Obr. 27) [7, 11, 14], které byly vyrobeny s průměrem 0,6; 0,8; 1 a 1,2 mm. Na vzorcích s průměrem 0,8 mm byl nastavován MKP výpočet, který byl dále aplikován pro zbylé typy vzorků. První polovina vzorků byla určena pro zatížení průrazem sférickým indentorem

pádové hlavice. Z důvodu použití stejného testovacího zařízení, které užil **Vrána** ve svém výzkumu, bylo přistoupeno k vytvoření obdobné geometrie vzorků (viz Obr. 27 a)) [33, 34]. Vzorky disponovaly rozměry 40 x 40 x 16,8 mm (4 x 5 vzorků). Druhá polovina vzorků byla určena pro pádový test s plošným zatížením. Tyto vzorky disponovaly rozměry 20 x 20 x 16,8 mm (4 x 5 vzorků, viz Obr. 27 b)).



Obr. 27 Model vzorku pro pádový test – zatížení průrazem, plošné zatížení

Oba typy vzorků disponovaly okrajovými pláty (horní 0,3 mm a spodní 0,5 mm) a jádrem ze struktury typu BCC se základní buňkou o délce strany 4 mm.

Následně byly vzorky zváženy a byla změřena jejich výška, která byla nutnou informací k vyhodnocení pádového testu (viz Příloha 1).

Vzorky pro rozměrovou analýzu

V sérii byly dále vyrobeny 4 vzorky pro rozměrovou analýzu. Jejich rozměry byly téměř totožné jako u vzorků pro pádový test s plošným zatížením (viz Obr. 27 b)). Pro lepší provedení inspekce strukturovaného materiálu jádra byla u vzorků odstraněna horní deska.

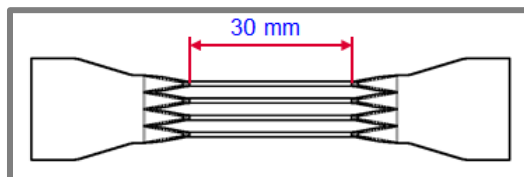
Vzorky pro tlakovou zkoušku

Série obsahovala 6 vzorků pro tlakovou zkoušku [21–23]. Jejich rozměry byly opět téměř totožné jako u vzorků pro pádový test s plošným zatížením (viz Obr. 27 b)). V tomto případě byla navíc vzorkům přidána řada základních buněk BCC struktury. Poměr výšky ku šířce těles byl přibližně roven 1 (20 x 20 x 20,8 mm). Díky tomu bylo možné během tlakové zkoušky pozorovat případný výskyt skluzových rovin na diagonále vzorku [35].

Vzorky pro tahovou zkoušku (prutové)

V sérii bylo vyrobeno 12 tahových těles. Tato tělesa byla tvořena z 12 rovnoběžných prutů o délce 30 mm v uspořádání 3 x 4 pruty. Na koncích se pruty rozšiřovaly až do zapaštění na okraji tělesa sloužící pro ukotvení do stroje (viz Obr. 28). První polovina série byla stavěna pod úhlem 90° a druhá polovina pod úhlem 45°svíraných s platformou. Naklopené vzorky lépe reflektovaly podmínky výroby struktury a měly by dosahovat lepších mechanických vlastností [10]. Kvůli omezené vyrobiteľnosti dlouhých naklopených prutů nemohla být tělesa vyrobená pod stejným úhlem jako strukturovaný materiál (35,26°).

Při výrobě tenkých prutů mohou v tělesech vznikat vlivem procesních parametrů lokální defekty s velkou porozitou. Tento jev může způsobit oslabení prutu při jeho zatěžování. Tahový vzorek s větším množstvím prutů tento problém eliminuje, a navíc lépe reflektuje situaci při zatěžování struktury, kdy se na přenosu působících sil podílí větší množství prutů.



Obr. 28 Kombinované prutové těleso pro tahovou zkoušku [4]

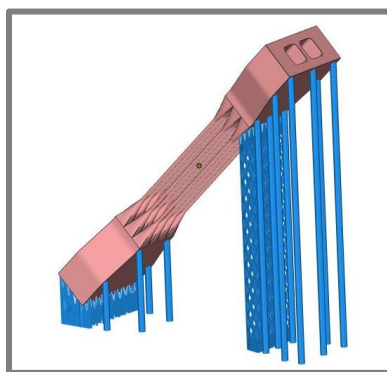
Vzorky pro tahovou zkoušku (objemové)

Série byla doplněna o 6 objemových těles pro tahovou zkoušku (3 stavěné pod úhlem 45° a 3 pod úhlem 90°). Tato tělesa disponovala průměrem 5 mm stejně jako vzorky datových listů výrobce stavebního prášku slitiny $\text{AlSi}_{10}\text{Mg}$.

4.3. Magics 21.11

4.3

Software *Magics* slouží k přípravě dat pro výrobu pomocí kovových aditivních technologií. V prvních krocích byly ze softwaru *Inventor 2018* importovány modely prutových těles (ve formátu *.stl*). Každému tělesu byly přiřazeny blokové podpory v kombinaci s válcovými (viz Obr. 29), mimo jiné sloužícími pro lepší odvod tepla ze vzorku do platformy.



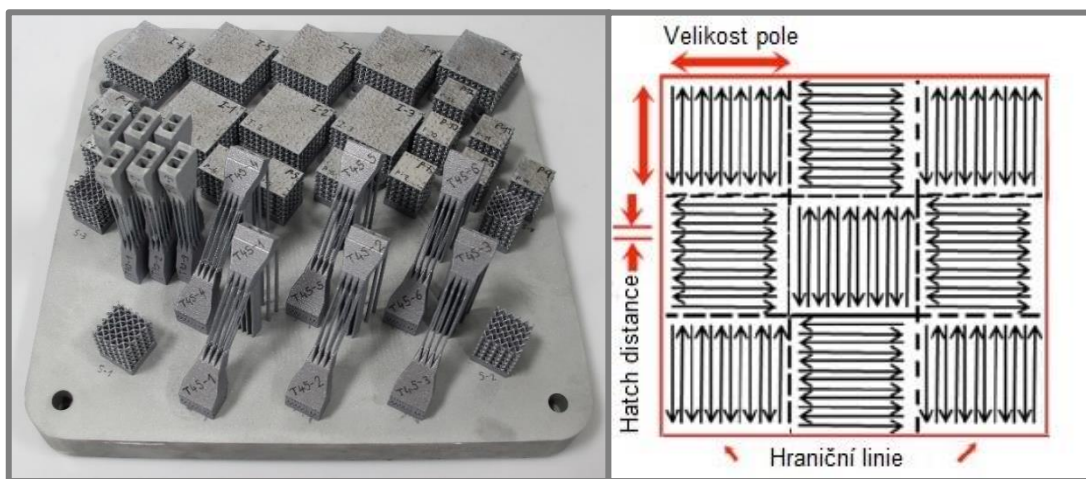
Obr. 29 Podpůrné struktury v softwaru Magics

Následně byly všem tělesům přiřazeny jednotné procesní parametry definované *defaultním* nastavením, které bylo předepsáno výrobcem kovového prášku materiálu $\text{AlSi}_{10}\text{Mg}$. Série parametrů zahrnovala údaje o tloušťce nanášené vrstvy (50 μm), *hatch distance* (150 μm), skenovací rychlosti (500 $\text{mm}\cdot\text{s}^{-1}$, 950 $\text{mm}\cdot\text{s}^{-1}$), výkonu laseru (350 W) a mnoha dalších nastaveních. Připravená úloha byla odeslána

do modulu *build processor* pro zařízení SLM, kde byly vygenerovány dráhy laseru. Takto vytvořený soubor byl importován do stroje SLM k výrobě.

4.3.1. Výroba vzorků

Pro výrobu všech těles bylo užito materiálu AlSi₁₀Mg. Během procesu stavby byla platforma vyhřívána na teplotu 150°C a byla použita atmosféra N₂. Pro výrobu vzorků byla použita skenovací strategie zvaná *chessboard* (viz Obr. 30). Pro větší odvod tepla z oblastí s velkým přírůstkem materiálu na vrstvu došlo k využití záměrné prodlevy skenování mezi vrstvami funkcí *minimal scanning time*. Tato funkce byla využita především horních v oblastech těles pro tahovou zkoušku. Prodleva mezi jednotlivými vrstvami byla stanovena na 80 s. Série těles byla vyráběna na velké platformě (280 x 280 mm, viz Obr. 30).



Obr. 30 Série testovacích vzorků s popisovými čísly a schéma skenovací strategie *chessboard*

4.4. Optická digitalizace

Za účelem stanovení skutečných rozměrů vyrobených prutových těles byly vzorky analyzovány optickým skenerem ATOS Triple Scan [26, 31]. Výsledná data v podobě 3D skenů skutečných rozměrů vzorků byla vyhodnocena v softwaru GOM Inspect [9, 34, 36, 37]. Na základě této analýzy byla potom upravována geometrie vzorků v MKP úlohách.

4.4.1. ATOS Triple Scan

ATOS III (Advanced Topometric Sensor) je bezdotykový optický 3D skener s vysokým rozlišením CCD čipu od firmy GOM. Ke snímání využívá skener dvou kamer (až 2 x 8 000 000 pixelů na snímek) a projektoru promítajícího pruhu světla na povrch skenovaného předmětu. Snímky skenovaného povrchu jsou postupně ukládány do počítače, kde je z nich softwarem vytvářen prostorový model. Měřicí objem 2 000 x 2 000 mm umožňuje zařízení snímat širokou škálu předmětů v rozmezí několika milimetrů až několika metrů. Současně s vysokým rozlišením je zařízení schopno i u velkých předmětů zachytit malé detaily povrchu skenovaného dílu ve vysoké kvalitě [34].

Před samotným měřením byla provedena kalibrace přístroje řízená skenovacím softwarem GOM Atos Professional 8.0. Z důvodů menších rozměrů vzorků prutových těles byla dle manuálu použita konfigurace kamer **SO** se sadou objektivů **170** [37]. Při této konfiguraci se teoretická přesnost (vzdálenost dvou sousedních bodů) měření pohybovala v rozmezí $\pm 0,055 \mu\text{m}$.

V dalším kroku byl na vzorky aplikován antireflexní nástřik (titanový roztok – vrstva přibližně $5 \mu\text{m}$) a nalepení referenčních bodů (průměr bodu $0,8 \text{ mm}$) [36]. Z důvodu malých průměrů prutů bylo skenování dílů prováděno přímo na desce.

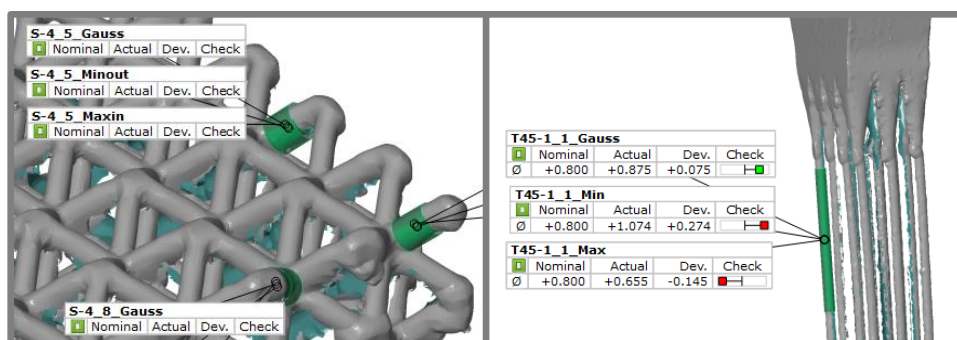
Naskenovaná data v podobě *point cloudu* byla provázána do jediného celku. Dále byla přepočítána a *zpolygonyzována* (nastavení *Standard*). Následné úpravy a rozměrové analýzy byly prováděny v softwaru GOM Inspect V8.

4.4.2. GOM Inspect V 8.0

4.4.2

Profesionální software pro analyzování 3D skenů za účelem kontroly kvality a geometrické a rozměrové přesnosti [36, 37].

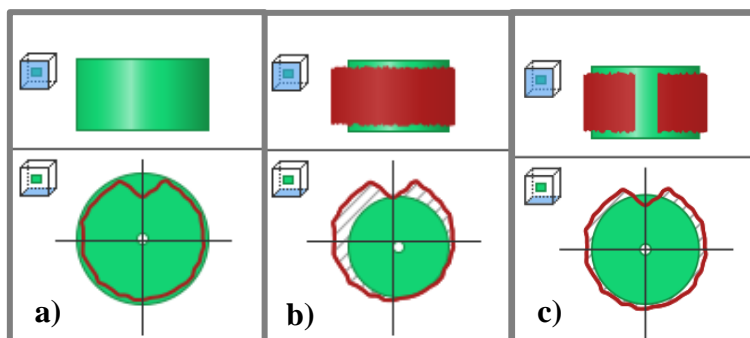
V prvních krocích byl naskenovaný model prutových těles (4 kostky BCC struktury, tahová tělíska) importován do softwaru GOM. V dalším kroku byly z těles postupně vybírány stejně dlouhé měřené úseky prutů tak, aby byla měření navzájem porovnatelná (viz Obr. 31). U strukturovaného materiálu byla vybrána 2 mm dlouhá oblast mezi jednotlivými uzly, zatímco u vzorků pro tahovou zkoušku byl měřen úsek rohových prutů odpovídající polovině jejich délky (15 mm). Následně byly u těchto prutů měřeny střední hodnoty průměrů (*Gauss element*), nejmenší opsaný (*minimum circumscribed element*) a největší vepsaný válec (*maximum inscribed element*) (viz Obr. 32). Funkcí *Construct* → *Fitting Cylinder* byly tyto válce vytvořeny a následně funkcí *Check* → *Diameter* byl změřen jejich průměr.



Obr. 31 Jednotný výběr oblasti prutu k inspekci

Z tohoto měření byly získány tři série rozměrových údajů. Jedna z nich označovaná jako d_{in} podávala informaci o největším vepsaném průměru (viz Obr. 32 b)) homogenní části prutu bez zahrnutí geometrických nerovností povrchu. Tento údaj je zvláště důležitý při určování mechanických vlastností dílu, neboť přenos zatížení se projeví nejvíce právě v místech nejmenšího průřezu. Údaj z další série označovaný jako d_{out} definoval průměr prutu i se zahrnutím povrchových nerovností (viz Obr. 32 a)). Poslední varianta zahrnovala měření hodnot s Gaussovským

rozložením (viz Obr. 32 c)), které by mělo nejlépe korespondovat s mechanickými vlastnostmi strukturovaného materiálu. Jedná se o hodnotu, která reflektuje maximální i minimální rozměry prutů.



Obr. 32 a) Schéma nejmenšího opsaného válce, b) největšího vepsaného válce, c) válce s Gaussovským rozložením

4.5. Mechanické testy

Pro predikci chování mikro-prutové struktury při jejím dynamickém zatěžování za současné deformace je nutné znát její mechanické vlastnosti. Ty jsou reprezentovány materiálovými konstantami a lze je stanovit pomocí mechanických testů. Pomocí získaných konstant je možné sestavit model materiálu (bilinéární plasticity), který je následně implementován do výpočetního softwaru ANSYS.

4.5.1. Tahová a tlaková zkouška

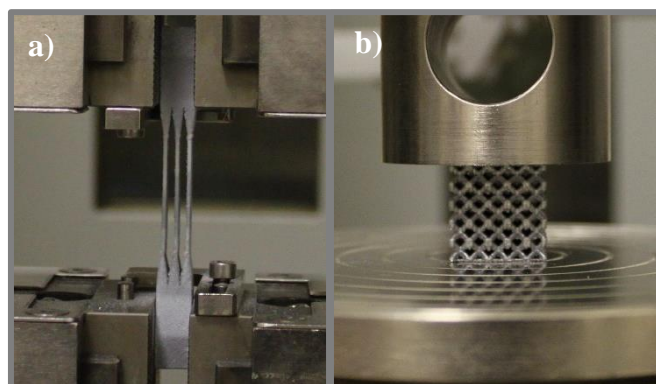
Vzorky pro tahovou a tlakovou zkoušku byly testovány na zařízení Zwick Z020 (viz Obr. 33) – maximální síla 20 kN.



Obr. 33 Zařízení pro standardizované zkoušky Zwick z250 (vlevo), Zwick z020 (vpravo) [41]

Tahová tělesa byla uchycena mezi čelisti stroje Zwick (viz Obr. 34 a)) a zatěžována standardní rychlostí $2 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$. Při porušení prvních prutů a výrazném poklesu působící síly byl test zastaven. Strukturované vzorky pro tlakový test byly

vloženy mezi dva ocelové válce a zatěžovány stejnou rychlostí (viz Obr. 34 b)). Spodní deska byl při testu nehybná. U horního pohyblivého válce bylo z důvodu malé plochy testovaných vzorků zamezeno úhlovému natáčení.



Obr. 34 Uchycení vzorků ve stroji Zwick – a) tahová zkouška, b) tlaková zkouška

Naměřená data tahových i tlakových zkoušek byla v podobě grafů ($F-x$) exportována do *Excelu* za účelem dalšího vyhodnocení.

4.5.2. Pádový (Impact) test

4.5.2

Pádový test prováděný v laboratořích na Ústavu konstruování na VUT byl realizován na pádovém zařízení Impactor 2.1 [33, 38] (viz Obr. 35) pracujícím na principu volného pádu hlavice s nastavitelnou zátěží. Na hlavici je umístěn indentor, který má sférické (o průměru 16 mm) nebo ploché zakončení. Během testu proniká indentor do vzorku, přičemž dochází k absorpci kinetické energie závaží. Zařízení může pracovat s maximální energií 71,1 J při hmotnosti 7,25 kg a výšce pádu 1 m.

Fyzikální princip, na kterém je funkce zařízení založena, je možné vyjádřit rovnicí:

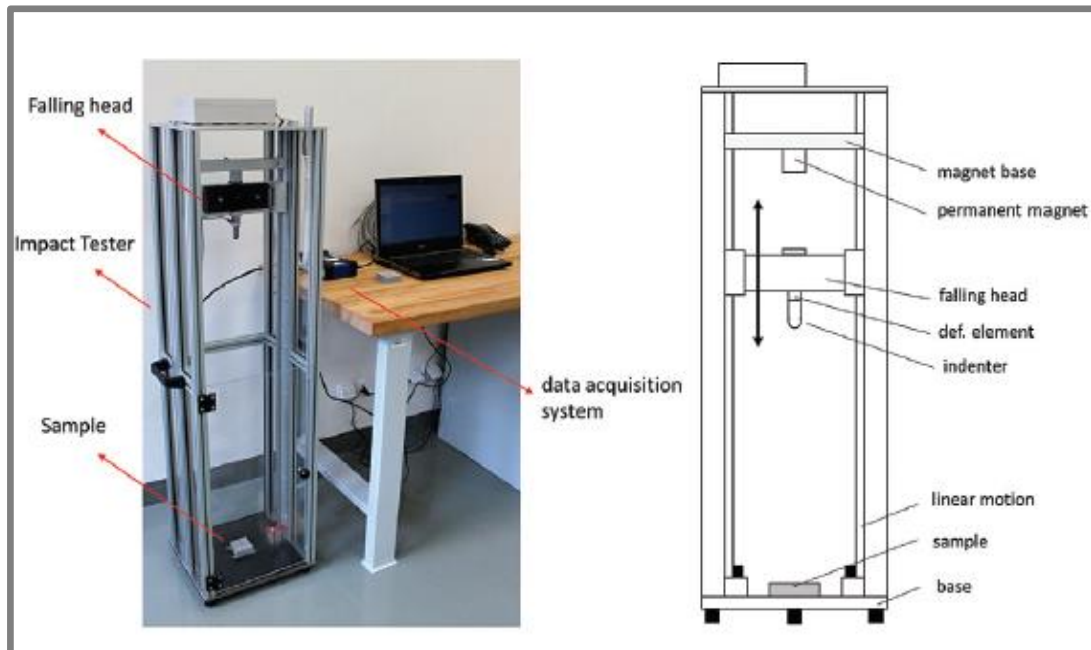
$$\frac{1}{2}mv^2 + E_t = mgh \quad (4-1)$$

m	[kg] hmotnost pádové hlavice
v	[m·s ⁻¹] rychlost pádové hlavice v dolní poloze pádu
E_t	[J] zmařená energie pomocí tření
h	[m] výška pádové hlavice
g	[m·s ⁻²] gravitační zrychlení

Zařízení dosahuje maximální skutečné rychlosti pádu 3,2 m·s⁻¹ a tím se řadí do skupiny nízko-rychlostních testovacích zařízení [33, 39].

Celková hmotnost hlavice v průběhu testu činila 7,25 kg v případě použití plochého indentoru hlavice a 7,23 kg v případě sférického indentoru. Tělesa pro plošné zatížení byla volně položena na spodní desku testeru. Tělesa pro zatížení průrazem

byla zajištěna proti pohybu čtveřicí šroubů upevněných v okrajových okách spodního plátu.



Obr. 35 Pádový tester se schématickým nákresem [32]

Vyhodnocování dat pádového testu probíhá v softwaru MATLAB. Ten kombinuje data získaná z tenzometru umístěného za indentorem na hlavici s daty z vysokorychlostní kamery, která snímá pohyb hlavice.

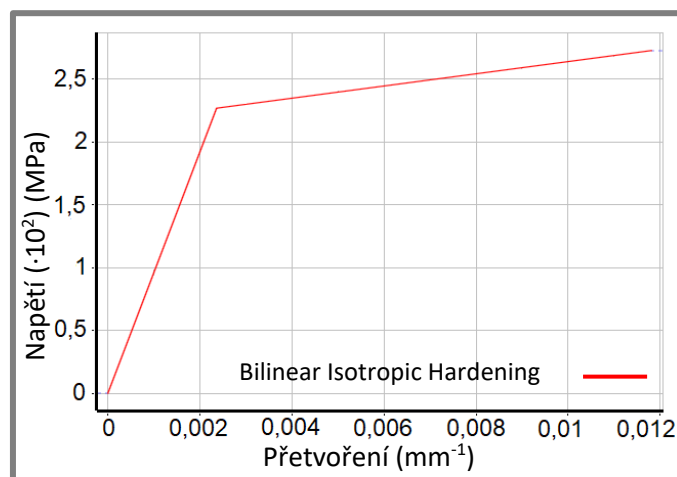
4.6. ANSYS 18.2 Workbench

Dynamická simulace pádového děje byla vytvořena v modulu softwaru ANSYS Workbench s názvem *Explicit Dynamics*. V tomto modulu bylo vytvořeno několik sérií úloh s různou konfigurací nastavení a použité geometrie. Hlavním cílem těchto úloh byla kalibrace numerického modelu pro porušení mikro-prutové struktury s průměrem prutu 0,8 mm a dosažení podobných výsledků deformace jako v případě experimentu. Na geometrických modelech těchto úloh byly dále ověřovány vlivy fenoménů výrobní technologie SLM na strukturu BCC. Během kalibrace numerického modelu byl definován a upravován model materiálu, geometrie, okrajové podmínky atd.

4.6.1. Model materiálu (Engineering data)

Veškeré materiálové vlastnosti simulace byly definovány v kartě *Engineering Data*. Vlastnosti strukturovaného vzorku vycházely z *defaultního* nastavení hliníkové slitiny s označením *Aluminium Alloy NL*. K popisu modelu materiálu definujícího lineární oblast (*Isotropic Elasticity*) byl využit stejný přístup jako použil **Mohammed** ve své práci. Příslušné hodnoty zde byly upraveny tak, aby odpovídaly slitině AISi₁₀Mg (viz Příloha 2). Dále byla k modelu přidána část popisující chování materiálu po překročení lineární oblasti. Na základě předcházejících výzkumů

Labease byl vybrán model *Bilinear Isotropic Hardening* (viz Obr. 36). V návaznosti na rešeršní studii **Grittena** byl model doplněn o kritérium poškození (*Plastic Strain Failure*). Kritérium zvažovalo porušení polygonální sítě při překročení 7,5 % přetvoření elementů. Všechny hodnoty potřebné pro sestavení bilineárního modelu materiálu slitiny $\text{AlSi}_{10}\text{Mg}$ byly pro kalibrační výpočty vybrány z datových listů dodaných výrobcem prášku (společnost **EOS**).



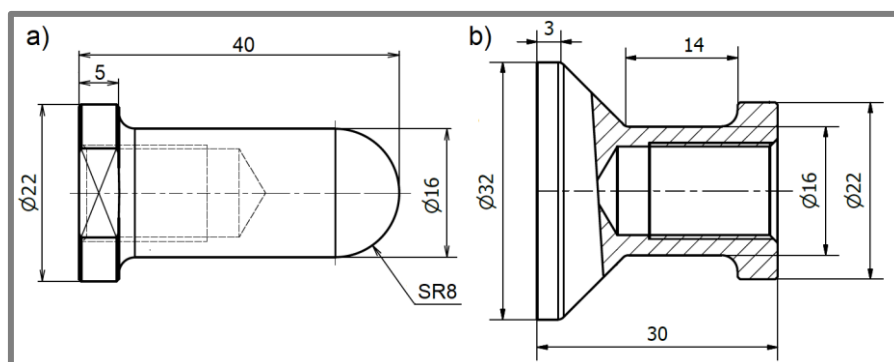
Obr. 36 Graf bilineárního modelu materiálu $\text{AlSi}_{10}\text{Mg}$

Další model materiálu byl definován pro ocelový indentor pádové hlavice. Vzhledem k zanedbatelně malým deformacím tohoto členu během testu bylo chování jeho modelu definováno jako dokonale tuhé (*rigid*). Jako výchozí model materiálu byl použit model *Structural Steel*. Model mikro-prutové struktury byl v softwaru ANSYS zatěžován pouze indentorem, kterému byla navýšena hmotnost (navýšením hustoty) tak, aby reprezentoval celou pádovou hlavu včetně použitého zatížení.

4.6.2. Geometrie (Geometry)

4.6.2

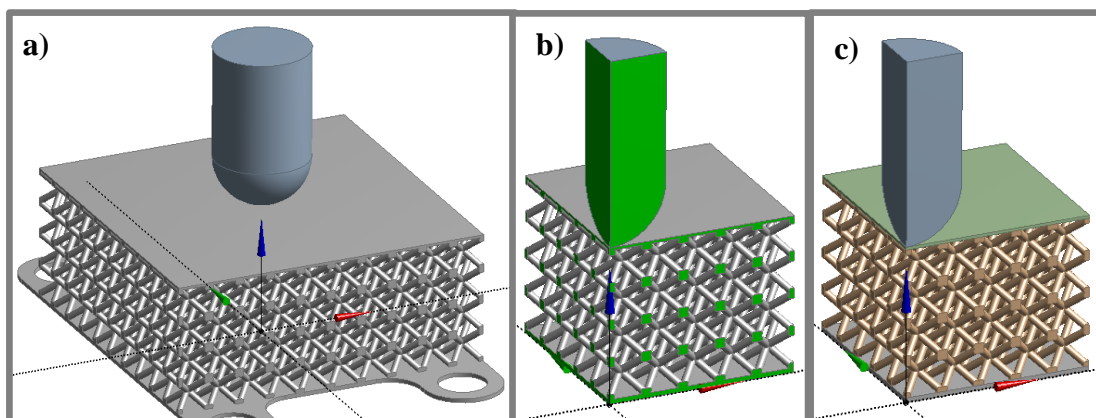
Model geometrie se skládal ze strukturovaného vzorku a indentoru pádové hlavice. Geometrie tělesa vzorku byla importována v datovém souboru *.stp*. Geometrie indentoru (viz Obr. 37) byla vytvořena až dodatečně v modulu ANSYSu s názvem *Design Modeler*.



Obr. 37 Orientační rozměry a) sférického indentoru b) plochého indentoru

Podobně jako v práci **Minese** a **Labease** byl i zde indentor vytvořen v těsné blízkosti horního okrajového plátu vzorku (viz Obr. 38 a)). Došlo tím ke zkrácení výpočetních časů a eliminaci nepřesností vzniklých při průchodu pádové hlavice volným prostorem.

Vzhledem k výpočetní náročnosti úlohy byl zaveden model osově symetrické úlohy. Dvojitá symetrie dělicí strukturovaný vzorek a indentor umožňovala zkrátit výpočetní časy téměř na čtvrtinu (viz Obr. 38 b)). Plochám řezů obou dílů byly při zavedení symetrie automaticky odebrány některé stupně volností tak, že jejich pohyb v osách symetrie byl omezen. Následně byl model vzorku rozdělen příkazem *Slice Material* na spodní plát (0,5 mm), strukturované jádro (16 mm) a horní plát (0,3 mm). Tímto způsobem vzniklo složené těleso označované jako *Multisection body* (viz Obr. 38 c)) což bylo výhodné z důvodů možnosti nezávislého definování materiálových a geometrických vlastností.



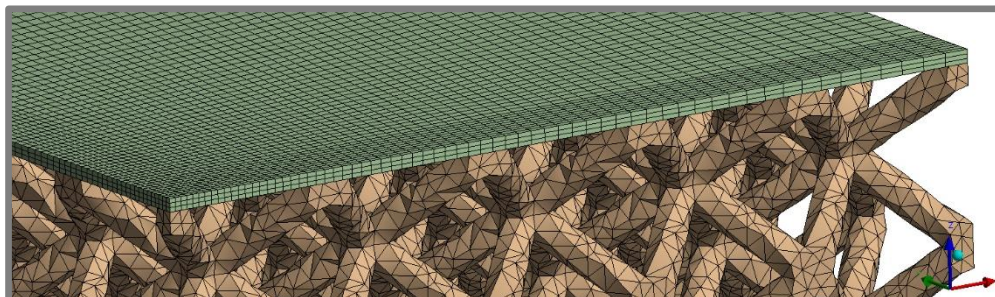
Obr. 38 a) model geometrie strukturovaného vzorku a indentoru, b) osová symetrie, c) rozdělení na multisection body

4.6.3. Nastavení úlohy (Model)

Pro další nastavení parametrů úlohy byl využit modul *Model*. V prvních krocích byly v záložce *Geometry* jednotlivým částem vzorku i indentoru přiděleny příslušné materiálové vlastnosti. Následně byly v záložce *Connections* mezi pláty a jádrem vzorku definovány kontakty dokonalého sváru označované jako *Bonded*. Automaticky definovaný kontakt sváru mezi plochou indentoru a horní deskou byl vymazán. Ve stejné záložce byly nastaveny interakce mezi tělesy prostřednictvím třecích koeficientů. Pro statický i dynamický koeficient tření byly zvažovány tabulkové hodnoty pro kontakt hliník-ocel (statický 0,61 a dynamický 0,47).

Zvláštní pozornost byla věnována polygonální síti, protože kvalita a velikost elementů polygonální sítě mají významný vliv na validitu výsledků simulace. Oběma plátům byl přidělen typ kvádrových elementů označovaný jako *Hex Dominant* (8 uzlů) s velikostí elementů (1 mm). Podobně jako v práci **Dharmaseny** byl horní plát navíc, z důvodu efektivního přenosu zatížení různého charakteru, rozdělen na výšku funkcí *Edge Sizing* na tři elementy (0,1 mm). Stejná funkce byla využita i při členění plátu ve směru XY. Tentokrát však bylo využito odstupňované velikosti elementů ve směru od středu vzorku k jeho okrajům (viz Obr. 39). Tento typ zjemnění polygonální sítě

podával podrobnější informace v místě zmenšených elementů (největší počet uzlových bodů) – v případě zatížení průrazem v místě dopadu indentoru. Pro tento účel sloužila funkce s názvem *Bias*, pro kterou byl použit čtyřnásobný faktor zvětšení prvků (délka strany středového prvku 0,25 mm; délka strany okrajového prvku 1 mm).



Obr. 39 Rozčlenění polygonální sítě horního plátu

Pro vytvoření elementární sítě strukturovaného jádra s průměrem prutu 0,8 mm bylo využito metody vytvářející čtyřstěny s názvem *Tetrahedron* (4 uzly). Velikost elementů byla z důvodu snadnějšího vytváření sítě stanovena na 0,4 mm.

Stejná metoda byla použita při vytváření polygonální sítě indentoru. Vzhledem k tomu, že byl indentor zvažován jako dokonale tuhý, nebylo nutné dosáhnout vysoké kvality nebo jemnosti sítě elementů. Velikost elementů byla stanovena na 2 mm.

Následně byly v kartě *Explicit Dynamics* definovány okrajové podmínky úlohy. Indentoru byla přidělena pádová rychlost. Její velikost pro kalibrační výpočet byla stanovena na základě předešlých experimentů **Vrány** [33] z průměrné dopadové rychlosti pádové hlavice ($4,150 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$). Dále byla v záložce *Analysis Settings* stanovena doba trvání simulace (doba, po kterou probíhá deformace vzorku). Vzhledem k časové náročnosti výpočtu bylo žádoucí, aby se doba simulovaného procesu omezila na minimum. Časový úsek byl stanoven na základě experimentů na 5 ms. Ve stejné kartě byl také pozměněn počet časových kroků (100) výsledků.

K počátečním podmínkám bylo přidáno gravitační zrychlení ($9806,6 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-2}$) funkcí *Standard Earth Gravity*. K zamezení pohybu vzorku v prostoru byla v souladu s experimentálním stavem vytvořena 14 mm vysoká ocelová deska pod spodní plochou vzorku. Jejím účelem bylo omezení pohybu vzorku ve směru zatěžování (nikoliv však omezení rotací).

Poslední neméně důležitou součástí bylo definování požadavků na výstupy simulace. Ty byly nastaveny v kartě *Solution* tak, aby odpovídaly výstupům, které je možné vyhodnotit z experimentu na pádovém zařízení. Zde byly vybrány požadavky na vykreslení rychlosti a zrychlení indentoru v průběhu zatěžování vzorku a velikosti deformace vzorku. Další požadavky na vykreslení průběhové křivky byly zadány pro velikosti sil reakce ve vazbách, celkovou energii a pozici koncového bodu indentoru.

Nastavení simulace bylo uloženo a úloha byla odeslána ke zpracování v řešiči AUTODYN.

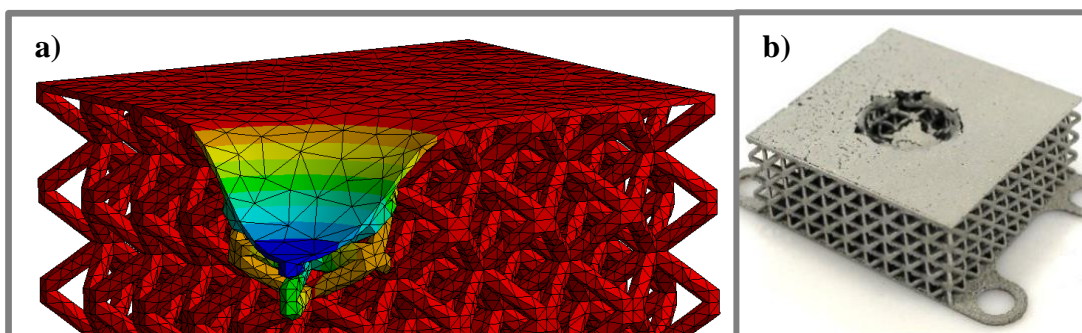
Po kalibraci modelu byly vytvořeny další série úloh s různým nastavením. Tentokrát došlo ke změně vždy jen jednoho parametru v sérii (např.: průměr prutu), aby bylo možné posoudit, jak významná změna parametr vyvolá.

5. VÝSLEDKY

První výsledky kalibrační MKP analýzy byly porovnány s experimentálními výsledky získanými **Vránou** (2016) [38]. Pro tehdejší testování byla použita stejná výchozí geometrie jako v simulaci popsané v kapitole 4.6.2. Porovnání výsledků simulace a experimentu sloužilo pouze k ověření reálných mechanismů porušování okrajových plátů a strukturovaného jádra.

Jedním z dobrých ukazatelů porovnání MKP výpočtu a experimentu byl údaj o maximální velikosti deformace vzorku v průběhu testu. Zatímco velikost experimentálně naměřené penetrace se pohybovala v rozmezí 7,1 mm až 7,5 mm, vypočítaná hloubka průniku činila pouhých 6,3 mm.

Při bližším posouzení byla patrná nepřirozeně vysoká plasticita modelu během jeho deformace. V porovnání s experimentální studií velmi dlouhou dobu nedocházelo k porušení horní desky vzorku ani prutů struktury (viz Obr. 40). Celková počáteční energie soustavy indentor-vzorek se výrazně odchylovala od koncové hodnoty (energetická nerovnováha nad 10 %).



Obr. 40 Poškození vzorku – a) simulace (vysoká plasticita horní desky modelu), b) experiment [38]

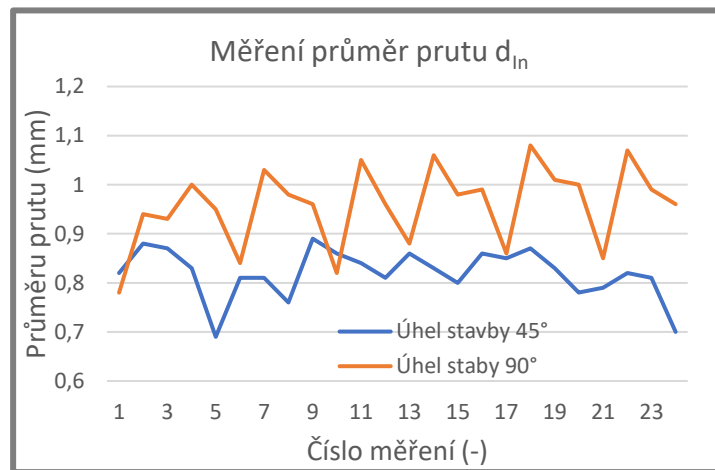
Dalším významným faktorem, který mohl způsobit nepřesnost v kalibračním výpočtu, byl vliv modelu materiálu. Vstupní hodnoty modelu materiálu byly získány na základě datových listů výrobce materiálu, nikoliv na základě mechanických testů strukturovaného materiálu.

Na základě těchto poznatků bylo rozhodnuto o nutnosti vytvoření modelu materiálu mikro-prutové struktury vyrobené technologií SLM na základě tahových a tlakových zkoušek. Pro korekci rozměrů byly vyrobené vzorky naskenovány a jejich geometrie byla proměřena. Hlubší studie byla provedena rovněž v oblasti nastavení samotné simulace. Šlo především o kvalitu a typ použité polygonální sítě a okrajových podmínek.

5.1. Vyhodnocení rozměrové analýzy

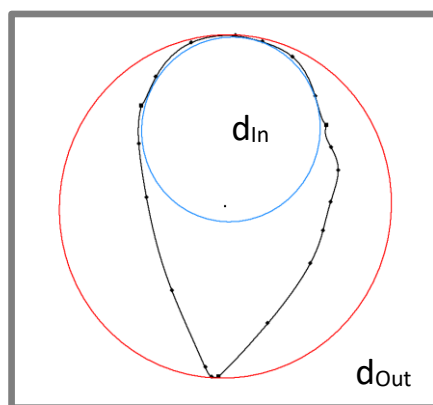
Pro vyhodnocení skutečné geometrie prutových tahových a tlakových těles byla naměřená data porovnávána s nominálními průměry prutů CAD modelu. Při výpočtu napětí v průběhu tahové zkoušky byla působící síla vztahována k ploše průřezů odpovídajícímu průměru prutů d_{Gauss} (viz Příloha 3 a Příloha 4).

Při porovnání skutečných průměrů prutů s nominálními bylo patrné, že hodnoty se výrazně liší. Zároveň bylo pozorováno, že hodnoty průměrů se liší také pro jednotlivé úhly stavby (Obr. 41). Zatímco pro úhel 45° byla průměrná šířka maximálního vepsaného válce d_{in} přibližně 0,820 mm, tak pro úhel stavby 90° to bylo 0,957 mm. Tento rozdíl byl lépe porovnatelný pro další sérii výsledků. Ta se vztahovala k průměrům prutů struktur vyráběných pod úhlem přibližně 35° (viz Příloha 4), tedy stejným jako u vzorků pro simulovaný pádový test. Zde činila velikost průměrné šířky největšího vepsaného válce přibližně 0,729 mm. Z tohoto výsledku byla vyvozena nutnost korekce geometrie MKP modelu.



Obr. 41 Velikost měřeného d_{in} válce pro úhel stavby 45° a 90°

Z porovnání průměrné hodnoty maximálního vepsaného d_{in} a nominálního válce by se dalo usoudit, že šířka prutu vzorku v simulaci by se měla zmenšit. Avšak výrazně zvýšené hodnoty minimálního opsaného válce d_{out} ukazují na velký nárůst hmoty, který není válcového charakteru. Tento jev je lépe patrný z průřezu prutu (viz Obr. 42).



Obr. 42 Skutečný řez prutu

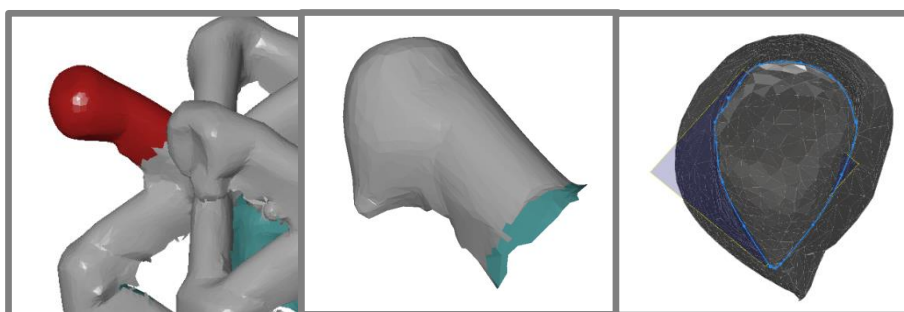
Při bližším prozkoumání povrchu struktury bylo patrné, že došlo k natavení částic na spodní strany prutů, což mělo za následek zvětšení průřezu v daném směru. Průřez prutu tak změnil tvar z kruhového na tvar blízce podobný obrácené kapce

(případně elipse). Tento přidaný materiál se potenciálně mohl podílet na aktivním přenosu zatížení při deformaci struktury.

5.1.1. Ekvivalentní průřez prutu

5.1.1

Za účelem stanovení skutečného průřezu prutů struktury byla provedena další série měření. Tentokrát byly v softwaru *GOM Inspect* vybrány pouze rohové pruty struktury, které byly následně ve formátu *.stl* exportovány do *Inventoru*. Zde byly za pomoci doplňku *Mesh Enabler* transformovány do formátu *.ipt*. Následně byl jejich okraj ohraničen uzavřenou křivkou a obsah této křivky změřen (viz Obr. 43).



Obr. 43 Průměry prutů strukturovaných těles

Z výsledků měření byla podle rovnice 5-1 vypočítána ekvivalentní velikost průměru kruhového prutu. Přepočítané rozměry prutů byly následně zprůměrovány.

$$d = \sqrt{\frac{S \cdot 4}{\pi}} \quad (5-1)$$

Ze získaných výsledků měřených struktur lze usuzovat, že při porovnání přepočítaného průměru (0,952 mm) s předcházející metodikou má šířka prutu nejbližší hodnotám získaným z měření s Gaussovským rozložením (0,945 mm). Toho bylo využito při korekci geometrie simulační úlohy.

Za účelem přesnějšího stanovení skutečného tvaru průřezu jednotlivých prutů struktury byly pruty prokládány eliptickými válci. Při měření byla aplikována stejná metodika jako při prokládání prutů kruhovými válci za účelem zjištění průměrů. Během tohoto měření byla pozorována výrazná elipticita u mnoha měřených úseků struktury. Tento poznatek byl nadále použit při vytváření modelů vstupní geometrie vzorků pro dynamické MKP simulace.

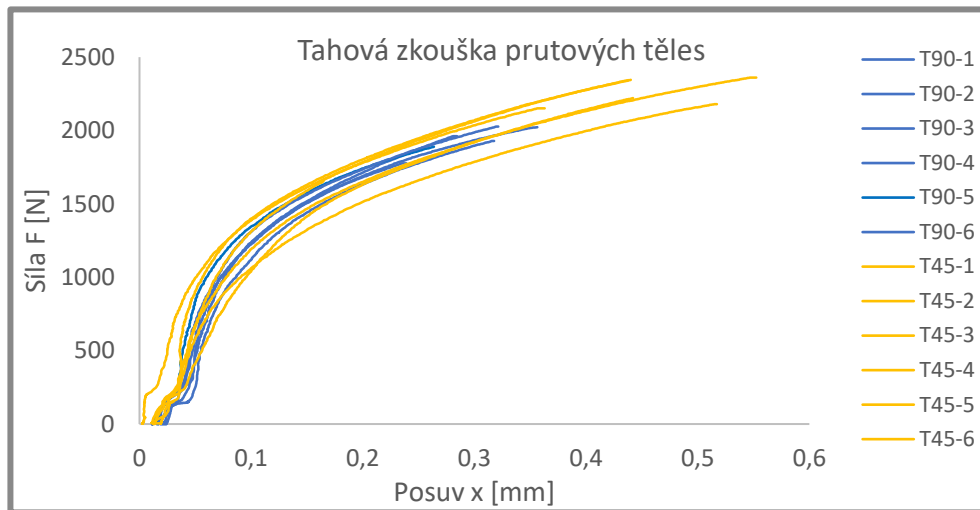
5.2. Vyhodnocení mechanických zkoušek

5.2

Po provedení mechanického testování byly výsledky zpracovány v softwaru *Excel*. Na základě výsledných hodnot byl sestaven model materiálu bilineární plasticity.

5.2.1. Vyhodnocení tahové zkoušky (prutová tělesa)

Tahovým testem byla získána závislost působící zátěžné síly (F) na prodloužení vzorku (x). Získaná data byla vyhodnocena a porovnána. Z celkového porovnání všech testovaných těles (viz Obr. 44) je patrné, že pro porušení vzorků vyráběných pod úhlem 45° bylo zapotřebí mnohem větší zatěžovací síly. Tento výsledek potvrzuje výzkum, který provedl Qiu [10, 25, 27]. Chování tohoto charakteru bylo dále analyzováno.



Obr. 44 Výstupní křivky tahové zkoušky

Na základě výstupních dat tahové zkoušky, údaje o délce prutu a skutečné velikosti jeho průřezu (získané z průměru d_{Gauss}) byly vytvořeny deformační křivky závislosti smluvního napětí na relativním prodloužení (*engineering stress-strain*). Ty sloužily k získání modulu pružnosti, smluvní meze kluzu, meze pevnosti, maximálního poměrného prodloužení a tečného modulu. Modul pružnosti byl odečítán z deformační křivky na základě rovnice Hookova zákona (5-2).

$$E = \sigma \cdot \varepsilon \quad [\text{MPa}] \quad (5-2)$$

σ [MPa] napětí v tahu
 ε [-] poměrné prodloužení

kde σ je dáno jako:

$$\sigma = \frac{F}{S} \quad [\text{MPa}] \quad (5-3)$$

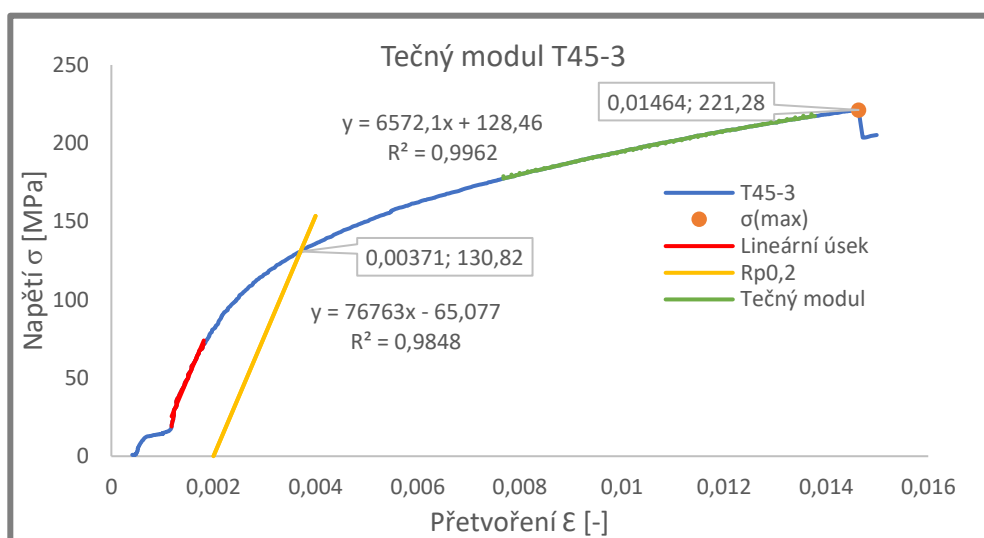
F [N] velikost zatěžující síly v průběhu tahového testu
 S [-] plocha průřezu všech prutů zkušební tělesa vztažená ke skutečnému průměru d_{Gauss} , zjištěného rozměrovou analýzou

Velikost poměrného přetvoření je potom dána vztahem:

$$\varepsilon = \frac{\Delta l}{l} \quad [-] \quad (5-4)$$

Δl [mm] prodloužení prutů vzorku x v průběhu tahového testu
 l [mm] počáteční délka prutů vzorku

Z deformační křivky (viz Obr. 45) byla vybrána lineární oblast reprezentující Hookovské chování materiálu. Tato oblast byla proložena lineární spojnicí (červená) a modul pružnosti byl určen jako směrnice z rovnice této závislosti. V případě vzorku T45-3 byl stanoven na hodnotu $E = 76\,763\text{ MPa}$ (viz Tab. 1). Následně byla určena velikost smluvní meze kluzu $R_{p0,2}$. V grafu byla sestrojena přímka rovnoběžná s lineární spojnicí elastické oblasti, která zároveň protínala osu x ($y=0$) v bodě 0,002. Velikost meze kluzu, současně s velikostí poměrného přetvoření v tomto bodě, byla odečtena na průsečíku přímky s deformační křivkou ($R_{p0,2\%} = 130,82\text{ MPa}$).



Obr. 45 Deformační křivka vzorku T45-3

Z grafu bylo odečteno rovněž poměrné přetvoření na mezi pevnosti (viz Tab. 2, $\epsilon_m = 0,0149$). Mez pevnosti byla zvažována jako bod před výrazným poklesem napětí při trhání prutů tělesa. V případě vzorku T45-3 byla tedy stanovena jako $R_m = 221,28\text{ Mpa}$.

Tab. 1 Modul pružnosti a smluvní mez kluzu tahových těles

Označení	E [GPa]		Rp _{0,2%} [MPa]	
	T90	T45	T90	T45
1	85,1	85,3	136,2	127,3
2	142	74	102,3	126,8
3	102,6	76,8	105,5	130,8
4	84,5	46,9	110,6	142,2
5	100	82,7	123,9	138,3
6	108,2	64,1	120,9	123,9
Průměr	102,8	70,7	115,7	135,1

Vyhodnocované deformační křivky se vždy vztahovaly ke konstantnímu jmenovitému průřezu, změřeného pomocí optické digitalizace, bez uvážení tvorby

krčku před porušením dílu (*engineering stress-strain*). Podobné odečítání hodnot z deformačních křivek bylo provedeno pro všechna tahová tělesa.

Tab. 2 Mez pevnosti, maximální poměrné prodloužení a tečný modul tahových těles

Označení	R _m [MPa]		ε _m [%]		E _T [MPa]	
	T90	T45	T90	T45	T90	T45
1	188,5	236,1	0,797	1,842	10463	6319
2	188,8	221,3	0,948	1,464	9492	6170
3	192,9	222,7	1,059	1,499	8831	6572
4	180,6	207,0	1,188	1,000	6280	7282
5	175,0	231,3	0,879	1,724	8956	7434
6	195,2	224,2	1,067	1,512	8181	6119
Průměr	185,2	221,8	0,974	1,505	8805	6586

Poslední chybějící parametr pro úplné sestavení bilineárního modelu byl tečný modul pružnosti E_T . Ten bylo možno získat ze vztahu, který použil Vrána [10]:

$$R_m = E_T \cdot (\varepsilon_m - \varepsilon_e) + R_e \quad [\text{MPa}] \quad (5-7)$$

$$E_T = \frac{R_m - R_e}{\varepsilon_m - \varepsilon_e} \quad [\text{MPa}] \quad (5-8)$$

R_e [MPa] mez kluzu zvažovaná jako $R_{p0,2\%}$

R_m [MPa] mez pevnosti

ε_m [-] poměrné přetvoření na mezi pevnosti

kde přetvoření na mezi kluzu ε_e je dáno jako:

$$\varepsilon_e = \frac{R_e}{E} \quad [\text{MPa}] \quad (5-9)$$

E [MPa] modul pružnosti

Kromě analytického výpočtu je možné velikost tečného modulu odečíst přímo z grafu. Z deformační křivky byl vybrán rovný úsek (ekvivalentně rozsáhlý pro každý vzorek) překračující mez kluzu. Tento úsek (viz Obr. 45) byl proložen spojnicí s lineární závislostí. Z rovnice směrnice této přímky byla následně odečtena hodnota tečného modulu E_T (viz Tab. 2). Velikost hodnoty tečného modulu byla v práci nadále vyhodnocována na základě odečítání z grafů.

Z vyhodnocení je patrné, že hodnoty mechanických veličin se pro rozdílný úhel stavby liší. V porovnání hodnot s hodnotami dodanými výrobcem stavebního prášku AlSi₁₀Mg (objemová tělesa $d = 5$ mm, viz Tab. 3) je zřejmý signifikantní rozdíl mechanických vlastností. K tomuto výraznému rozdílu oproti tabulkovým hodnotám mohlo dojít z následujících příčin:

- Zvolená konfigurace tahového tělesa s 12 tenkými proutky má oproti běžnému tahovému tělesu mnohem větší povrchovou oblast v poměru ke svému průřezu. Tato oblast může disponovat větší porozitou, než má zbytek tělesa. Lze usuzovat, že malé pruty s velkým poměrem takto ovlivněné oblasti budou vykazovat rozdílné mechanické vlastnosti.
- Předpoklad vyhodnocování napětí vzhledem k průřezu zjištěnému na základě proložení prutu Gaussovským (středním) válcem nemusí být zcela korektní. Skutečná plocha průřezu podílející se na přenosu zatížení může být menší. Vyhodnocení by mohlo být vztahováno k ploše průřezu tvořené maximálním vepsaným válcem prutu d_{in} .

S těmito poznatky bylo nutno uvážit:

- Prutová tělesa jsou příliš křehká k vyhodnocení všech mechanických vlastností, jak zmínil již Mines (2013) [11] ve své studii. Během tahové zkoušky dochází k poškození tělesa při jeho 1,5% relativním prodloužení. V případě použití této hodnoty jako kritéria poškození v modelu materiálu může dojít k nereálně křehkému chování vzorku v simulaci. Hodnota kritéria by mohla být získána z tlakové zkoušky strukturovaných těles.
- Hodnota kritéria poškození (*equivalent plastic strain*) zadávána do ANSYSu zvažuje porušení polygonální sítě při přetvoření jednotlivých elementů. Velikost maximálního poměrného přetvoření celého vzorku nemusí přesně reflektovat vlastnosti lokálního přetvoření. Pro získání přesné hodnoty kritéria poškození je nutné vytvořit MKP simulace mechanických zkoušek a lokální přetvoření korigovat na základě experimentů.

Tab. 3 Mechanické vlastnosti AlSi₁₀Mg (tahová zkouška provedená výrobcem materiálu EOS)

Úhel stavby	E [GPa]		Rp _{0,2%} [MPa]		Rm [MPa]		ε _m [%]	
	90°	0°	90°	0°	90°	0°	90°	0°
Hodnota	70±10	75±10	240±10	270±10	460±20	460±20	6±2	9±2

5.2.2. Vyhodnocení tahové zkoušky (objemová tělesa)

5.2.2

Stejným způsobem jako prutová tělesa pro tahovou zkoušku byla vyhodnocena i objemová tělesa. Byla skenována obdobným způsobem a na základě skenů byl stanoven jejich skutečný průměr (proložení Gaussovským válcem). Tahová zkouška probíhala za stejných podmínek jako zkouška prutových těles (ve stavu bez tepelného zpracování nebo obrobení *-as build*).

Ze skutečného průměru byl stanoven průřez těles, k němuž byla vztahována působící síla. Následně bylo podobně jako ve výše popsaném případě stanoveno působící napětí a další vlastnosti (viz Tab. 4).

Tab. 4 Mechanické vlastnosti AlSi₁₀Mg vyhodnocené z objemových tahových těles

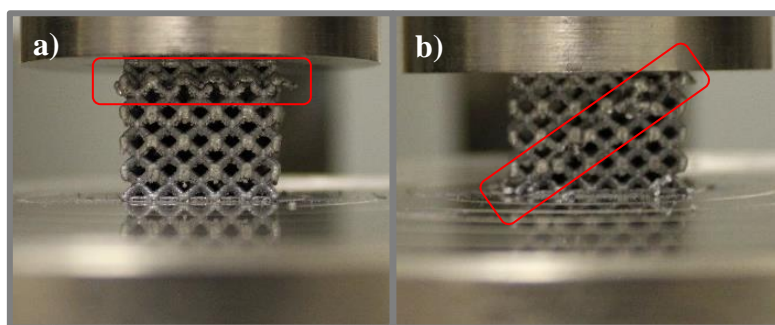
Označení	E [GPa]		Rp _{0,2%} [MPa]		Rm [MPa]		ε _m [%]		Et [MPa]	
	C90	C45	C90	C45	C90	C45	C90	C45	C90	C45
1	109,7	110,2	217,7	210,4	366,6	371	2,092	2,665	5457	4098
2	237,6	94,1	110,9	240,3	214,4	396,5	1,141	2,75	8092	4369
3	95,4	83,9	233,5	230,4	397	379,1	2,837	2,312	3711	6107
Průměr	147,5	96,1	187,4	227	326	382,2	2,023	2,576	5753,3	4858

Pozn.: Při porovnání mechanických vlastností jednotlivých vzorků byla patrná velká odchylka u vzorku C90-2. Tato odchylka je pravděpodobně způsobena prokluzem čelistí při provádění tahové zkoušky.

Výsledky tahové zkoušky byly porovnány s materiálovými listy výrobce práškového materiálu AlSi₁₀Mg (viz Tab. 3). Rozdíl v některých vlastnostech mohl být způsoben odlišnými procesními parametry použitými při stavbě testovacích těles. Tím pravděpodobně došlo k ovlivnění porozity dílů a změnám jejich skutečného průměru, což mělo vliv na vyhodnocení vlastností hliníkové slitiny.

5.2.3. Vyhodnocení tlakové zkoušky

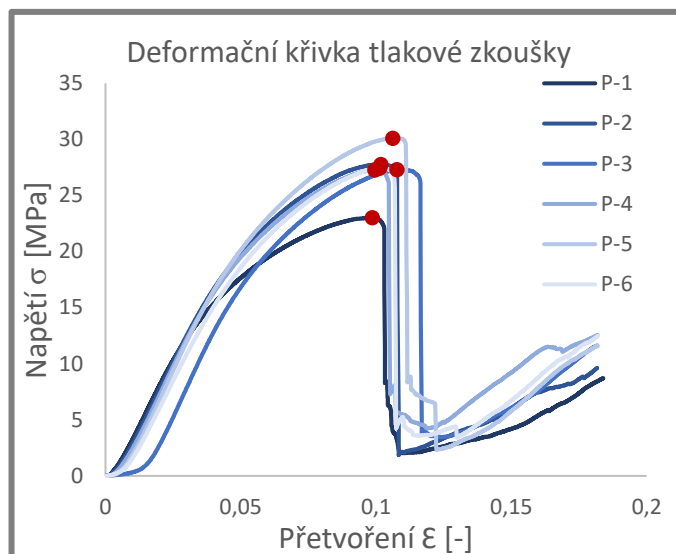
Vzorky pro tlakové testy a způsob jejich zatěžování byly popsány v kapitole 4.5.1. Deformační test byl vždy zastaven nejdříve po úplném kolapsu jedné řady buněk. Na vzorcích bylo možné pozorovat deformace dvou typů. První z nich představovala deformování struktury „skládáním“ do sebe (viz Obr. 46 a)). Kolaps jedné řady byl vždy doprovázen vybočením prutů ve směru ven ze struktury. Druhý typ deformace představoval lámání prutů napříč diagonálou (viz Obr. 46 b)).



Obr. 46 Typy deformace prutové struktury a) zborcení do sebe, b) po diagonále

Při přepočtu napětí byla působící síla vztahována k celkovému průřezu horní desky vzorku (400 mm²). Hodnoty maximálního poměrného přetvoření byly zvažovány jako maximální hodnoty přetvoření do prvního kolapsu struktury (viz Obr. 47).

Průměrná hodnota maximálního poměrného přetvoření sloužila k definování kritéria poškození bilineárního modelu materiálu (viz Tab. 6).



Obr. 47 Vyhodnocení maximální poměrné deformace z deformační křivky tlakové zkoušky

Tab. 5 Maximální poměrné deformace

Označení	F [N]	x [mm]	ϵ_m [%]
P-1	9204	2,051	9,859
P-2	11109	2,117	10,177
P-3	10920	2,240	10,758
P-4	10909	2,071	9,956
P-5	12039	2,209	10,619
P-6	10981	2,108	10,134
Průměr	10860,3	2,1327	10,252

5.3. Korekce MKP simulace

5.3

Reálné výsledky z provedených testů byly zavedeny do predikčního MKP modelu. Jednalo se zejména o změnu mechanických konstant v materiálovém modelu a změnu geometrie vzorků na základě rozměrové analýzy. V průběhu několika desítek výpočtů byly tyto korekce sledovány a jejich vliv byl posuzován.

5.3.1. Korekce modelu materiálu

5.3.1

Pro korekci vstupních dat modelu materiálu byly použity aritmetické průměry výsledků tahové zkoušky série T45 stavěné pod úhlem 45° , neboť ta byla úhlem stavby blíže strukturovanému materiálu (viz Příloha 6, kapitola 4.2.1). Změněny byly hodnoty modulu pružnosti na 71 GPa, meze kluzu na 135 MPa a tečného modulu na 6586 MPa.

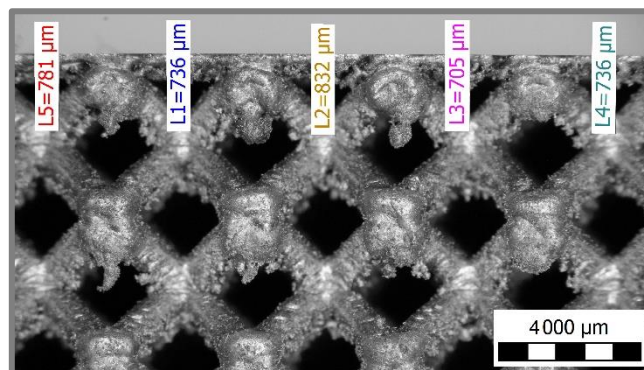
Z důvodu křehkého chování prutových těles byly pro doplňující kritérium poškození využity hodnoty maximálního poměrného přetvoření získané na základě

tlakové zkoušky strukturovaného materiálu (viz Příloha 6). Oproti kalibračnímu výpočtu došlo ke změně ze 7,5 % na 10,25 %.

Okrajovým plátům byl definován stejný typ materiálového modelu, avšak místo vstupních dat vyhodnocených na základě tahové zkoušky série T45 zde byla použita data z tahové zkoušky objemových vzorků stavěných pod úhlem 45° (C45, viz Tab. 4). Kritérium porušení zůstalo nezměněno.

5.3.2. Korekce geometrie úlohy

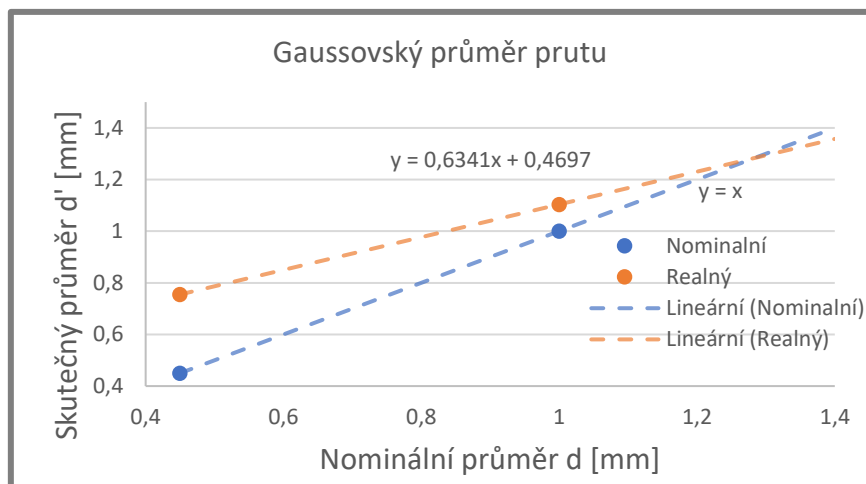
Při detailním zkoumání snímky z mikroskopu ukázaly, že průměrná výška horní desky vzorku je přibližně **740 μm** (viz Obr. 48). V porovnání s nominální výškou 300 μm tedy více než dvojnásobná. Na základě tohoto zjištění byla pozměněna výška modelu desky na 700 μm . Rozdíl 40 μm byl zanedbán z důvodu snadnějšího vytváření a udržení vysoké kvality polygonální sítě.



Obr. 48 Detail horní desky s měřením průměru

Pozn.: Je třeba brát v úvahu, že během výroby mohlo dojít k navýšení výšky plátu především částečným natavením prášku na spodní stranu. Detailní posouzení tohoto fenoménu by do budoucna mohlo rozšířit tuto studii.

Dále byl upraven tvar a rozměry jednotlivých prutů struktury. Z rozměrové analýzy vyplynulo, že skutečná průměrná šířka prutů se blíží hodnotě přibližně 0,95 mm (viz Příloha 5). Další inspekce průměrů prutů BCC struktury ze slitiny AlSi₁₀Mg převzatá ze studie **Vrány** [40] ukázala přibližně lineární závislost skutečné velikosti vyrobeného prutu na nominálním průměru (viz Obr. 49). Zjištěné poznatky byly zahrnuty do geometrie simulace (viz Tab. 6).

Obr. 49 Skutečný a nominální průměr prutu pro slitinu $AlSi_{10}Mg$

Tab. 6 Nominální a naměřený průměr kruhových prutů

Nominální průměr prutu [mm]	0,6	0,8	1	1,2
Naměřený/vypočítaný průměr prutu [mm]	0,85	0,95	1,1	1,25
Rozměry ekvivalentní elipsy [mm]				
Hlavní osa	1,06	1,17	1,36	1,55
Vedlejší osa	0,68	0,77	0,89	1,01

Další korekcí geometrie byla změna kruhového průřezu prutu struktury na eliptický. Na základě rozměrové analýzy byl stanoven průměrný poměr mezi vedlejší a hlavní poloosou eliptického prutu na hodnotu 0,66. Pro tento poměr byly vytvořeny eliptické průřezy prutů ekvivalentní ke kruhovým (viz Tab. 6), které byly rovněž zahrnuty do geometrie simulace

5.3.3. Korekce nastavení úlohy

5.3.3

Další úpravy úlohy byly provedeny v nastavení modulu *Model*.

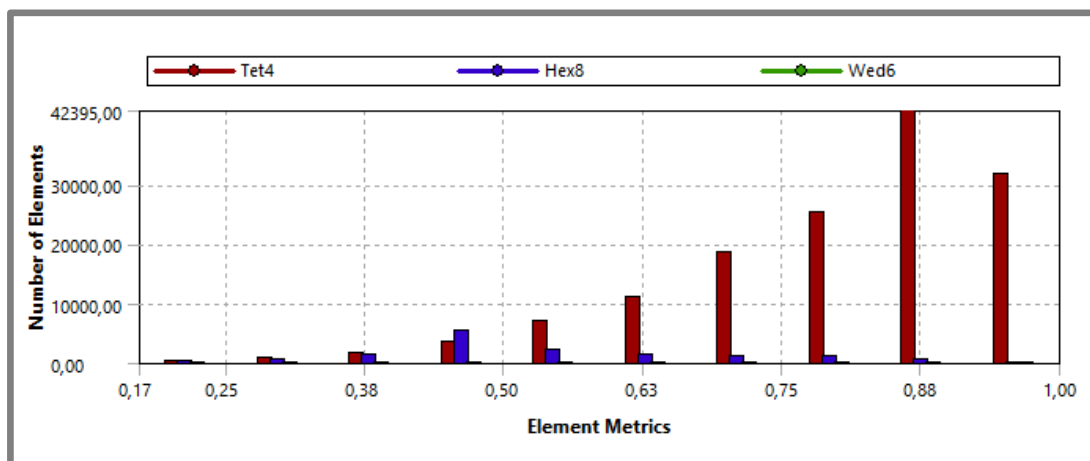
Polygonální síť

Jednou z možných příčin vzniklých nepřesností výpočtu mohla být nevhodně použitá velikost elementů a nedostatečná kvalita polygonální sítě. Při kontrole kvality polygonální sítě se ukázalo, že některé z klíčových elementů strukturovaného jádra (ležící v blízkosti dopadu sférického indentoru) vykazují velmi nízké kvalitativní stavy – 0,17 (viz Obr. 50). Minimální hodnoty kvality polygonální sítě by se měly optimálně pohybovat v rozmezí 0,3 – 0,5 (dle *ANSYS User Manual*). Za účelem zvýšení kvality sítě byly v kartě *Mesh* předefinované některé z *defaultních* nastavení. Například vyhlazování struktury elementů (*smoothing*) bylo změněno na vysokou hodnotu.

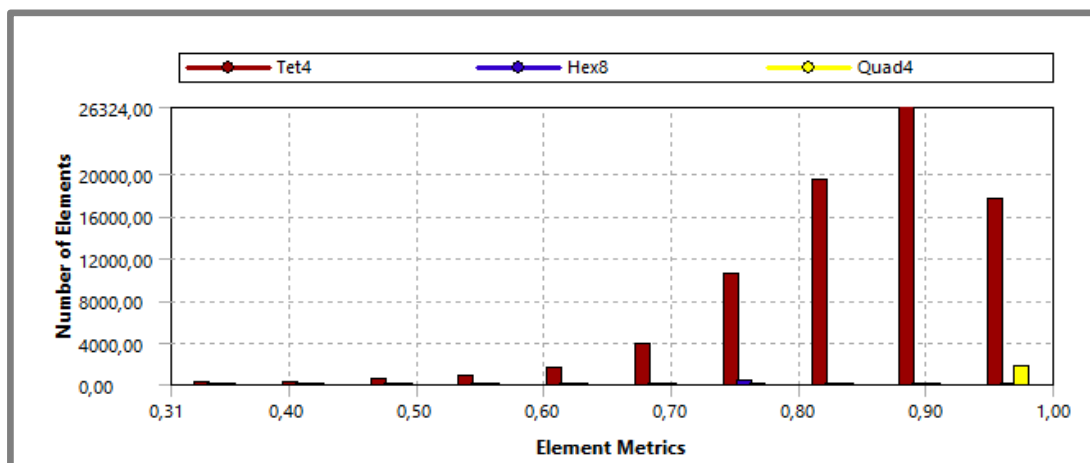
Dále byla provedena citlivostní analýza velikosti elementů. U série úloh s předběžným nastavením byl posuzován vliv velikosti elementů na kvalitu polygonální sítě. Výsledky ukázaly, že pro zmenšující se velikost elementů mírně roste kvalita polygonální sítě, a to až do velikosti 0,4 mm (další zmenšení nemá vliv na kvalitu). Tyto úpravy zvýšily minimální kvalitu polygonální sítě na hodnotu 0,31 u struktury s průměrem prutu 0,95 mm i průměrem ekvivalentní elipsy (viz Obr. 51, Tab. 6). Pro struktury jiných průměrů minimální kvalita dosahovala hodnoty až 0,4.

Pozn.: Typy použitých elementů polygonální sítě (stupně volnosti – s. v.)

- Tet4 (*tetrahedron*) je 4-uzlový prostorový element se 6 s. v.
- Hex8 (*hexahedron*) je 8-uzlový prostorový element se 6 s. v.
- Wed6 (*wedge*) je 6-uzlový prostorový element se 6 s. v.
- Quad4 (*quadrilateral*) je 4-uzlový plošný element se 2 s. v.



Obr. 50 Rozložení kvality elementů polygonální sítě před modifikací



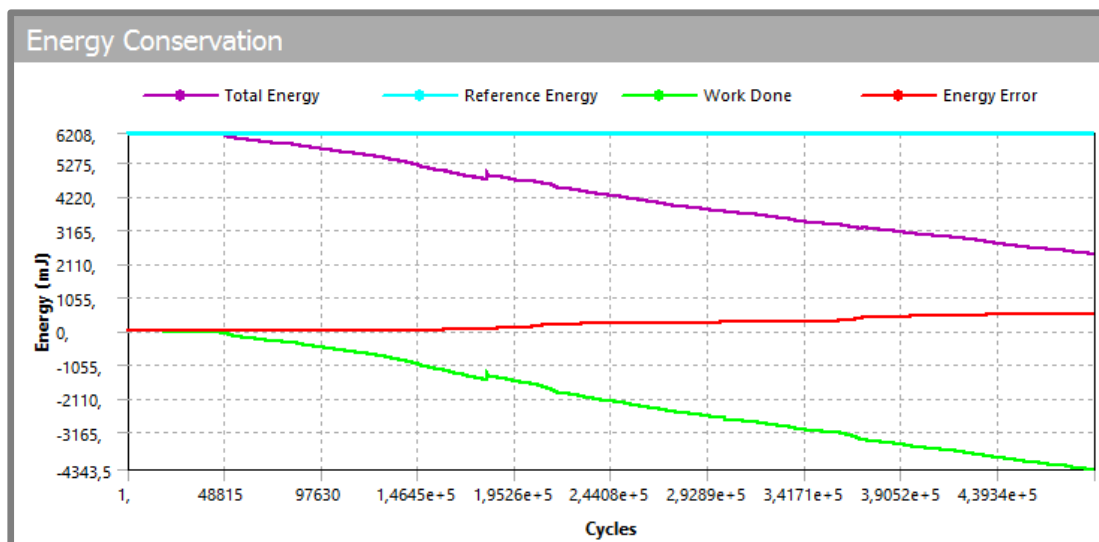
Obr. 51 Rozložení kvality elementů polygonální sítě po modifikací

Tab. 7 Statistické porovnání polygonální sítě celého vzorku

Kvalita polygonální sítě	Před modifikací	Po modifikaci
Minimální kvalita elementů	0,172	0,307
Maximální kvalita elementů	0,999	0,999
Průměrná hodnota	0,779	0,856
Směrodatná odchylka	0,161	0,096

Energetická rovnováha

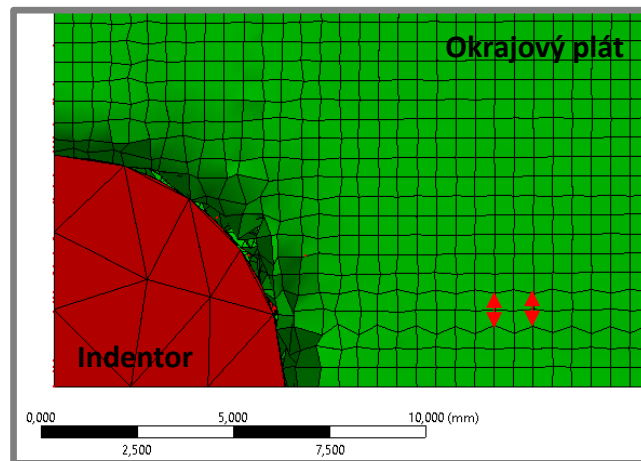
Energetická bilance MKP výpočtu pracuje se čtyřmi druhy energií (viz Obr. 52). Referenční energie (bledě modrá) zůstává v případě této úlohy zachována. Úroveň celkové energie (fialová), reprezentující energii soustavy vzorek-indentor, je na počátku stejná jako referenční. V průběhu výpočtu tato energie klesá a s ní současně roste i (záporná) hodnota práce vykonané sestavou (zelená). V ideálním případě by na konci výpočtu byla hodnota poklesu celkové energie rovna absolutní hodnotě práce vykonané sestavou. V dynamických MKP úlohách však vlivem nepřesností (např. v polygonální síti) dochází k rozdílům mezi těmito hodnotami. Tento rozdíl se potom projeví jako chybová energie (červená), která způsobuje odchylku ve výsledcích. Aby byl výpočet korektní, nesmí tato energie překročit 10 % (ANSYS User Manual).



Obr. 52 Energetická bilance výpočtu MKP

Při opakovaných pokusech o výpočet úlohy v různých konfiguracích bylo zjištěno, že součet všech hodnot energií vstupujících do výpočtu nesouhlasí se součtem hodnot výstupních energií. Tato nerovnováha v některých případech přesahovala kritickou hodnotu 10 % (defaultně zadaná), což mělo za následek přerušení výpočtu.

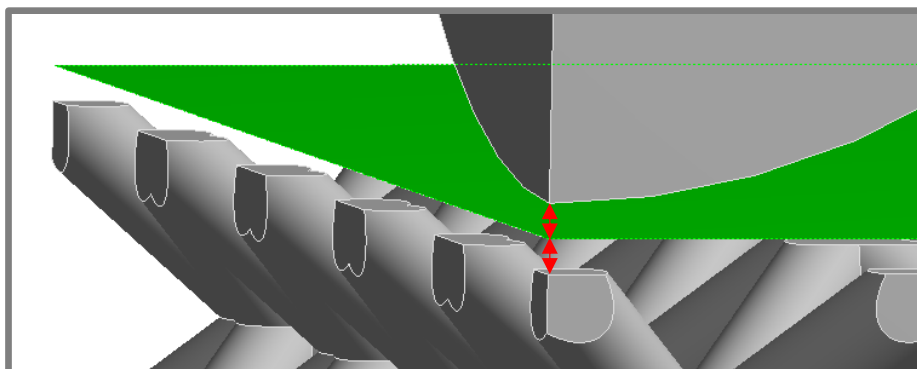
Při bližším zkoumání problému bylo zjištěno, že tato nerovnováha v energetické bilanci je z převážné většiny způsobena parazitní energií způsobenou rozkmitáním elementů horního okrajového plátu vzorku při nárazu hlavice. Tento jev označovaný pojmem *hourglassing* (viz Obr. 53) zanáší do výpočtu druhotně



Obr. 53 Hourglassing deformované desky

vyvolanou energetickou vlnu – *hourglass energy*, která v průběhu simulace neustále roste a jako součást chybové energie tím vytváří nepřesnost ve výstupních hodnotách. Vizualně se projevuje vlnovitým zakřivením polygonální sítě. Nezpůsobuje však nerovnosti geometrie tělesa. Rozdělení poměrně tenkého plátu větším počtem objemových prvků (*Solid*) s odstupňovanou velikostí v kombinaci s elementy typu *Hex Dominant* se tedy ukázalo jako neefektivní.

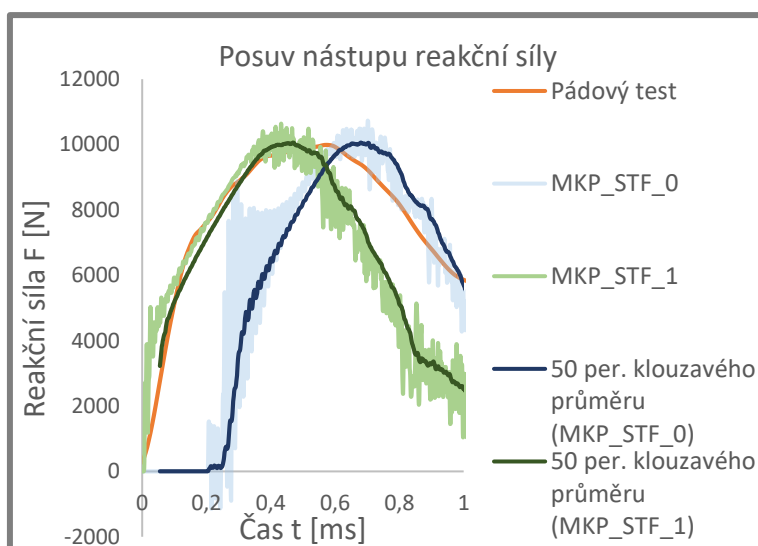
Za účelem eliminace *hourglassingu* byla polygonální síť horní desky transformována funkcí *Mid surface* (v modulu *Design Modeler*) na skořepinu (*Shell*) o stejné nominální tloušťce. Nově vzniklá skořepina ležela ve středové rovině původní desky (viz Obr. 54). Tato poloha vyžadovala předdefinování kontaktů mezi deskou a strukturovaným jádrem. Pro vytvoření vzdáleného kontaktu byl v záložce *Definition* povolen *Trim Contact*. A dále byly nastaveny hodnoty vzdálenosti spojení příkazy *Trim Tolerance* a *Maximum Offset* na hodnotu 0,5 mm. Tím bylo zabráněno odlupování horní desky od struktury při deformaci.



Obr. 54 Poloha desky se skořepinovou reprezentací

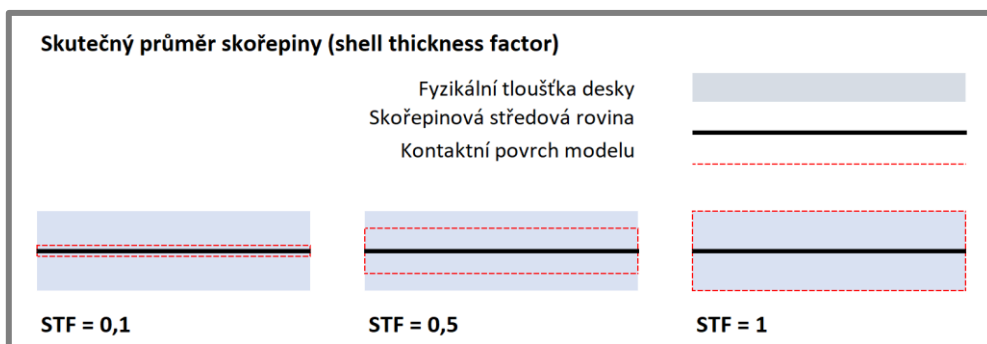
Nové přepočítání úlohy ukázalo signifikantní zlepšení v oblasti energetické bilance. Oproti předcházející konfiguraci byly hodnoty *hourglass energy* v průběhu simulace na minimální hodnotě. Zlepšení se projevilo také v oblasti kvality polygonální sítě horní desky.

Skořepinová reprezentace horní desky však způsobila drobnou odchylku v počátku nastupující síly reakce. Defaultní nastavení výpočetního modulu při transformaci geometrie umístilo skořepinu do původního středu desky (viz Obr. 54), jak bylo zamýšleno. I přes definování vzdálených vazeb byla veškerá geometrie nesoucí informaci o fyzikálních vlastnostech desky soustředěna jen ve středové skořepině (*mid-surface shell*). To způsobilo snížení výšky modelu strukturovaného vzorku v simulaci, což mělo za následek zpoždění doby iniciačního kontaktu mezi koncovým bodem hlavice a vzorkem. Nebrzděným pohybem hlavice v počátcích výpočtu došlo k chybě vyvolané opožděným nástupem sil reakce ve vazbách (viz Obr. 55 MKP_STF_0).



Obr. 55 Zpoždění sil reakce při pádovém testu (různé STF)

Po přezkoumání manuálů (ANSYS User Manual) bylo přistoupeno k modifikaci nastavení skořepiny. Záložka s názvem *Body Interactions* v explicitním modulu softwaru ANSYS umožňuje prostřednictvím *Shell thickness factor* (STF)



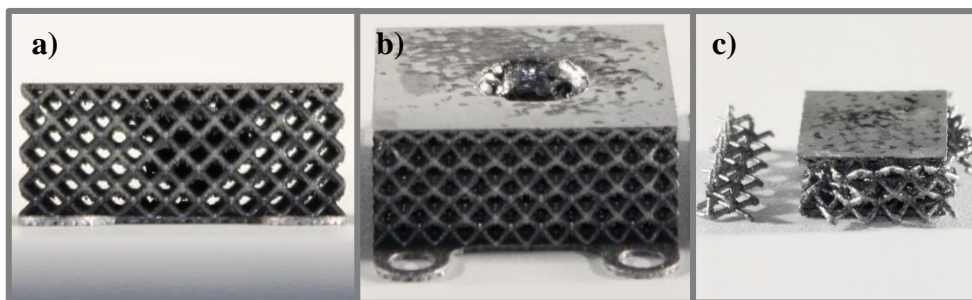
Obr. 56 Změna výpočetního průměru skořepiny

měnit konfiguraci kontaktního povrchu modelu (viz Obr. 56). V závislosti na velikosti faktoru (0 až 1, hodnota STF·teoretický průměr skořepiny = průměr pro výpočet) je možné měnit virtuální průměr skořepiny. Jde v podstatě o rozšíření kontaktních ploch skořepiny, které budou nadále zahrnuty ve výpočtu. Nastavení hodnoty STF na velikost 1 má za následek vytvoření kontaktního povrchu o původních rozměrech desky. Důsledkem toho dojde k iniciačnímu kontaktu desky a indentoru v prvním kroku výpočtu. Nástup sil reakce není opožděn (viz Obr. 55 MKP_STF_1).

5.4. Porovnání experimentu a simulace

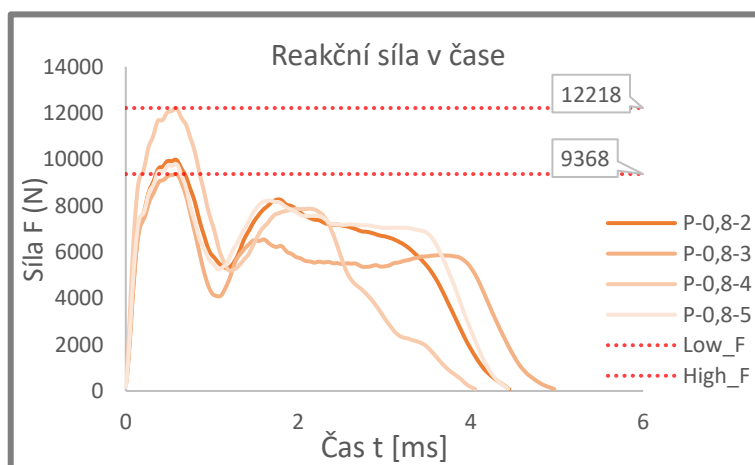
5.4.1. Výsledky pádového testu

Pro pádový test byla vyrobena sada výše popsaných těles (série po 4 x 5 vzorků pro plošné i průrazné zatížení) pro testování s plochým a sférickým indentorem (viz Obr. 58).



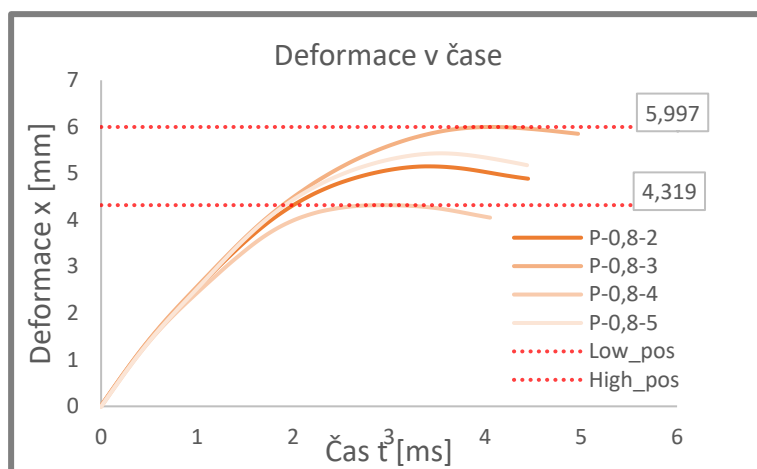
Obr. 58 Vzorky podrobené pádovému testu—a) a b) sférický, c) plochý

Z každé dílčí testované série byla získána pětice křivek sledujících průběh fyzikálních veličin (viz Obr. 57 a Obr. 59). Sledovány byly průběhy i maximální a průměrné hodnoty veličin pro možnost jejich porovnání s dynamickými MKP úlohami (viz Příloha 7 a Příloha 8). Na základě těchto dat byly vyhodnoceny i průběh a přeměna kinetické energie v energii absorbovanou vzorkem při nárazu.



Obr. 57 Sily reakce v čase (plochý indenter, nominální $d = 0,8$ mm)

Pozn.: Vzorek s označením P-0,8-1 byl během opracování po výrobě poškozen. Ve výstupech série není tudíž dále uvažován.



Obr. 59 Deformace v čase (plochý indentor, nominální d = 0,8 mm)

Při dopadu hlavice na vzorek vznikaly v konstrukci pádového testeru velké energetické rázy. Kvůli tomu musely být k jejímu posuvu po lineárním vedení použity vozíky dimenzované pro vyšší zatížení. Během pohybu hlavice před dopadem (dráha 1 m) byly však tyto vozíky zatíženy pod 10 % pracovního rozsahu. Při takto nízkém zatížení docházelo k velkým energetickým ztrátám vlivem třecích sil v lineárním vedení. Z tohoto důvodu je výhodné vyhodnocení počátečního stavu energie provádět na základě rychlosti pádové hlavice v bodě prvního kontaktu se vzorkem. Dochází tím k zanesení minimální chyby.

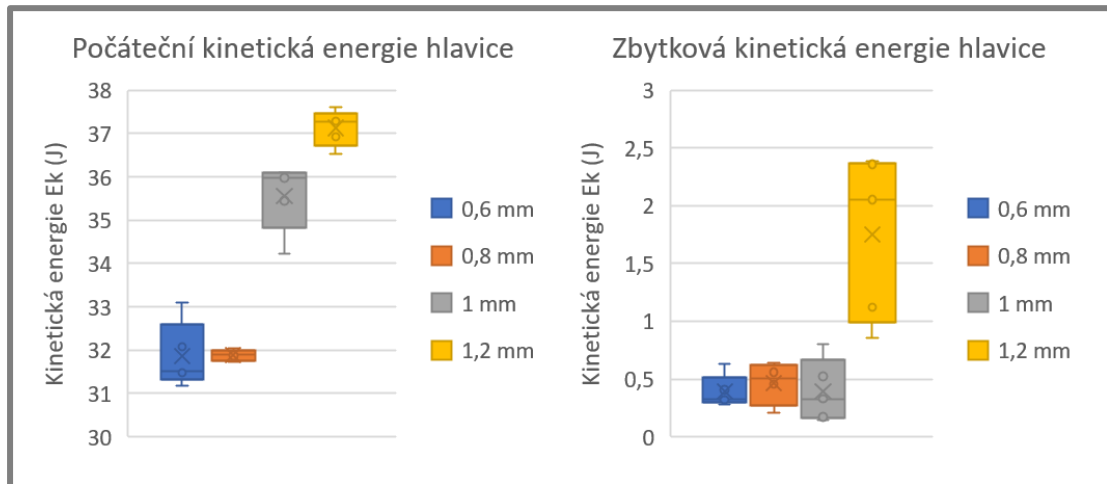
Velikost absorbované energie byla vyhodnocována podobně jako ve studii **Vrány** (2016) [38]. Veškerá energie na počátku děje je reprezentována kinetickou energií hlavice (E_K) v okamžiku těsně před dopadem. V průběhu deformace vzorku dochází k poklesu kinetické energie až do úplného zastavení pádové hlavice. Kinetická energie se mění na práci, deformaci vzorku (E_A) a energii uloženou v elastické deformaci spodní desky pádového testeru (E_T). Další složkou energie je energie uložená v elastické deformaci vzorku (E_B). Elastická energie (E_T) uložená ve spodní desce je vykompenzována při odrazu hlavice z polohy maximální deformace do počáteční polohy. Zbylá energie odrazu (E_B) je energie, kterou vzorek již nebyl schopen pojmout. Energetické složky tření lineárního vedení v průběhu deformace vzorku (E_F) a změna potenciální energie (E_P) byly ve výpočtu zanedbány. Hodnoty kinetické energie byly stanoveny podle rovnice:

$$E_K = \frac{1}{2} \cdot m \cdot v^2 \quad [\text{MPa}] \quad (5-10)$$

m [kg] hmotnost pádové hlavice

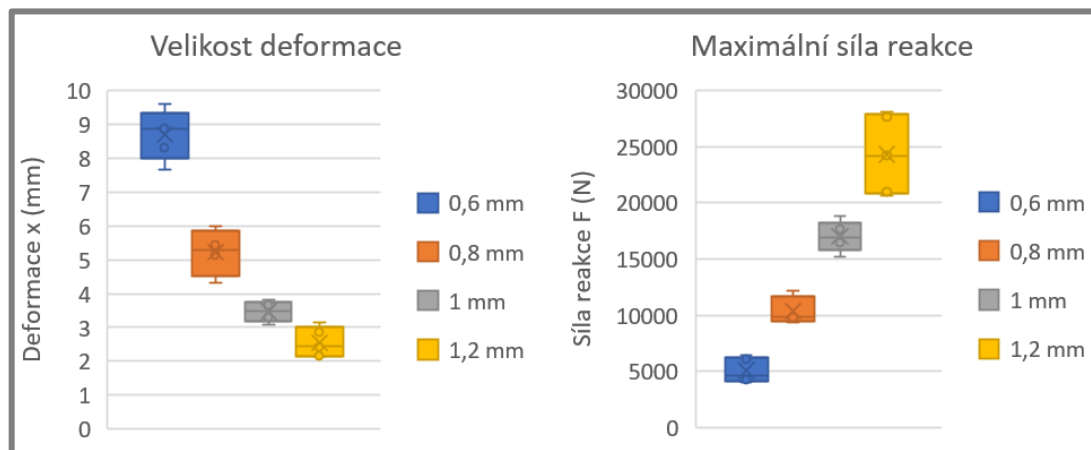
v [$\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$] rychlost pádové hlavice v bodě kontaktu se vzorkem

Velikost absorbované energie byla stanovena jako rozdíl počáteční kinetické energie (E_K) a zbytkové energie po odrazu (E_B) (viz Obr. 60). Výsledky byly zaneseny do tabulky včetně hodnot procentuálního množství pohlcené energie (viz Příloha 9).



Obr. 60 Porovnání kinetických energií hlavice před a po nárazu plošným indentorem

Za účelem lepšího zhodnocení dosažených výsledků byla provedena základní popisná statistická analýza (viz Obr. 61). Její součástí bylo například vyhodnocení kvartilů, rozpětí a variačního koeficientu (viz Příloha 11 a Příloha 12). Bylo tak možné porovnat rozložení experimentálních hodnot vzhledem k výsledku MKP simulace.



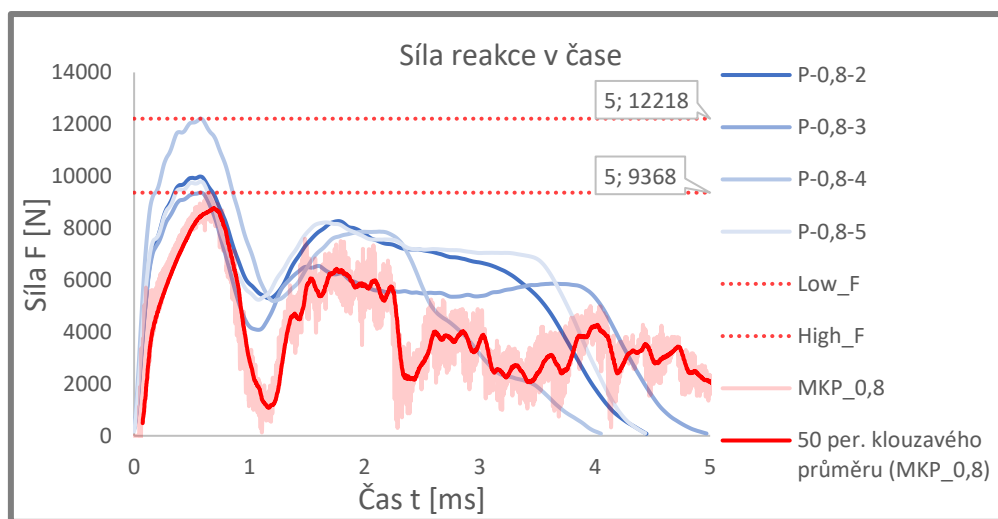
Obr. 61 Krabicový graf vybraných veličin pádového testu s plošným zatížením

5.4.2. Výsledky MKP simulace

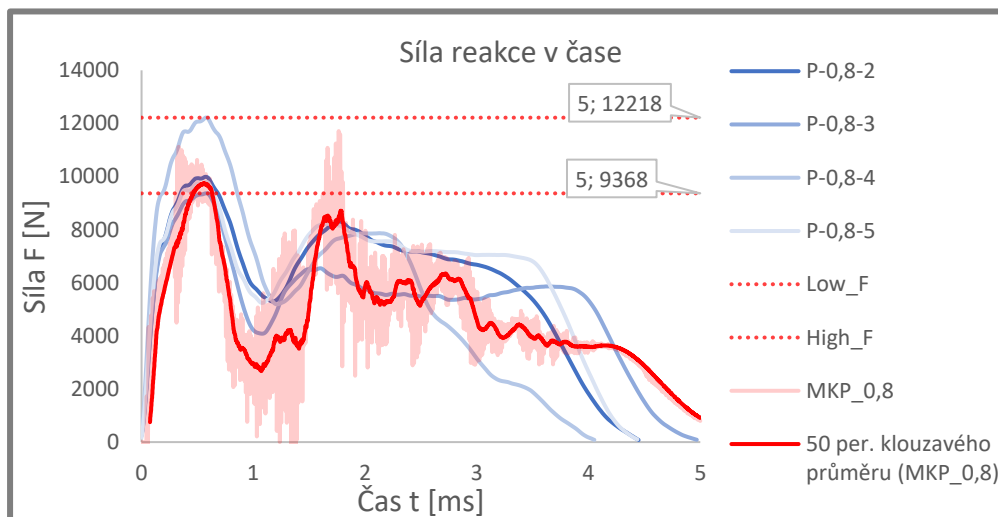
Pro zatěžování plochým indentorem byly vytvořeny úlohy s korigovaným průměrem kruhového průřezu prutu, ekvivalentním eliptickým průřezem a sférickými útvary vznikajícími v uzlech struktury. Pro zatěžování sférickým indentorem byly přepočítány pouze úlohy s ekvivalentním eliptickým průřezem.

Série P (kruhové a eliptické pruhy)

Z porovnání průběhů sil reakce (viz Obr. 62 a Obr. 63) je patrné, že průběh síly simulace zvažující eliptický průřez prutu odpovídá lépe experimentálnímu průběhu. Bodové porovnání bylo stanoveno na základě maximálních hodnot iniciační části sil reakce MKP úlohy. Tyto síly byly porovnány s průměrem maximálních hodnot experimentu. Bylo zjištěno, že relativní chyba simulace se v místě maximálních sil reakce s využitím geometrie úlohy zvažující eliptický průřez prutu snížila z 12 % na 2 % (pro případ nominálního průměru 0,8 mm).



Obr. 62 Porovnání průběhu sil reakce experimentu a MKP s kruhovým průřezem prutu (nominální 0,8 mm; plošné zatížení)

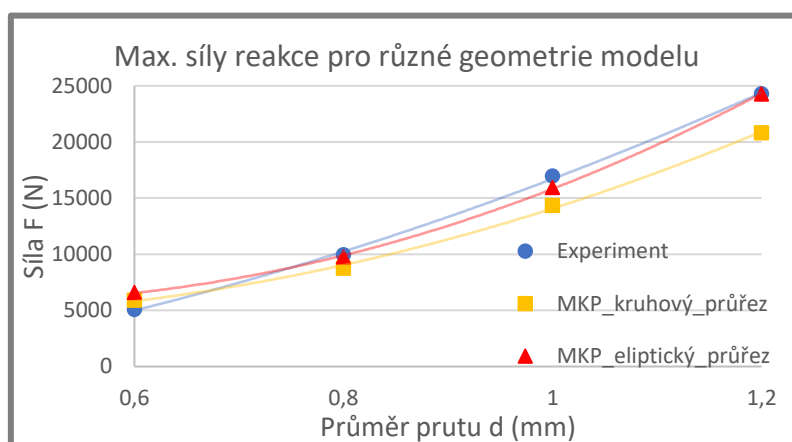


Obr. 63 Porovnání průběhu sil reakce experimentu a MKP s eliptickým průřezem prutu (nominální 0,8 mm; plošné zatížení)

Pozn.: Velikosti sil reakce byly během experimentu vyhodnocovány z tenzometru umístěného na členu mezi pádovou hlavicí a plochým/sférickým indentorem. Oproti tomu v MKP úloze byla velikost sil reakce stanovena ve vazbách

(z pevně uloženého stolku pod vzorkem). Rozdílná místa, ve kterých probíhalo měření sil reakce, mohla podat zkreslené informace o jejich průběhu a extrémech.

Obdobný výsledek byl pozorován také pro ostatní průměry prutu (viz Obr. 64). I zde výsledek s elipticky korigovanou geometrií výpočetní úlohy lépe reflektoval průběh experimentu. Podobné trendy bylo možné pozorovat také pro další vyhodnocené veličiny (viz Příloha 13 až Příloha 15).



Obr. 64 Porovnání maximálních velikostí sil reakce pro různé průměry prutu plošného zatížení

Využití inovativního přístupu, který uvažoval skutečnou geometrii zahrnující eliptický průřez prutu při vytváření geometrie simulace, vedlo k dosažení přesnějších výsledků (viz Tab. 8).

Tab. 8 Relativní chyba při porovnání simulací a experimentu – plošné zatížení

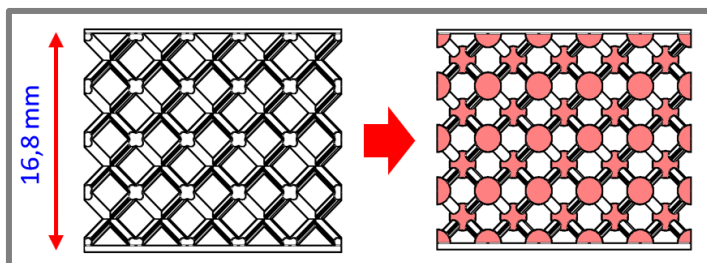
Nom. průměr prutu [mm]	0,6	0,8	1	1,2
Deformace				
δ–kruhový průřez [%]	6	18,3	20,6	22,7
δ–eliptický průřez [%]	4,9	3,4	13,9	4,6
Max. síla reakce				
δ–kruhový průřez [%]	16,1	12,0	15,6	14,3
δ–eliptický průřez [%]	29,5	2,1	6	0,1

Série P (sférické útvary v uzlech)

Dalším typem sledované geometrické modifikace byla konfigurace zvažující sférické útvary v uzlech struktury (viz Obr. 65). V průběhu stavby struktury dochází ke změně skenovací strategie při vytváření uzlů. Tato změna způsobuje lokální oslabení konců prutů, což může mít za následek pokles tuhosti struktury. Tomuto jevu může být zamezeno přidáním sférických útvarů do CAD modelů struktury.

Veškerá nastavení s výjimkou geometrie simulace zůstala stejná jako v případě simulace výše zmíněného plošného zatěžování vzorku o nominálním průměru prutu 0,8 mm. Ve výpočetní sérii bylo testováno 5 geometrických konfigurací. První z nich

byla sestavena z původní CAD předlohy vzorků pro plošné zatížení (viz kapitola 4.5.2). Další byly opatřeny sférickými útvary o průměrech 1,5 mm; 1,8mm; 2,1 mm a 2,4 mm v uzlech prutů.

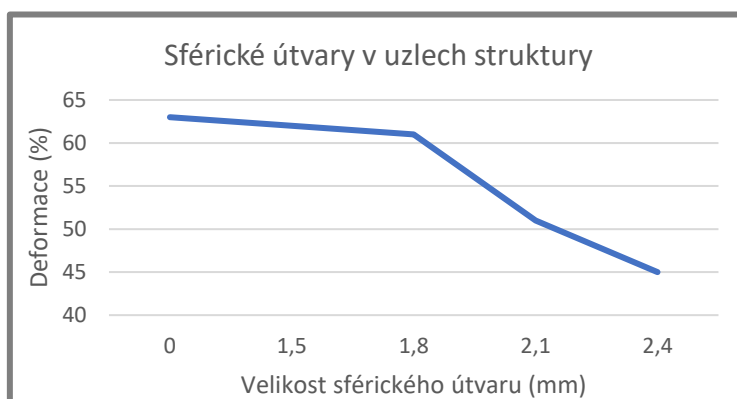


Obr. 65 Přechod od původní CAD předlohy k modifikované

Porovnáním výsledků bylo možné pozorovat, jaký vliv má měnící se průměr sférických útvarů na simulované mechanické vlastnosti (viz Tab. 9). Z vyhodnocení je patrné, že se zvětšujícími se sférickými útvary v uzlech roste i tuhost struktury, která se projeví menší deformací a vyššími silami reakce (viz Obr. 66).

Tab. 9 Porovnání veličin simulace plošného zatížení vzorků se sférickými útvary v uzlech

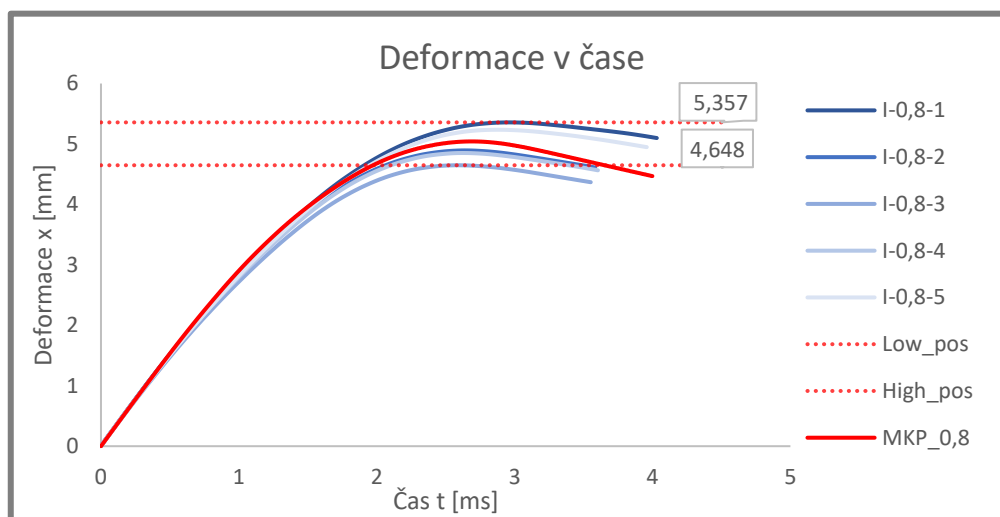
Název	Deformace x [mm]	Deformace x [%]	Max. síla reakce F [N]	Prům. síla reakce F [N]	Doba deformace t [ms]	Max. zrychlení a [m/s ²]
MKP_b0	10,646	63	5281	3147	7,00	671
MKP_b1,5	10,353	62	5577	3323	6,51	728
MKP_b1,8	10,179	61	7104	3168	6,93	863
MKP_b2,1	8,498	51	7876	3953	5,16	971
MKP_b2,4	7,594	45	10704	5269	4,25	1264



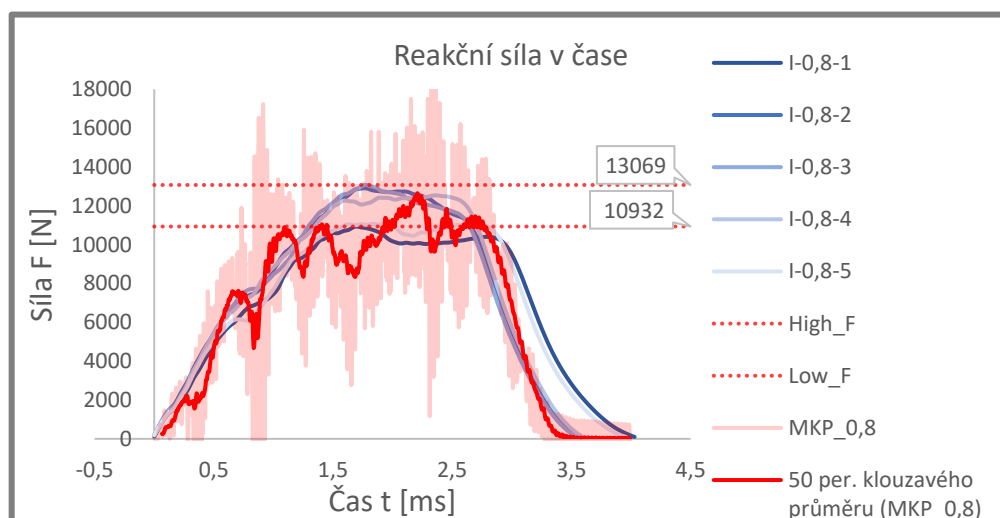
Obr. 66 Velikost deformace plošně zatížené struktury se sférickými útvary v uzlech

Série I (eliptické pruty)

Další sérii simulací tvořily úlohy se strukturovanými vzorky zatěžovanými průřezem. S touto konfigurací byly počítány úlohy se zahrnutím eliptických průřezů prutů podobně jako u plošného zatěžování. Při prvním přepočítání MKP úlohy bylo zjištěno, že simulace se výrazně odchyluje od experimentu. Strukturovaný materiál v MKP úloze vykazoval velmi nízkou tuhost. Na modelu geometrie strukturovaného materiálu bylo v průběhu zatěžování pozorováno rozsáhlé porušování. To bylo pravděpodobně způsobeno překročením kritéria poškození, které bylo vyhodnoceno na základě přetvoření vzorků pro tlakovou zkoušku. Lokální přetvoření elementů polygonální sítě se mohlo lišit. Z tohoto důvodu bylo přistoupeno k parametrickému korigování kritéria poškození. Kritérium bylo měněno v rozsahu 10 % až 25 %, přičemž byl sledován vliv této změny na velikosti sil reakce a deformace. Dosažení požadované shody s experimentem (viz Obr. 67 a Obr. 68) nastalo v případě nastavení kritéria na 20 %.



Obr. 67 Porovnání průběhu deformace experimentu a MKP s eliptickým průřezem prutů (nominální 0,8 mm; zatížení průřezem)



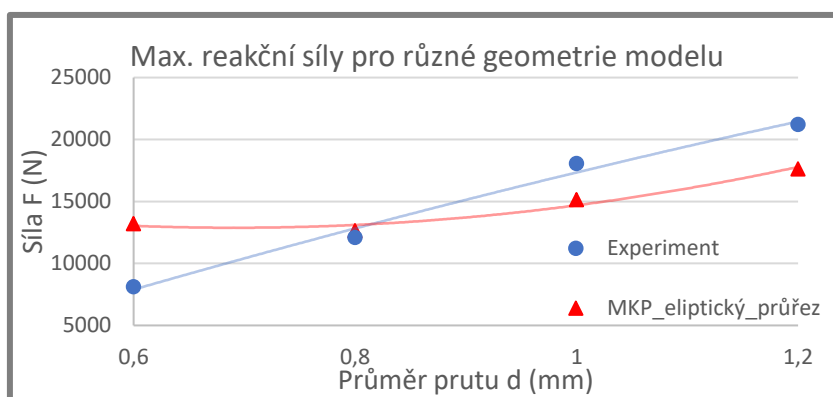
Obr. 68 Porovnání průběhu sil reakce experimentu a MKP s eliptickým průřezem prutů (nominální 0,8 mm; zatížení průřezem)

Podobně byly vytvořeny (s kritériem 20 %) úlohy i pro ostatní průměry prutu v sérii. Následně byly výsledky MKP simulace porovnány experimenty (viz Příloha 17 až Příloha 22). Výsledky ukázaly, že maximální velikosti sil reakce nejlépe odpovídají u vzorků s nominálním průměrem prutu 0,8 mm. Při porovnání této hodnoty s aritmetickým průměrem sil reakce experimentu vzniká relativní chyba 5 %. U vzorků s větším průměrem prutu chyba narůstá na 17 %. A u vzorků s menším průměrem dokonce až na 62 %. Podobný trend je možné pozorovat i u dalších vyhodnocených veličin (viz Obr. 69 a Tab. 10).

Tab. 10 Relativní chyba při porovnání simulací a experimentu – zatížení průrazem

Nominální průměr prutu [mm]	0,6	0,8	1	1,2
Deformace				
Relativní chyba - eliptický průřez [%]	25,4	0,9	10,3	19,7
Max. síla reakce				
Relativní chyba - eliptický průřez [%]	66,2	4,5	16,1	16,9

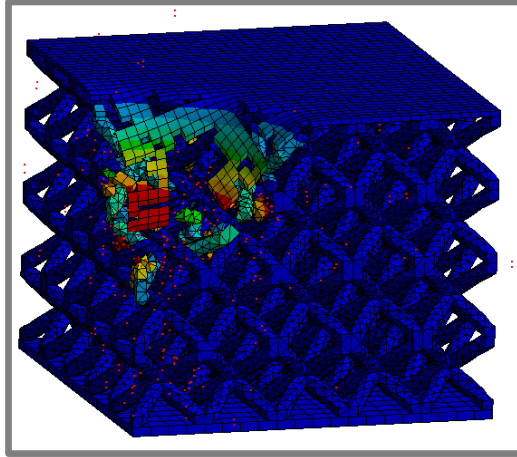
Je nutné vzít v úvahu, že strukturované vzorky s odlišnými hodnotami nominálního průměru prutu by měly být provedeny příslušné mechanické testy. Ačkoliv se jedná o použití totožného materiálu i procesních parametrů pro stavbu strukturovaných vzorků, může dojít k ovlivnění mechanických vlastností. K této změně může dojít vlivem povrchové vrstvy, která má odlišné vlastnosti oproti jádru prutu. Procentuální zastoupení povrchové vrstvy je pro každý průměr prutu odlišné, což v důsledku může vést k odlišnému vyhodnocení vlastností prutových struktur.



Obr. 69 Porovnání průměrné síly pro různé průměry prutu průrazného zatížení

Rozdílné hodnoty kritéria poškození pro zatěžování s plochým a sférickým indentorem mohou být vysvětleny na základě odlišného typu zatížení. V případě sférického indentoru dochází k přenesení působící síly na mnohem menší plochu než u plochého indentoru. Vlivem působícího napětí dojde k přetvoření elementů nad kritériem poškození a tím i k porušení polygonální sítě. Elementy jsou vytrhávány, což způsobuje zvětšení deformace (viz Obr. 70)

Z toho vyhodnocení vyplívá, že jeden model materiálu není bez korekcí univerzálně použitelný pro všechny druhy geometrických konfigurací a typy zatížení. Každá specifická aplikace vyžaduje vlastní provedení mechanických testů, rozměrových analýz a dodatečných korekcí modelu.



Obr. 70 Simulovaná deformace při zatížení vzorku průrazem

6. DISKUZE

Pro tlumení velkých energetických rázů mechanické energie se v dopravě využívá především absorbérů vyrobených ze speciálních profilů. Pro vysoce specifické aplikace se využívají komponenty, které jsou přesně navrženy pro cílený druh deformace. Jedná na například o hliníkové pěny, které disponují nízkou hmotností. Alternativní možností je využití mikro-prutových strukturovaných dílů vyrobených aditivní technologií SLM. Pro jejich aplikaci je vhodné vytvořit predikční dynamickou MKP simulaci rázového děje.

Důležitou součástí MKP úlohy je model materiálu mikro-prutové struktury. Na základě rešerše byl vybrán model *bilinear isotropic hardening* a byly definovány mechanické testy jeho sestavení. V prvních krocích byly vyrobeny série těles pro tahovou a tlakovou zkoušku, dynamický test a rozměrovou analýzu. Tělesa byla vyráběna v jedné sérii se stejnými procesními parametry tak, aby bylo možné zaručit jejich ekvivalentní mechanické vlastnosti [25, 27]. Po výrobě byla všechna tělesa naskenována optickým skenerem ATOS.

K provedení tahového testu byla vyrobena prutová tělesa s nominálním průměrem prutů 0,8 mm totožným se strukturovanými vzorky. Prutová tělesa měla lépe reflektovat podmínky vznikající při zatěžování strukturovaného materiálu [10]. Podle studie **Vrány** [10] bylo zjištěno, že úhel stavby má také vliv na mechanické vlastnosti dílu. Z tohoto důvodu byla vyrobena také tělesa stavěná pod úhlem 45°, který se více blíží úhlu stavěné struktury.

Vyhodnocení mechanických vlastností prutových tahových těles ukázalo značný pokles (viz Tab. 1, Tab. 2 a Tab. 3) ve srovnání s objemovými tahovými vzorky stejné série (viz Tab. 4) i s výsledky dodávanými výrobcem (viz Tab. 5). U tahových tělísek bylo pozorováno velmi křehké chování. Podobné chování strukturovaného materiálu vyrobeného technologií SLM bylo popsáno ve studii **Minese** [11]. Z tohoto důvodu bylo přistoupeno k vyhodnocení doplňujícího kritéria poškození materiálů z tlakové zkoušky strukturovaného materiálu.

Hodnota kritéria byla stanovena na 10 % na základě deformační křivky v místě prvního píku F_{max} , těsně před jejím progresivním kolapsem (viz Obr. 47). Toto vyhodnocení bylo použito jako inženýrský metoda. Reflektovalo přetvoření vzorku jako celku, zatímco doplňující kritérium poškození v ANSYSu se vztahuje k lokálnímu přetvoření na bázi elementů polygonální sítě. Zanesením takto vyhodnocené veličiny do materiálového modelu mohla vzniknout nepřesnost ve výpočtu.

Při vyhodnocení skutečných rozměrů strukturovaných těles pro pádový test bylo zjištěno, že vlivem přestupu tepla došlo k částečnému natavení velkého množství zrn stavebního prášku na spodní strany prutů. Tento výrobní fenomén způsobil nejen změnu průměrů prutů, ale také změnu jejich průřezů. Prut se tak jevil spíše jako eliptický, což bylo v závěru implementováno do geometrie numerického modelu. Podobným způsobem probíhalo i vyhodnocení skutečných průměrů okrajových plátů vzorků.

Po provedení veškerých nastavení byly úlohy odeslány k vyřešení. Porovnáním sledovaných veličin u výpočtů bylo zjištěno, že zahrnutím reálných eliptických průřezů prutů do geometrie simulace je možné simulaci výrazně zpřesnit (porovnání střední hodnoty maxima síly reakce s 2% rozdílem).

V závěru byla numerická úloha plošného zatěžování transformována na průřez vzorku. Všechny nastavené parametry modelu byly převzaty z plošného zatížení. V případě průrazu materiálu muselo dojít ke korekci kritéria poškození (pomocí parametrické úlohy). Vlivem velkého lokálně působícího napětí došlo výraznému přetvoření elementů polygonální sítě s následným porušením vzorku. Zde se pravděpodobně výrazněji projevila potřeba zjištění skutečného lokálního přetvoření materiálu, které bylo v této diplomové práci nahrazeno alternativně získanou hodnotou z tlakové zkoušky. Dalším řešením by mohlo být vytvoření samostatného modelu materiálu pro průřez strukturovaného materiálu.

7. ZÁVĚR

Diplomová práce byla zaměřena na vytvoření predikční MKP úlohy dynamicky zatěžované mikro-prutové struktury typu BCC. Dosavadní studie zabývající se simulacemi dynamicky zatěžovaných struktur vyrobených technologií SLM nezahrnovaly vliv imperfekcí výrobní technologie. Bylo nutné určit všechny parametry a nastavení vstupující do simulace.

V prvním kroku byla provedena rešeršní studie v oblasti nízko-rychlostního testování strukturovaného materiálu a vytváření predikční dynamické MKP rázového děje. Na základě poznatků z rešerše byly definovány mechanické testy a nastavení dynamické MKP simulace.

V dalším kroku byly pomocí technologie SLM vyrobeny vzorky pro mechanické testování, dynamický pádový test a rozměrovou analýzu. Tato tělesa byla vyráběna v jedné sérii se stejnými procesními parametry tak, aby bylo možné zaručit jejich ekvivalentní mechanické vlastnosti.

Vybraná tělesa byla po výrobě digitalizována optickým skenerem ATOS Triple Scan a v softwaru GOM Inspect byly analyzovány jejich skutečné rozměry. Z měření vzorků pro mechanické testování byl vyhodnocen jejich průřez, ke kterému bylo vztahováno působící napětí. Ze skenů vzorků pro rozměrovou analýzu byly vyhodnoceny skutečné průměry a tvar průřezů prutů ve strukturovaném materiálu. Na základě těchto poznatků byla korigována geometrie simulace.

Na základě rešeršní studie byl pro model materiálu BCC struktury vybrán model *Bilinear Isotropic Hardening*. Pro jeho sestavení byly provedeny tahové zkoušky prutových těles stavěných pod úhlem 45°. Na základě tohoto testu byly zjištěny zejména hodnoty modulu pružnosti, meze kluzu a tečného modulu materiálu.

Jako doplňující kritérium poškození materiálu bylo zvoleno kritérium s názvem *Maximum Equivalent Plastic Strain*, zvažující poškození po dosažení kritické hodnoty přetvoření elementů polygonální sítě. Hodnota přetvoření byla získána na základě tlakové zkoušky strukturovaného materiálu.

Dále byly nastaveny parametry numerického MKP modelu týkající se okrajových podmínek, velikosti a typu zatížení, kvality polygonální sítě atd. S takto vytvořeným MKP modelem byl testován vliv geometrie s kruhovým a reálným eliptickým průřezem prutu. Tímto způsobem byly vytvořeny úlohy s konfiguracemi plošného zatížení i zatížení průrazem pro několik průměrů prutů.

Při zahrnutí imperfekcí vznikajících ve struktuře při výrobě technologií SLM došlo k výraznému zvýšení shody dynamické simulace s experimentem. Tato shoda byla pozorována na základě porovnání průběhů sledovaných veličin a maximálních hodnot.

V průběhu řešení diplomové práce byl využit inovativní způsob zahrnutí výrobních fenoménů a imperfekcí technologie SLM do MKP výpočtu dynamicky

zatěžované struktury. Výsledný numerický model je možné použít pro studium vlivů změny geometrie struktury na její mechanické vlastnosti bez nutnosti testování. Numerický model by v budoucnu mohl být upraven pro jiné typy mikro-prutových struktur nebo by mohlo být rozšířeno o analýzu rozměrnějších dílů.

Všechny cíle diplomové práce byly splněny.

8. SEZNAM POUŽITÝCH ZDROJŮ

- [1] WANG, Yonghui, J. Y. Richard LIEW, Siew Chin LEE a Wei WANG. Experimental and analytical studies of a novel aluminum foam filled energy absorption connector under quasi-static compression loading. *Engineering Structures* [online]. 2017, **131**, 136–147. ISSN 18737323. Dostupné z: <http://dx.doi:10.1016/j.engstruct.2016.10.020>
- [2] KARAGIOZOVA, D. a Norman JONES. Dynamic buckling of elastic–plastic square tubes under axial impact—II: structural response. *International Journal of Impact Engineering* [online]. 2004, **30**(2), 167–192. ISSN 0734743X. Dostupné z: [http://dx.doi:10.1016/S0734-743X\(03\)00062-9](http://dx.doi:10.1016/S0734-743X(03)00062-9)
- [3] OLABI, A. G., Edmund MORRIS a M. S.J. HASHMI. Metallic tube type energy absorbers: A synopsis. *Thin-Walled Structures* [online]. 2007, **45**(7–8), 706–726. ISSN 02638231. Dostupné z: <http://dx.doi:10.1016/j.tws.2007.05.003>
- [4] *COREX HONEYCOMB* [online]. 2018. Dostupné z: <https://corex-honeycomb.co.uk>
- [5] KOPANIDIS, A., A. THEODORAKAKOS, E. GAVAISES a D. BOURIS. 3D numerical simulation of flow and conjugate heat transfer through a pore scale model of high porosity open cell metal foam. *International Journal of Heat and Mass Transfer* [online]. 2010, **53**(11–12), 2539–2550. ISSN 00179310. Dostupné z: <http://dx.doi:10.1016/j.ijheatmasstransfer.2009.12.067>
- [6] SHIMIZU, T., K. MATSUZAKI, H. NAGAI a N. KANETAKE. Production of high porosity metal foams using EPS beads as space holders. *Materials Science and Engineering A* [online]. 2012, **558**, 343–348. ISSN 09215093. Dostupné z: <http://dx.doi:10.1016/j.msea.2012.08.010>
- [7] DHARMASENA, Kumar P., H. N G WADLEY, Zhenyu XUE a John W. HUTCHINSON. Mechanical response of metallic honeycomb sandwich panel structures to high-intensity dynamic loading. *International Journal of Impact Engineering* [online]. 2008, **35**(9), 1063–1074. ISSN 0734743X. Dostupné z: <http://dx.doi:10.1016/j.ijimpeng.2007.06.008>
- [8] BANHART, J. *Manufacture, characterisation and application of cellular metals and metal foams* [online]. 2001. ISBN 0079-6425. Dostupné z: [http://dx.doi:10.1016/S0079-6425\(00\)00002-5](http://dx.doi:10.1016/S0079-6425(00)00002-5)
- [9] YAHAYA, M. A., D. RUAN, G. LU a M. S. DARGUSCH. Response of aluminium honeycomb sandwich panels subjected to foam projectile impact - An experimental study. *International Journal of Impact Engineering* [online]. 2015, **75**, 100–109. ISSN 0734743X. Dostupné z: <http://dx.doi:10.1016/j.ijimpeng.2014.07.019>

- [10] VRÁNA, R. *Návrh porézních struktur pro aditivní výrobu technologií selective laser melting*. B.m., 2014. Vysoké učení technické v Brně.
- [11] MINES, R.A.W., S. TSOPANOS, Y. SHEN, R. HASAN a S.T. MCKOWN. Drop weight impact behaviour of sandwich panels with metallic micro lattice cores. *International Journal of Impact Engineering* [online]. 2013, **60**, 120–132 [vid. 2017-03-19]. ISSN 0734743X. Dostupné z: <http://dx.doi:10.1016/j.ijimpeng.2013.04.007>
- [12] MASKERY, I., C. TUCK, A.O. AREMU, I. MASKERY, C. TUCK, I.A. ASHCROFT, R.D. WILDMAN a R.I.M HAGUE. A comparative Finite Element study of cubic unit cells for Selective Laser Melting. *International Solid Freeform Fabrication Symposium2*. 2014, 1238–1249.
- [13] ŽMINDÁK, Milan, Zoran PELAGIĆ, Peter PASTOREK, Martin MOČILAN a Martin VYBOŠŤOK. Finite element modelling of high velocity impact on plate structures. In: *Procedia Engineering* [online]. 2016, s. 162–168. ISSN 18777058. Dostupné z: <http://dx.doi:10.1016/j.proeng.2016.01.191>
- [14] WANG, Bing, Lin-Zhi WU, Li MA a Ji-Cai FENG. Low-velocity impact characteristics and residual tensile strength of carbon fiber composite lattice core sandwich structures. *Composites Part B: Engineering* [online]. 2011, **42**(4), 891–897. ISSN 13598368. Dostupné z: <http://dx.doi:10.1016/j.compositesb.2011.01.007>
- [15] LI, Xin, Peiwen ZHANG, Zhihua WANG, Guiying WU a Longmao ZHAO. Dynamic behavior of aluminum honeycomb sandwich panels under air blast: Experiment and numerical analysis. *Composite Structures* [online]. 2014, **108**(1), 1001–1008. ISSN 02638223. Dostupné z: <http://dx.doi:10.1016/j.compstruct.2013.10.034>
- [16] GRYTEN, F., T. BØRVIK, O. S. HOPPERSTAD a M. LANGSETH. Low velocity perforation of AA5083-H116 aluminium plates. *International Journal of Impact Engineering* [online]. 2009, **36**(4), 597–610. ISSN 0734743X. Dostupné z: <http://dx.doi:10.1016/j.ijimpeng.2008.09.002>
- [17] GRYTEN, F., T. BØRVIK, O. S. HOPPERSTAD a M. LANGSETH. Quasi-static perforation of thin aluminium plates. *International Journal of Impact Engineering* [online]. 2009, **36**(3), 486–497. ISSN 0734743X. Dostupné z: <http://dx.doi:10.1016/j.ijimpeng.2008.01.015>
- [18] GRYTEN, Frode, Egil FAGERHOLT, Trond AUESTAD, Bernt FØRRE a Tore BØRVIK. Out-of-plane deformation measurements of an aluminium plate during quasi-static perforation using structured light and close-range photogrammetry. *International Journal of Solids and Structures* [online]. 2007, **44**(17), 5752–5773. ISSN 00207683. Dostupné z: <http://dx.doi:10.1016/j.ijsolstr.2007.01.026>

- [19] GRYTEN, F., B. HOLMEDAL, O. S. HOPPERSTAD a T. BØRVIK. Evaluation of identification methods for YLD2004-18p. *International Journal of Plasticity* [online]. 2008, **24**(12), 2248–2277. ISSN 07496419. Dostupné z: <http://dx.doi:10.1016/j.ijplas.2007.11.005>
- [20] BANERJEE, A., S. DHAR, S. ACHARYYA, D. DATTA a N. NAYAK. Determination of Johnson cook material and failure model constants and numerical modelling of Charpy impact test of armour steel. *Materials Science and Engineering A* [online]. 2015, **640**, 200–209. ISSN 09215093. Dostupné z: <http://dx.doi:10.1016/j.msea.2015.05.073>
- [21] WANG, Keyan. *Calibration of the Johnson-Cook Failure Parameters As the Chip Separation Criterion in the Modelling of the Orthogonal Metal Cutting Process* [online]. B.m., 2016. McMaster University. Dostupné z: [https://macsphere.mcmaster.ca/bitstream/11375/19091/2/Wang_Keyan_2016April_Master's of Applied Science.pdf](https://macsphere.mcmaster.ca/bitstream/11375/19091/2/Wang_Keyan_2016April_Master's%20of%20Applied%20Science.pdf)
- [22] MOHMMED, Ramadan, Fa ZHANG, Baozhong SUN a Bohong GU. Finite element analyses of low-velocity impact damage of foam sandwiched composites with different ply angles face sheets. *Materials and Design* [online]. 2013, **47**, 189–199. ISSN 18734197. Dostupné z: <http://dx.doi:10.1016/j.matdes.2012.12.016>
- [23] LABEAS, G a E PTOCHOS. Investigation of sandwich structures with innovative cellular metallic cores under low velocity impact loading. *Plastics, Rubber and Composites* [online]. 2013, **42**(5), 194–202. Dostupné z: <http://dx.doi:10.1179/1743289811Y.0000000056>
- [24] MOHMMED, Ramadan, Azzam AHMED, Mohamed Ahmed ELGALIB a Hashim ALI. Low Velocity Impact Properties of Foam Sandwich Composites : A Brief Review. *International Journal of Engineering Science and Innovative Technology (IJESIT)*. 2014, **3**(2), 579–591.
- [25] ABOULKHAIR, Nesma T., Nicola M. EVERITT, Ian ASHCROFT a Chris TUCK. Reducing porosity in AlSi10Mg parts processed by selective laser melting. *Additive Manufacturing* [online]. 2014, **1**, 77–86. ISSN 22148604. Dostupné z: <http://dx.doi:10.1016/j.addma.2014.08.001>
- [26] THUIS, Lore, Karolien KEMPEN, Jean Pierre KRUTH a Jan VAN HUMBEECK. Fine-structured aluminium products with controllable texture by selective laser melting of pre-alloyed AlSi10Mg powder. *Acta Materialia* [online]. 2013, **61**(5), 1809–1819. ISSN 13596454. Dostupné z: <http://dx.doi:10.1016/j.actamat.2012.11.052>

- [27] QIU, Chunlei, Sheng YUE, Nicholas J.E. ADKINS, Mark WARD, Hany HASSANIN, Peter D. LEE, Philip J. WITHERS a Moataz M. ATTALLAH. Influence of processing conditions on strut structure and compressive properties of cellular lattice structures fabricated by selective laser melting. *Materials Science and Engineering: A* [online]. 2015, **628**, 188–197. ISSN 09215093. Dostupné z: <http://dx.doi:10.1016/j.msea.2015.01.031>
- [28] Slm 280 hl [online]. nedatováno, 2–3. Dostupné z: <http://www.kolarkk.cz/index.php/slm/51-slm-zarizeni/163-slm-280-hl>
- [29] YADROITSEV, Igor, Ina YADROITSAVA, Philippe BERTRAND, Igor SMUROV, Igor YADROITSEV, Ina YADROITSAVA, Philippe BERTRAND a Igor SMUROV. single tracks Factor analysis of selective laser melting process parameters and geometrical characteristics of synthesized single tracks [online]. 2012. Dostupné z: <http://dx.doi:10.1108/13552541211218117>
- [30] CALIGNANO, F. Design optimization of supports for overhanging structures in aluminum and titanium alloys by selective laser melting. *JOURNAL OF MATERIALS&DESIGN* [online]. 2014, **64**, 203–213. ISSN 0261-3069. Dostupné z: <http://dx.doi:10.1016/j.matdes.2014.07.043>
- [31] PYKA, Grzegorz, Greet KERCKHOFS, Ioannis PAPANTONIOU, Mathew SPEIRS, Jan SCHROOTEN a Martine WEVERS. Surface Roughness and Morphology Customization of Additive Manufactured Open Porous Ti6Al4V Structures [online]. 2013, 4737–4757. Dostupné z: <http://dx.doi:10.3390/ma6104737>
- [32] BREMEN, Sebastian, Wilhelm MEINERS a Andrei DIATLOV. Selective Laser Melting. A manufacturing technology for the future? *Laser Technik Journal* [online]. 2012, **9**, 33–38. ISSN 16137728. Dostupné z: <http://dx.doi:10.1002/latj.201290018>
- [33] VRANA, R., D. KOUTNY, D. PALOUSEK a T. ZIKMUND. Impact resistance of lattice structure made by selective laser melting from AlSi12 alloy. *MM Science Journal* [online]. 2015, **2015**(DECEMBER), 849–852. ISSN 18050476 18031269. Dostupné z: http://dx.doi:10.17973/MMSJ.2015_12_201547
- [34] VRÁNA RADEK, KOUTNÝ DANIEL, PALOUŠEK DAVID, Zikmund Tomáš. Influence of Selective Laser Melting Process Parameters on Impact Resistance of Lattice Structure made from AlSi10Mg. 2016, 6.
- [35] ČIŽMÁROVÁ, Elena a Jana SOBOTOVÁ. *Nauka o materiálu I. a II.: cvičení*. Praha: České vysoké učení technické, 2014. ISBN 978-80-01-05550-2.
- [36] ČERMÁK, Jan. *Metody 3D skenování objektů*. B.m., 2015. Vysoké učení technické v Brně.

- [37] URBÁNEK, Aleš. *Kontrola součástí pomocí metod reverzního inženýrství: Bakalářská práce*. B.m., 2008. Vysoké učení technické v Brně.
- [38] VRANA, RADEK, Daniel KOUTNY a David PALOUSEK. IMPACT RESISTANCE OF DIFFERENT TYPES OF LATTICE STRUCTURES MANUFACTURED BY SLM. *MM Science Journal* [online]. 2016, (6), 1579–1585. Dostupné z: http://dx.doi:10.17973/MMSJ.2016_12_2016186
- [39] ŠLAIS, Miroslav. *Studium vlivu rychlostních a teplotních parametrů na tvařitelnost Ti slitin*. B.m., 2012. Vysoké učení technické v Brně.
- [40] KOUTNÝ, D.; VRÁNA, R.; PALOUŠEK, D. Dimensional accuracy of single beams of AlSi10Mg alloy and 316L stainless steel manufactured by SLM. In: *In 5th International Conference on Additive Technologies iCAT2014* [online]. 2014, s. s. 142-147. Dostupné z: [http://dx. doi:ISBN: 978-961-281-579- 0](http://dx.doi:ISBN:978-961-281-579-0)
- [41] RADOMÍR MENDŘICKÝ, Petr Keller. *Obsluha měřicích zařízení bezkontaktní metody*. B.m., 2015. Technická Univerzita v Liberci.

9. SEZNAM POUŽITÝCH ZKRATEK A SYMBOLŮ

SLM	-Selective Lase Melting
MKP	-Metoda konečných prvků
FEM	Finite element method
CAD	Computer aided design
CAM	Computer aided manufacturing
3D	-Trojrozměrný
TNT	-Trinitrotoluen
BCC	-Body-centered cubic
SS316L	-Stainless steel 316L
.stl	Stereolitography
.ipt	Inventor file format
.step	3D model file format

A	[MPa]	mez kluzu
B	[MPa]	modul zpevnění
C	[-]	koeficient citlivosti na rychlost deformace
n	[-]	exponent zpevnění
m	[-]	teplotní koeficient odpevnění
T_0	[K]	teplota okolí (referenční teplota)
T_m	[K]	teplota tavení
$\dot{\varepsilon}_0$	[s ⁻¹]	referenční rychlost přetvoření
$\dot{\varepsilon}_p$	[s ⁻¹]	rychlost přetvoření
ε_p	[-]	plastické přetvoření
σ_m	[MPa]	hodnota středního napětí
σ_{eq}	[MPa]	napětí Johnson-Cookova vztahu
D_{1-5}	[-]	konstanty deformačního přetvoření
d_{in}	[mm]	průměr vepsaného válce
d_{out}	[mm]	průměr opsaného válce
d_{Gauss}	[mm]	průměr Gaussovského válce
m	[kg]	hmotnost
v	[m·s ⁻¹]	rychlost
E_t	[J]	energie zmařená třením
H	[m]	výška
g	[m·s ⁻²]	gravitační zrychlení
F	[N]	síla
a	[m·s ⁻²]	zrychlení
σ	[MPa]	napětí v tahu
ε	[-]	poměrné přetvoření
S	[-]	plocha průřezu
Δl	[mm]	prodloužení
l	[mm]	počáteční délka
σ_e	[MPa]	<i>Engineering stress</i>
ε_e	[-]	<i>Engineering strain</i>
E	[MPa]	modul pružnosti

R_e	[MPa]	mez kluzu zvažovaná jako $R_{p0,2\%}$
R_m	[MPa]	mez pevnosti
ε_m	[-]	poměrné přetvoření na mezi pevnosti
σ_t	[MPa]	<i>True stress</i>
ε_t	[-]	<i>True strain</i>
E_T	[MPa]	tečný modul

10. SEZNAM OBRÁZKŮ A GRAFŮ

Obr. 1 Příklady absorbérů energie – a) čtverhranný profil (jekl) i s deformací [2], b) plát porézní struktury honeycomb [4]	10
Obr. 2 Absorbér s porézním jádrem a okrajovými pláty plného materiálu [8]	11
Obr. 3 Příklad částečně strukturovaného dílu vyrobeného technologií SLM	11
Obr. 4 Prutová struktura BCC a) základní buňka b) struktura [33]	12
Obr. 5 Schéma dopadu energetického impulzu na blok se strukturovanou výplní [7]	13
Obr. 6 Graf porovnání experimentu a simulace deformace bloku v závislosti na velikosti impulzu [7]	14
Obr. 7 Příklad použití čtvrtinové symetrie modelu a lokálního zjemnění polygonální sítě [19]	15
Obr. 8 Porušení polygonální sítě po průniku projektilu [22]	17
Obr. 9 Graf znázorňující dosažení rozdílných výsledků při zahrnutí modelů materiálu a kritérií poškození [16]	17
Obr. 10 Křivka znázorňující deformaci v závislosti na napětí při tlakovém testu polymerní pěny [24]	18
Obr. 11 Porovnání experimentu a numerického výpočtu pro různé energetické hladiny nárazu [24]	19
Obr. 12 Model nárazového testu při použití čtvrtinové symetrie (PAM-Crash) [23]	20
Obr. 13 Graf tlakové zkoušky struktury BCC [23]	21
Obr. 14 Porovnání experimentálních a vypočítaných deformací bloku s BCC jádrem [23]	21
Obr. 15 Model simulace softwaru ABAQUS při použití zjednodušené výplně [24]	22
Obr. 16 Křivka zatěžování pěny v jednom směru kvazistatickou rychlostí [24]	22
Obr. 17 Srovnání výsledků analytické predikce a experimentu [14]	23
Obr. 18 a) základní buňka BCC struktury, b) vzorek pro test procesních parametrů, c) vzorek pro nárazový test [33]	24
Obr. 19 Detail impact testeru s blokem materiálu obsahujícím strukturované jádro [11]	24
Obr. 20 Křivka zatěžování pěny v jednom směru kvazistatickou rychlostí [11]	25
Obr. 21 Porovnání míry deformace bloků s jádrem a) obsahujícím prutovou strukturu vyrobenou SLM, b) se strukturou typu honeycomb [11]	26
Obr. 22 Efekt změny vzdálenosti linií laseru (hatch distance) na hustotu/porozitu [26]	27
Obr. 23 Změna průměru prutu se změnou skenovací rychlosti (výkon laseru 400 W, specifický průměr 300 μm) [27]	28
Obr. 24 Detail zrn prášku přichycených na strukturu BCC	29
Obr. 25 Ilustrace přestupu tepla a stair-case efektu při rozdílných úhlech stavby a) 90° b) 45° [30]	30
Obr. 26 Schéma postupu sestavení výpočtového modelu dynamicky zatěžované struktury	34
Obr. 27 Model vzorku pro pádový test – zatížení průrazem, plošné zatížení	36
Obr. 28 Kombinované prutové těleso pro tahovou zkoušku [4]	37
Obr. 29 Podpůrné struktury v softwaru Magics	37
Obr. 30 Série testovacích vzorků s popisovými čísly a schéma skenovací strategie <i>chessboard</i>	38

Obr. 31 Jednotný výběr oblasti prutu k inspekci	39
Obr. 32 a) Schéma nejmenšího opsaného válce, b) největšího vepsaného válce, c) válce s Gaussovským rozložením	40
Obr. 33 Zařízení pro standardizované zkoušky Zwick z250 (vlevo), Zwick z020 (vpravo) [41]	40
Obr. 34 Uchycení vzorků ve stroji Zwick – a) tahová zkouška, b) tlaková zkouška	41
Obr. 35 Pádový tester se schématickým nákresem [32]	42
Obr. 36 Graf bilineárního modelu materiálu AlSi ₁₀ Mg	43
Obr. 37 Orientační rozměry a) sférického indentoru b) plochého indentoru	43
Obr. 38 a) model geometrie strukturovaného vzorku a indentoru, b) osová symetrie, c) rozdělení na multisection body	44
Obr. 39 Rozčlenění polygonální síť horního plátu	45
Obr. 40 Poškození vzorku – a) simulace (vysoká plasticita horní desky modelu), b) experiment [38]	47
Obr. 41 Velikost měřeného d_{In} válce pro úhel stavby 45° a 90°	48
Obr. 42 Skutečný řez prutu	48
Obr. 43 Průměry prutů strukturovaných těles	49
Obr. 44 Výstupní křivky tahové zkoušky	50
Obr. 45 Deformační křivka vzorku T45-3	51
Obr. 46 Typy deformace prutové struktury a) zborcení do sebe, b) po diagonále	54
Obr. 47 Vyhodnocení maximální poměrné deformace z deformační křivky tlakové zkoušky	55
Obr. 48 Detail horní desky s měřením průměru	56
Obr. 49 Skutečný a nominální průměr prutu pro slitinu AlSi ₁₀ Mg	57
Obr. 51 Rozložení kvality elementů polygonální sítě po modifikaci	58
Obr. 50 Rozložení kvality elementů polygonální sítě před modifikací	58
Obr. 52 Energetická bilance výpočtu MKP	59
Obr. 53 Hourglassing deformované desky	60
Obr. 54 Poloha desky se skořepinovou reprezentací	60
Obr. 55 Zpoždění sil reakce při pádovém testu (různé STF)	61
Obr. 56 Změna výpočetního průměru skořepiny	61
Obr. 58 Sily reakce v čase (plochý indentor, nominální $d = 0,8$ mm)	62
Obr. 57 Vzorky podrobené pádovému testu – a) a b) sférický, c) plochý	62
Obr. 59 Deformace v čase (plochý indentor, nominální $d = 0,8$ mm)	63
Obr. 60 Porovnání kinetických energií hlavice před a po nárazu plošným indentorem	64
Obr. 61 Krabicový graf vybraných veličin pádového testu s plošným zatížením	64
Obr. 62 Porovnání průběhu sil reakce experimentu a MKP s kruhovým průřezem prutů (nominální 0,8 mm; plošné zatížení)	65
Obr. 63 Porovnání průběhu sil reakce experimentu a MKP s eliptickým průřezem prutů (nominální 0,8 mm; plošné zatížení)	65
Obr. 64 Porovnání maximálních velikostí sil reakce pro různé průměry prutu plošného zatížení	66
Obr. 65 Přejít od původní CAD předlohy k modifikované	67
Obr. 66 Velikost deformace plošně zatížené struktury se sférickými útvary v uzlech	67
Obr. 67 Porovnání průběhu deformace experimentu a MKP s eliptickým průřezem prutů (nominální 0,8 mm; zatížení průřezem)	68

Obr. 68 Porovnání průběhu sil reakce experimentu a MKP s eliptickým průřezem prutů (nominální 0,8 mm; zatížení průrazem)	68
Obr. 69 Porovnání průměrné síly pro různé průměry prutu průrazného zatížení	69
Obr. 70 Simulovaná deformace při zatížení vzorku průrazem	70

11. SEZNAM TABULEK

Tab. 1 Modul pružnosti a smluvní mez kluzu tahových těles	51
Tab. 2 Mez pevnosti, maximální poměrné prodloužení a tečný modul tahových těles	52
Tab. 3 Mechanické vlastnosti AlSi ₁₀ Mg (tahová zkouška provedená výrobcem materiálu EOS)	53
Tab. 4 Mechanické vlastnosti AlSi ₁₀ Mg vyhodnocené z objemových tahových těles	54
Tab. 5 Maximální poměrné deformace	55
Tab. 6 Nominální a naměřený průměr kruhových prutů	57
Tab. 7 Statistické porovnání polygonální sítě celého vzorku	59
Tab. 8 Relativní chyba při porovnání simulací a experimentu – plošné zatížení	66
Tab. 9 Porovnání veličin simulace plošného zatížení vzorků se sférickými útvary v uzlech	67
Tab. 10 Relativní chyba při porovnání simulací a experimentu – zatížení průrazem	69

12. SEZNAM PŘÍLOH

Příloha 1 Výška a hmotnost vzorků pro pádový test po zpracování

Vzorky pro pádový test					
s plochým indentorem			se sférickým indentorem		
Název	Výška [mm]	Hmotnost [g]	Název	Výška [mm]	Hmotnost [g]
P-0,6-1	17,30	4,36	I-0,6-1	17,29	19,66
P-0,6-2	17,33	5,05	I-0,6-2	17,20	18,42
P-0,6-3	17,18	4,23	I-0,6-3	17,28	20,94
P-0,6-4	17,2	4,47	I-0,6-4	17,30	21,16
P-0,6-5	17,22	4,83	I-0,6-5	17,24	19,49
P-0,8-1	17,26	4,78	I-0,8-1	17,28	24,81
P-0,8-2	17,16	5,68	I-0,8-2	17,31	26,61
P-0,8-3	17,26	5,46	I-0,8-3	17,36	26,48
P-0,8-4	17,3	6,21	I-0,8-4	17,28	26,12
P-0,8-5	17,18	5,56	I-0,8-5	17,20	25,08
P-1-1	17,27	6,85	I-1-1	17,24	31,25
P-1-2	17,20	7,15	I-1-2	17,26	31,71
P-1-3	17,23	6,96	I-1-3	17,22	30,83
P-1-4	17,2	7,38	I-1-4	17,24	30,02
P-1-5	17,16	6,99	I-1-5	17,22	31,67
P-1,2-1	17,26	8,13	I-1,2-1	17,24	37
P-1,2-2	17,24	8,95	I-1,2-2	17,28	38,5
P-1,2-3	17,20	7,58	I-1,2-3	17,26	38
P-1,2-4	17,17	8,76	I-1,2-4	17,18	36,5
P-1,2-5	17,14	7,62	I-1,2-5	17,20	36,5
Průměr \bar{x}	17,223		Průměr \bar{x}	17,254	

Pozn.: U vzorků s označením I-1,2-1 až I-1,2-5 byla měřena hmotnost s použitím odlišné laboratorní váhy s přesností 0,5 g.

Příloha 2 Vstupní data modelu materiálu slitiny AlSi₁₀Mg podle datových listů

1	Property	Value	Unit
2	Material Field Variables	Table	
3	Density	2680	kg m ⁻³
4	Isotropic Elasticity		
5	Derive from	Young's Modulus and Poisson's Ratio	
6	Young's Modulus	75000	MPa
7	Poisson's Ratio	0,334	
8	Bulk Modulus	7,5301E+10	Pa
9	Shear Modulus	2,8111E+10	Pa
10	Bilinear Isotropic Hardening		
11	Yield Strength	270	MPa
12	Tangent Modulus	1782,1	MPa
13	Specific Heat, C _p	875	J kg ⁻¹ C ⁻¹
14	Plastic Strain Failure		
15	Maximum Equivalent Plastic Strain EPS	0,075	

Příloha 3 Průměry prutů tahových těles stavěných pod úhlem 45°

Označení	d_{Gauss} [mm]	Odchylka	d_{in} [mm]	Odchylka	d_{Out} [mm]	Odchylka
T45-1_1	1,01	0,21	0,82	0,02	1,36	0,56
T45-1_2	1,1	0,3	0,88	0,08	1,47	0,67
T45-1_3	1,06	0,26	0,87	0,07	1,45	0,65
T45-1_4	1,02	0,22	0,83	0,03	1,4	0,6
T45-2_1	0,98	0,18	0,69	-0,11	1,31	0,51
T45-2_2	1	0,2	0,81	0,01	1,33	0,53
T45-2_3	1,09	0,29	0,81	0,01	1,42	0,62
T45-2_4	1,03	0,23	0,76	-0,04	1,31	0,51
T45-3_1	1,09	0,29	0,89	0,09	1,45	0,65
T45-3_2	1,05	0,25	0,86	0,06	1,42	0,62
T45-3_3	1,04	0,24	0,84	0,04	1,46	0,66
T45-3_4	1,05	0,25	0,81	0,01	1,42	0,62
T45-4_1	1,03	0,23	0,86	0,06	1,36	0,56
T45-4_2	1	0,2	0,83	0,03	1,37	0,57
T45-4_3	1,01	0,21	0,8	0	1,31	0,51
T45-4_4	1,07	0,27	0,86	0,06	1,46	0,66
T45-5_1	1,06	0,26	0,85	0,05	1,52	0,72
T45-5_2	1,1	0,3	0,87	0,07	1,54	0,74
T45-5_3	1,02	0,22	0,83	0,03	1,47	0,67
T45-5_4	1,03	0,23	0,78	-0,02	1,42	0,62
T45-6_1	1,03	0,23	0,79	-0,01	1,35	0,55
T45-6_2	1	0,2	0,82	0,02	1,38	0,58
T45-6_3	0,97	0,17	0,81	0,01	1,27	0,47
T45-6_4	1	0,2	0,7	-0,1	1,4	0,6
Průměr \bar{x}	1,035		0,820		1,402	

Příloha 4 Průměry prutů tahových těles stavěných pod úhlem 90°

Označení	d_{Gauss} [mm]	Odchylka	d_{in} [mm]	Odchylka	d_{Out} [mm]	Odchylka
T90-1_1	0,88	0,08	0,78	-0,02	1,14	0,34
T90-1_2	1,01	0,21	0,94	0,14	1,13	0,33
T90-1_3	1,03	0,23	0,93	0,13	1,2	0,4
T90-1_4	1,09	0,29	1	0,2	1,23	0,43
T90-2_1	1,05	0,25	0,95	0,15	1,15	0,35
T90-2_2	0,94	0,14	0,84	0,04	1,12	0,32
T90-2_3	1,12	0,32	1,03	0,23	1,25	0,45
T90-2_4	1,07	0,27	0,98	0,18	1,35	0,55
T90-3_1	1,05	0,25	0,96	0,16	1,18	0,38
T90-3_2	0,92	0,12	0,82	0,02	1,08	0,28
T90-3_3	1,11	0,31	1,05	0,25	1,18	0,38
T90-3_4	1,05	0,25	0,96	0,16	1,22	0,42
T90-4_1	1	0,2	0,88	0,08	1,44	0,64
T90-4_2	1,15	0,35	1,06	0,26	1,35	0,55
T90-4_3	1,11	0,31	0,98	0,18	1,25	0,45
T90-4_4	1,08	0,28	0,99	0,19	1,35	0,55
T90-5_1	0,97	0,17	0,86	0,06	0,86	0,06
T90-5_2	1,14	0,34	1,08	0,28	1,29	0,49
T90-5_3	1,1	0,3	1,01	0,21	1,29	0,49
T90-5_4	1,08	0,28	1	0,2	1,29	0,49
T90-6_1	0,96	0,16	0,85	0,05	1,08	0,28
T90-6_2	1,15	0,35	1,07	0,27	1,36	0,56
T90-6_3	1,08	0,28	0,99	0,19	1,23	0,43
T90-6_4	1,05	0,25	0,96	0,16	1,16	0,36
Průměr \bar{x}	1,050		0,957		1,216	

Příloha 5 Průměry prutů strukturovaných těles

Označení	d _{Gauss} [mm]	Odchylka	d _{in} [mm]	Odchylka	d _{out} [mm]	Odchylka
S-1_1	0,94	0,14	0,74	-0,06	1,26	0,46
S-1_2	0,99	0,19	0,75	-0,05	1,19	0,39
S-1_3	0,93	0,13	0,7	-0,1	1,24	0,44
S-1_4	0,93	0,13	0,72	-0,08	1,16	0,36
S-2_1	0,96	0,16	0,76	-0,04	1,18	0,38
S-2_2	0,92	0,12	0,75	-0,05	1,09	0,29
S-2_3	1,02	0,22	0,73	-0,07	1,36	0,56
S-2_4	0,94	0,14	0,72	-0,08	1,23	0,43
S-3_1	0,86	0,06	0,69	-0,11	1,08	0,28
S-3_2	0,91	0,11	0,69	-0,11	1,26	0,46
S-3_3	0,94	0,14	0,76	-0,04	1,2	0,4
S-3_4	0,91	0,11	0,7	-0,1	1,17	0,37
S-4_1	0,97	0,17	0,82	0,02	1,27	0,47
S-4_2	0,96	0,16	0,73	-0,07	1,31	0,51
S-4_3	1,01	0,21	0,74	-0,06	1,43	0,63
S-4_4	0,93	0,13	0,67	-0,13	1,23	0,43
Průměr \bar{x}	0,945		0,729		1,229	

Příloha 6 Model materiálu AlSi₁₀Mg korigovaný na základě tahových a tlakových zkoušek

1	Property	Value	Unit
2	Material Field Variables	Table	
3	Density	2680	kg m ⁻³
4	Isotropic Elasticity		
5	Derive from	Young's Modulus and Poisson's Ratio	
6	Young's Modulus	70723	MPa
7	Poisson's Ratio	0,334	
8	Bulk Modulus	7,1007E+10	Pa
9	Shear Modulus	2,6508E+10	Pa
10	Bilinear Isotropic Hardening		
11	Yield Strength	135	MPa
12	Tangent Modulus	6586	MPa
13	Specific Heat, C _p	875	J kg ⁻¹ C ⁻¹
14	Plastic Strain Failure		
15	Maximum Equivalent Plastic Strain EPS	0,1025	

Příloha 7 Sledované údaje z měřených veličin pádového testu s plochým zatížením

Název	Deformace [mm]	Maximální síla [N]	Průměrná síla [N]	Počáteční rychlost [$m \cdot s^{-1}$]	Doba deformace [ms]	Maximální zrychlení [$m \cdot s^{-2}$]	Průměrné zrychlení [$m \cdot s^{-2}$]
P-0,6-1	9,070	8051	4319	3,021	4,938	1110	596
P-0,6-2	7,669	8182	4816	2,948	4,635	1128	664
P-0,6-3	9,612	7813	4361	2,933	5,292	1077	601
P-0,6-4	8,861	7454	4437	2,946	5,042	1028	612
P-0,6-5	8,310	8752	4888	2,974	4,708	1207	674
Průměr \bar{x}	8,704	8050	4564	2,965	4,923	1110	629
P-0,8-1	8,220	8436	4858	2,966	4,771	1163	670
P-0,8-2	5,152	9989	6116	2,972	3,406	1377	843
P-0,8-3	5,997	9368	5240	2,933	4,052	1292	723
P-0,8-4	4,319	12218	5898	2,965	2,938	1685	813
P-0,8-5	5,432	9795	6412	2,958	3,521	1351	884
Průměr \bar{x}	5,824	9961	5705	2,959	3,738	1374	787
P-1-1	3,833	15223	6586	3,072	4,771	2099	908
P-1-2	3,295	17625	10189	3,127	3,406	2430	1405
P-1-3	3,657	16437	6960	3,155	4,052	2267	960
P-1-4	3,080	18796	12733	3,155	2,938	2592	1756
P-1-5	3,496	16859	8080	3,150	3,521	2325	1114
Průměr \bar{x}	3,472	16988	8909	3,132	3,738	2343	1229
P-1,2-1	2,435	24205	17106	3,191	1,490	3338	2371
P-1,2-2	2,166	28067	19986	3,221	1,313	3870	2772
P-1,2-3	3,137	20597	12011	3,207	1,885	2840	1663
P-1,2-4	2,135	27627	19833	3,206	1,313	3810	2751
P-1,2-5	2,874	20990	12198	3,174	1,802	2894	1689
Průměr \bar{x}	2,549	24297	16227	3,200	1,560	3350	2250

Pozn.: Vzorek označením P-0,8-1 byl v průběhu opracování po výrobě poškozen. Výsledek jeho testování nebyl dále zvažován.

Příloha 8 Sledované údaje z měřených veličin pádového testu s průrazným zatížením

Název	Deformace [mm]	Maximální síla [N]	Průměrná síla [N]	Počáteční rychlost [m/s]	Doba deformace [ms]	Maximální zrychlení [m/s ²]	Průměrné zrychlení [m/s ²]
I-0,6-1	7,796	8031	5375	3,199	4,198	1111	743
I-0,6-2	8,493	6972	5031	3,243	4,542	964	696
I-0,6-3	7,274	8742	6009	3,236	3,844	1209	831
I-0,6-4	7,157	8647	5948	3,219	3,813	1196	823
I-0,6-5	7,544	8280	5769	3,211	4,021	1145	798
Průměr \bar{x}	7,653	8134	5627	3,222	4,084	1125	778
I-0,8-1	5,357	10932	6954	3,147	2,948	1512	962
I-0,8-2	4,894	12903	7958	3,133	2,625	1785	1101
I-0,8-3	4,648	13069	7931	3,038	2,573	1808	1097
I-0,8-4	4,851	12537	7954	3,119	2,615	1734	1100
I-0,8-5	5,235	11081	7151	3,114	2,854	1533	989
Průměr \bar{x}	4,997	12104	7590	3,110	2,723	1674	1050
I-1-1	4,085	18402	10836	3,231	2,104	2545	1499
I-1-2	4,112	18158	10839	3,253	2,115	2511	1499
I-1-3	4,148	17930	10614	3,239	2,135	2480	1468
I-1-4	4,364	17571	10180	3,237	2,240	2430	1408
I-1-5	4,018	18249	10688	3,212	2,094	2524	1478
Průměr \bar{x}	4,145	18062	10632	3,234	2,138	2498	1471
I-1,2-1	3,369	21260	12601	3,2	1,792	2941	1743
I-1,2-2	3,300	21261	12526	3,191	1,760	2941	1732
I-1,2-3	3,314	21623	12696	3,176	1,771	2991	1756
I-1,2-4	3,376	21150	12319	3,18	1,802	2925	1704
I-1,2-5	3,312	20779	12251	3,158	1,792	2874	1694
Průměr \bar{x}	3,334	21215	12478	3,181	1,783	2934	1726

Pozn.: Hodnota s názvem Počáteční rychlost podává údaj o rychlosti pádové hlavičky v okamžiku styku indentoru se vzorkem. Tento okamžik je zároveň počátek měření fyzikálních veličin v testu. Hodnota nazvaná Doba deformace podává informaci o délce trvání deformace od kontaktu indentoru se vzorkem až po úplné zastavení pádové hlavičky.

Příloha 9 Energetická bilance pádového děje s plochým zatížením

Název	Kinetická energie [J]	Max. rychlost		Absorbovaná energie [J]	Absorbovaná energie [%]
		po odrazu [m/s]	Zbytková kin. energie [J]		
P-0,6-1	32,268	0,416	0,627	31,641	98,054
P-0,6-2	29,990	0,298	0,321	29,669	98,929
P-0,6-3	29,613	0,298	0,321	29,292	98,916
P-0,6-4	30,006	0,278	0,278	29,728	99,075
P-0,6-5	30,336	0,335	0,406	29,930	98,663
Průměr \bar{x}	30,443	0,325	0,382	30,061	98,746
P-0,8-1	30,180	0,314	0,358	29,822	98,815
P-0,8-2	30,154	0,355	0,457	29,697	98,485
P-0,8-3	30,210	0,237	0,204	30,006	99,325
P-0,8-4	30,074	0,394	0,562	29,512	98,133
P-0,8-5	30,087	0,420	0,639	29,448	97,877
Průměr \bar{x}	30,141	0,344	0,429	29,712	98,577
P-1-1	32,330	0,301	0,329	32,001	98,983
P-1-2	33,608	0,218	0,172	33,437	99,489
P-1-3	33,982	0,381	0,526	33,456	98,453
P-1-4	33,902	0,471	0,806	33,096	97,624
P-1-5	33,963	0,203	0,149	33,815	99,562
Průměr \bar{x}	33,557	0,315	0,359	33,198	98,930
P-1,2-1	34,880	0,753	2,054	32,827	94,112
P-1,2-2	35,191	0,811	2,386	32,805	93,219
P-1,2-3	34,815	0,485	0,852	33,963	97,552
P-1,2-4	34,917	0,806	2,357	32,560	93,251
P-1,2-5	34,308	0,557	1,123	33,185	96,727
Průměr \bar{x}	34,822	0,682	1,688	33,134	95,153

Příloha 10 Energetická bilance pádového děje s průrazným zatížením

Název	Kinetická energie [J]	Max. rychlost po odrazu [m/s]	Zbytková kin. energie [J]	Absorbovaná energie [J]	Absorbovaná energie [%]
I-0,6-1	36,988	0,260	0,244	36,745	99,342
I-0,6-2	38,010	0,300	0,326	37,684	99,143
I-0,6-3	37,844	0,323	0,378	37,466	99,002
I-0,6-4	37,456	0,324	0,380	37,076	98,986
I-0,6-5	37,266	0,313	0,355	36,911	99,048
Průměr \bar{x}	37,513	0,304	0,336	37,176	99,104
I-0,8-1	35,804	0,390	0,551	35,254	98,462
I-0,8-2	35,477	0,408	0,601	34,876	98,306
I-0,8-3	33,360	0,394	0,562	32,798	98,315
I-0,8-4	35,158	0,424	0,649	34,509	98,155
I-0,8-5	35,057	0,397	0,570	34,487	98,374
Průměr \bar{x}	34,971	0,403	0,587	34,385	98,322
I-1-1	37,749	0,468	0,791	36,959	97,906
I-1-2	38,258	0,444	0,711	37,547	98,141
I-1-3	37,928	0,463	0,773	37,155	97,961
I-1-4	37,886	0,458	0,759	37,127	97,998
I-1-5	37,293	0,430	0,668	36,626	98,209
Průměr \bar{x}	37,823	0,452	0,740	37,083	98,043
I-1,2-1	37,022	0,519	0,975	36,048	97,367
I-1,2-2	36,801	0,497	0,894	35,907	97,571
I-1,2-3	36,473	0,516	0,962	35,511	97,362
I-1,2-4	36,560	0,524	0,992	35,568	97,288
I-1,2-5	36,062	0,504	0,918	35,144	97,455
Průměr \bar{x}	36,584	0,512	0,948	35,636	97,409

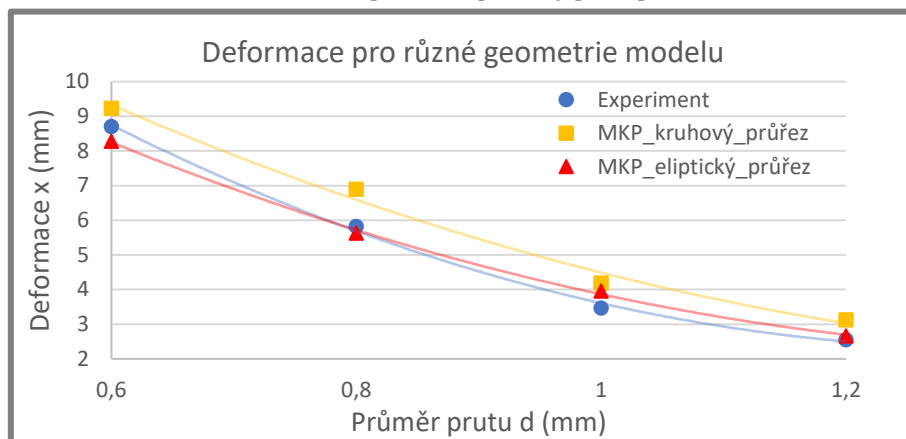
Příloha 11 Základní statistické vyhodnocení veličin pádového testu s plošným zatížením

Plošné zatížení	Deformace [mm]	Maximální síla [N]	Doba deformace [ms]	Absorbovaná energie [J]
Série P-0,6				
Medián $\tilde{x}_{0,50}$	8,861	4660	4,938	31,202
Spodní kvartil $\tilde{x}_{0,25}$	8,310	4252	4,708	31,186
Horní kvartil $\tilde{x}_{0,75}$	9,070	6047	5,042	31,675
Rozpětí	1,943	2474	0,656	1,607
Kvartilové rozpětí	0,760	1794	0,333	0,489
Rozptyl S^2	0,442	981731	0,0558	0,3128
Směrodatná odchylka S	0,6648	991	0,2362	0,5593
Variační koeficient V	0,0764	0,1947	0,0480	0,0179
Série P-0,8				
Medián $\tilde{x}_{0,50}$	5,292	9892	3,464	31,444
Spodní kvartil $\tilde{x}_{0,25}$	4,944	9688	3,289	31,254
Horní kvartil $\tilde{x}_{0,75}$	5,573	10547	3,654	31,609
Rozpětí	1,678	2851	1,115	0,622
Kvartilové rozpětí	0,630	858	0,365	0,354
Rozptyl S^2	0,3663	1223237	0,1572	0,0577
Směrodatná odchylka S	0,6052	1106	0,3964	0,2402
Variační koeficient V	0,1158	0,1069	0,1139	0,0076
Série P-1				
Medián $\tilde{x}_{0,50}$	3,496	16859	2,156	35,289
Spodní kvartil $\tilde{x}_{0,25}$	3,295	16437	2,031	35,276
Horní kvartil $\tilde{x}_{0,75}$	3,657	17625	2,177	35,562
Rozpětí	0,753	3573	0,990	1,946
Kvartilové rozpětí	0,362	1188	0,146	0,286
Rozptyl S^2	0,0700	1421631	0,1078	0,4526
Směrodatná odchylka S	0,2646	1192	0,3283	0,6728
Variační koeficient V	0,0762	0,2343	0,1498	0,0191
Série P-1,2				
Medián $\tilde{x}_{0,50}$	2,435	24205	1,490	35,223
Spodní kvartil $\tilde{x}_{0,25}$	2,166	20990	1,313	34,923
Horní kvartil $\tilde{x}_{0,75}$	2,874	27627	1,802	35,414
Rozpětí	1,002	7470	0,573	1,573
Kvartilové rozpětí	0,708	6637	0,490	0,491
Rozptyl S^2	0,1566	9986597	0,0580	0,3252
Směrodatná odchylka S	0,3957	3160	0,2416	0,5703
Variační koeficient V	0,1552	0,6210	0,1549	0,0161

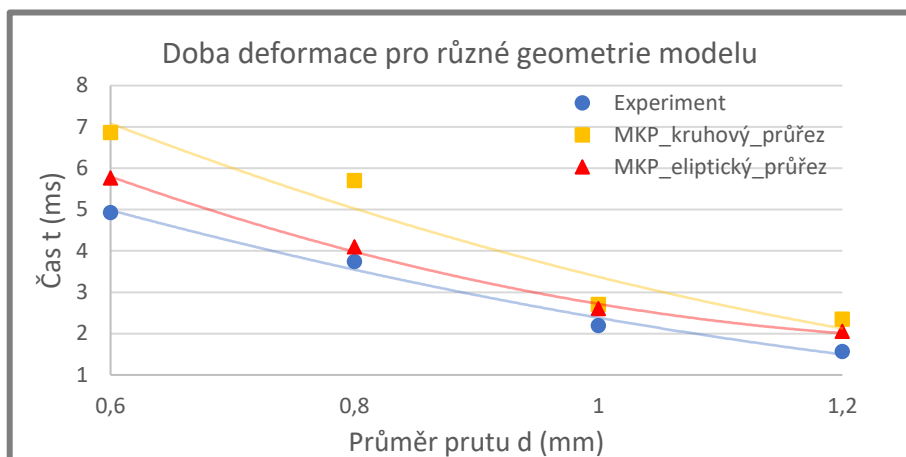
Příloha 12 Základní statistické vyhodnocení veličin pádového testu s průrazným zatížením

Průrazové zatížení	Deformace [mm]	Maximální síla [N]	Doba deformace [ms]	Absorbovaná energie [J]
Série I-0,6				
Medián $\tilde{x}_{0,50}$	7,544	8280	4,021	37,076
Spodní kvartil $\tilde{x}_{0,25}$	7,274	8031	3,844	36,911
Horní kvartil $\tilde{x}_{0,75}$	7,796	8647	4,198	37,466
Rozpětí	1,336	1771	0,729	0,94
Kvartilové rozpětí	0,522	616	0,354	0,555
Rozptyl S^2	0,2255	403254	0,0716	0,1218
Směrodatná odchylka S	0,4749	635	0,2675	0,349
Variační koeficient V	0,0621	0,078	0,0655	0,0094
Série I-0,8				
Medián $\tilde{x}_{0,50}$	4,894	12537	2,625	34,509
Spodní kvartil $\tilde{x}_{0,25}$	4,851	11081	2,615	34,487
Horní kvartil $\tilde{x}_{0,75}$	5,235	12903	2,854	34,876
Rozpětí	0,709	2137	0,375	2,456
Kvartilové rozpětí	0,385	1822	0,24	0,389
Rozptyl S^2	0,068	835670	0,0223	0,7082
Směrodatná odchylka S	0,2608	914	0,1494	0,8415
Variační koeficient V	0,0522	0,0755	0,0549	0,0245
Série I-1				
Medián $\tilde{x}_{0,50}$	4,112	18158	2,115	37,127
Spodní kvartil $\tilde{x}_{0,25}$	4,085	17930	2,104	36,959
Horní kvartil $\tilde{x}_{0,75}$	4,148	18249	2,135	37,155
Rozpětí	0,346	831	0,146	0,922
Kvartilové rozpětí	0,063	320	0,031	0,196
Rozptyl S^2	0,0138	83660	0,0028	0,0895
Směrodatná odchylka S	0,1174	289	0,0529	0,2992
Variační koeficient V	0,0283	0,016	0,0247	0,0081
Série I-1,2				
Medián $\tilde{x}_{0,50}$	3,314	21260	1,792	35,568
Spodní kvartil $\tilde{x}_{0,25}$	3,312	21150	1,771	35,511
Horní kvartil $\tilde{x}_{0,75}$	3,369	21261	1,792	35,907
Rozpětí	0,076	844	0,0422	0,904
Kvartilové rozpětí	0,057	111	0,021	0,395
Rozptyl S^2	0,001	72901	0,0002	0,101
Směrodatná odchylka S	0,0317	270	0,0153	0,3179
Variační koeficient V	0,0095	0,0127	0,0086	0,0089

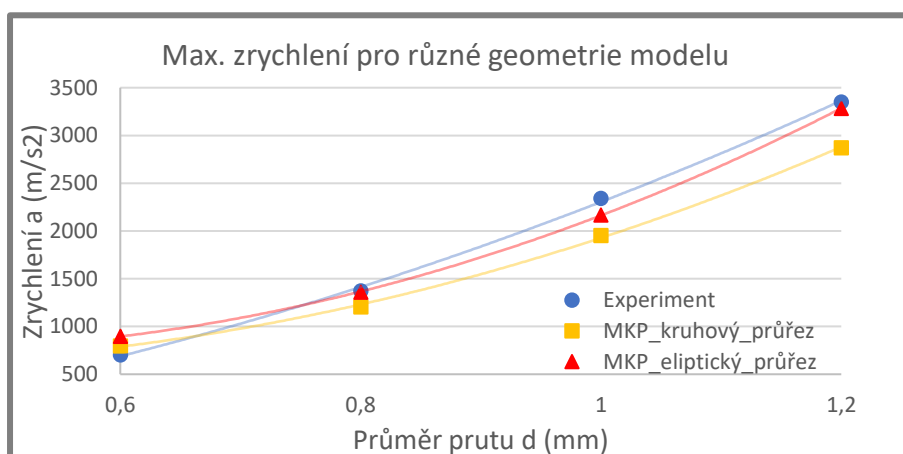
Příloha 13 Porovnání deformace pro různé průměry prutu plošného zatížení



Příloha 14 Porovnání doby deformací pro různé průměry prutu plošného zatížení



Příloha 15 Porovnání max. zrychlení pro různé průměry prutu plošného zatížení

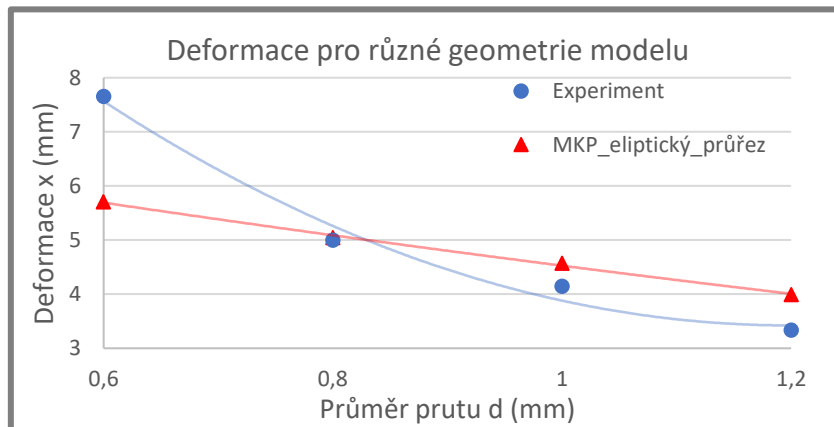


Příloha 16 Porovnání experimentu a MKP (kruhový a eliptický průřez; plošné zatížení)

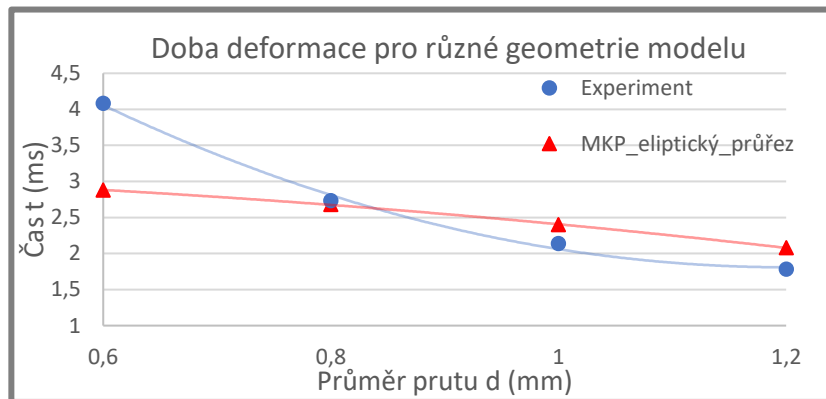
Kruhový průřez prutu							
	Deformace [mm]	Max. iniciační síla [N]	Průměrná síla [N]	Počáteční rychlost [m/s]	Doba deformace [ms]	Max. iniciační zrychlení [m/s ²]	Průměrné zrychlení [m/s ²]
d = 0,6 mm							
MKP	9,228	5910	3310	2,96	6,86	797	425
Δ	0,524	821	1254	0,01	1,94	95	205
δ (%)	6,0	16,1	27,5	0,2	1,9	13,6	32,5
d = 0,8 mm							
MKP	6,892	8763	4110	2,96	5,70	1205	507
Δ	1,068	1198	1595	0,01	1,96	168	279
δ (%)	18,3	12,0	28,0	0,1	2,0	12,2	35,5
d = 1 mm							
MKP	4,189	14344	5197	3,13	2,70	1953	702
Δ	0,717	2644	3713	0,01	0,51	390	527
δ (%)	20,6	15,6	41,7	0,1	23,2	16,6	42,9
d = 1,2 mm							
MKP	3,128	20832	5049	3,20	2,35	2871	687
Δ	0,579	3465	11178	0,01	0,79	479	1562
δ (%)	22,7	14,3	68,9	0,1	50,6	14,3	69,4
Eliptický průřez prutu							
d = 0,6 mm							
MKP	8,281	6592	3788	2,96	5,76	897	499
Δ	0,424	1504	776	0,01	0,84	195	131
δ (%)	4,9	29,5	17,0	0,2	17,0	27,8	20,8
d = 0,8 mm							
MKP	5,628	9752	4783	2,96	4,10	1361	643
Δ	0,196	209	921	0,01	0,36	13	144
δ (%)	3,4	2,1	16,1	0,1	9,7	0,9	18,3
d = 1 mm							
MKP	3,955	15963	5060	3,13	2,60	2168	689
Δ	0,483	1025	3849	0,01	0,41	175	540
δ (%)	13,9	6,0	43,2	0,1	18,6	7,5	43,9
d = 1,2 mm							
MKP	2,666	24276	5157	3,20	2,05	3283	693
Δ	0,117	21	11070	0,01	0,49	67	1557
δ (%)	4,6	0,1	68,2	0,1	31,4	2,0	69,2

Pozn.: MKP – výsledek simulace, Δ – absolutní chyba, δ – relativní chyba

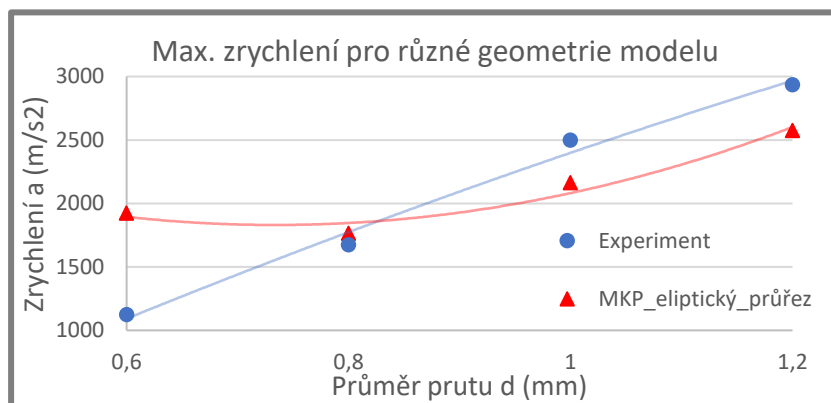
Příloha 17 Porovnání deformace pro různé průměry prutu průrazného zatížení



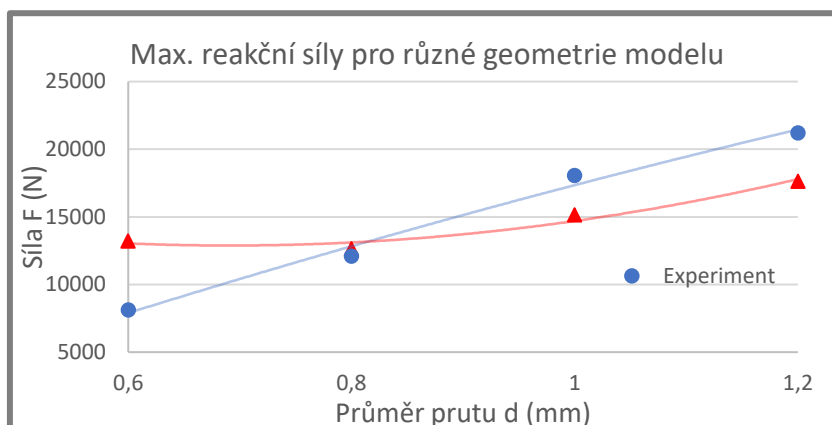
Příloha 18 Porovnání doby deformací pro různé průměry prutu průrazného zatížení



Příloha 19 Porovnání maximálního zrychlení pádové hlavice pro různé průměry prutu průrazného zatížení



Příloha 20 Porovnání průměrné síly pro různé průměry prutu průrazného zatížení



Příloha 21 Porovnání experimentu a MKP (kruhový a eliptický průřez; průrazné zatížení)

Eliptický průřez prutu							
	Deformace [mm]	Max. iniciační síla [N]	Průměrná síla [N]	Počáteční rychlost [m/s]	Doba deformace [ms]	Max. iniciační zrychlení [m/s ²]	Průměrné zrychlení [m/s ²]
d = 0,6 mm							
MKP	5,706	13193	4606	3,22	2,88	1921	629
Δ	1,947	5058	1021	0,001	1,203	796	149
δ (%)	25,437	62,1	18,1	0,040	29,469	70,8	19,2
d = 0,8 mm							
MKP	5,042	12645	6544	3,11	2,68	1764	894
Δ	0,045	541	1045	0,001	0,053	90	156
δ (%)	0,905	4,5	13,8	0,002	1,951	5,4	14,9
d = 1 mm							
MKP	4,573	15156	6800	3,23	2,4	2163	917
Δ	0,427	2906	3832	0,005	0,262	335	554
δ (%)	10,311	16,1	36,0	0,142	12,280	13,4	37,6
d = 1,2 mm							
MKP	3,991	1763	6682	3,18	2,08	2575	913
Δ	0,657	3581	5796	0,001	0,297	360	813
δ (%)	19,697	16,9	46,5	0,036	16,635	12,3	47,1

Pozn.: MKP – výsledek simulace, Δ – absolutní chyba, δ – relativní chyba

Příloha 22 Porovnání energetické bilance pádového děje se sférickým indentorem

	Kinetická energie [J]	Max. rychlost po odrazu [m/s]	Kin. Energie po odrazu [J]	Absorbovaná energie [J]	Absorbovaná energie [%]
d = 0,6 mm					
MKP	37,512	-0,614	1,366	36,146	96,359
Δ	0,001	0,306	1,022	1,023	2,725
δ (%)	0,002	-99,599	297,142	2,752	2,751
d = 0,8 mm					
MKP	34,966	-0,522	0,987	33,979	97,178
Δ	0,005	0,116	0,392	0,398	1,121
δ (%)	0,015	-28,701	66,015	1,156	1,140
d = 1 mm					
MKP	37,822	-0,518	0,974	36,848	97,425
Δ	0,001	0,070	0,246	0,247	0,651
δ (%)	0,002	-15,561	33,837	0,666	0,664
d = 1,2 mm					
MKP	37,140	-0,536	1,041	36,099	97,196
Δ	0,556	0,028	0,107	0,450	0,250
δ (%)	1,521	-5,433	11,447	1,261	0,256