



# VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V BRNĚ

BRNO UNIVERSITY OF TECHNOLOGY

## FAKULTA STROJNÍHO INŽENÝRSTVÍ

FACULTY OF MECHANICAL ENGINEERING

## LETECKÝ ÚSTAV

INSTITUTE OF AEROSPACE ENGINEERING

## PĚNOVÉ MATERIÁLY PRO ABSORPCI NÁRAZU

FOAM MATERIALS FOR IMPACT ABSORPTION

### DIPLOMOVÁ PRÁCE

MASTER'S THESIS

### AUTOR PRÁCE

AUTHOR

Bc. Adam Pilát

### VEDOUCÍ PRÁCE

SUPERVISOR

Ing. František Löffelmann, Ph.D.

BRNO 2024



# Zadání diplomové práce

Ústav: Letecký ústav  
Student: **Bc. Adam Pilát**  
Studijní program: Letecká a kosmická technika  
Studijní obor: Stavba letadel  
Vedoucí práce: **Ing. František Löffelmann, Ph.D.**  
Akademický rok: 2023/24

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:

## Pěnové materiály pro absorpci nárazu

### Stručná charakteristika problematiky úkolu:

U ultralehkých letadel jsou padákové záchranné systémy již téměř standardní výbavou. Při použití u větších letadel, či kosmických zařízení ovšem výrazně rostou rozměry padáku a čas potřebný k aktivaci. Proto se pracuje i na dalších zařízeních pro utlumení nárazu, např. využití airbagu. Novou oblastí by mohlo být nahrazení samotného plynu v airbagu pěnou. Tématem diplomové práce je studie proveditelnosti zařízení na bázi vstříkované a rychle vytvrditelné pěny a dále možnosti začlenění takového zařízení do záchranného (přistávacího) systému.

### Cíle diplomové práce:

- Rešerše prvků, které je možno použít pro utlumení nárazu letecké či kosmické techniky pro havarijní (jednorázové) přistání.
- Výběr vhodných pěnových materiálů.
- Energetická rozvaha pro pěnu potřebnou k absorpci energie vybraného nárazu.
- Koncepční návrh zařízení.

### Seznam doporučené literatury:

GIBSON, Lorna J. a Michael F. ASHBY. Cellular Solids: Structure and Properties. 2. vyd. Cambridge: Cambridge University Press, 1997. Cambridge Solid State Science Series. ISBN 978-0-521-49911-8.

KNACKE, T.W. Parachute recovery systems: design manual. Santa Barbara: Para, 1992, 496 stran. ISBN 0-915516-85-3.

AVALLE, Massimiliano, Giovanni BELINGARDI a Andrea IBBA. Mechanical models of cellular solids: Parameters identification from experimental tests. International Journal of Impact Engineering. 2007, 34(1), 3–27. ISSN 0734743X. Dostupné z: doi:10.1016/j.ijimpeng.2006.06.012.

Termín odevzdání diplomové práce je stanoven časovým plánem akademického roku 2023/24

V Brně, dne

L. S.

---

doc. Ing. Jaroslav Juračka, Ph.D.  
ředitel ústavu

---

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

## **Abstrakt**

Tato práce pojednává o systému pro pohlcení energie nouzového padákového přistání letounu pomocí polymerní pěny. Cílem je zvýšit bezpečnost padákových záchranných systémů pro posádku. V práci je obsažena rešerše způsobů absorpce energie nárazu v letectví a praktických příkladů aplikace takových zařízení. Je také provedena rešerše obvyklých podmínek použití padákových záchranných systémů. Na základě zkoumání metod modelování mechanických vlastností pěnových materiálů je navržen výpočtový model, který je schopen identifikovat použitelné konfigurace foambagu pro zadané materiálové charakteristiky, parametry letounu a požadované parametry dopadu. Experimentální část práce se věnuje měření materiálových charakteristik pěny s velmi krátkým časem vzniku. Identifikované charakteristiky jsou použity pro zpřesnění výpočtového modelu. Na základě výsledků upraveného výpočetního modelu je proveden koncepční návrh. Výsledkem je identifikace významných konstrukčních uzlů a návrh dvou možných koncepcí řešení systému. Výsledkem práce je potvrzení, že je takový systém možné navrhnout a zkonstruovat. Existují nicméně významné překážky pro praktické použití, které bude nutné vyřešit. Jedná se zejména o zajištění jeho spolehlivé funkce za všech očekávatelných podmínek a údržbu.

## **Klíčová slova**

Foambag, padákový záchranný systém, pěna, polyuretan, koncepční návrh

## **Abstract**

This diploma thesis discusses the topic of a polymeric foam impact energy attenuation system for emergency recovery parachute landing. It aims to improve the crew safety during emergency landing. The thesis contains research on methods of impact energy attenuation in aerospace. Research on existing use cases of such methods and systems is included. A computational model of foambag is proposed based on study of methods of polymeric foams mechanical characteristics modelling. The computational model is capable of identifying acceptable geometrical configurations of foambag based on inserted foam parameters, aircraft parameters and impact conditions. Experimental measurement of polyurethane foam with short reaction time is conducted. Identified material characteristics are used to improve the mathematic model. Based on the results from the mathematic model using the measured foam characteristics, a conception design is proposed. Important design points are identified and two possible approaches are proposed. The thesis results in conclusion that it is possible to design working energy attenuation system based on polymeric foam. There are however problems that need to be overcome to allow for real-life application of such system. These problems include mainly securing reliable function in any applicable conditions and system maintenance.

## **Keywords**

Foambag, parachute recovery system, polymeric foam, polyurethane, conception design

## **Bibliografická citace**

PILÁT, Adam. *Pěnové materiály pro absorpci nárazu*. Brno, 2024. Dostupné také z: <https://www.vut.cz/studenti/zav-prace/detail/158223>. Diplomová práce. Vysoké učení technické v Brně, Fakulta strojního inženýrství, Letecký ústav. Vedoucí práce František Löffelmann.

## Čestné prohlášení

Já, Adam Pilát, prohlašuji, že jsem diplomovou práci na téma **Pěnové materiály pro absorpci nárazu** vypracoval samostatně s použitím odborné literatury a pramenů uvedených v seznamu, který tvoří přílohu této práce.

24. 5. 2024

---

Datum

Adam Pilát

## **Poděkování**

Rád bych poděkoval Ing. Františku Löffelmannovi, Ph.D. za jeho rady, konzultace a podporu při zpracování této práce. Velký dík patří též všem mým blízkým za jejich podporu a trpělivost během mého studia.

## Obsah

1.	Úvod .....	11
2.	Padáková záchranná zařízení .....	12
2.1	Statistika hmotnosti PZZ .....	13
3.	Požadavky na násobek zatížení .....	16
4.	Způsoby absorpce nárazu u letadel .....	18
4.1	Pěnové materiály.....	19
4.2	Voštiny .....	20
4.3	Airbagy .....	21
4.4	Přehled příkladů aplikací a návrhů .....	22
4.5	Rozbor existujícího pokusu o řešení .....	26
5.	Pěnové materiály z hlediska absorpce nárazu.....	30
5.1	Metody modelování pěn .....	32
6.	Chemické vlastnosti pěny .....	35
6.1	Proces tvorby pěny.....	35
6.2	Podmínky skladování .....	36
7.	Výpočetní model .....	37
7.1	Identifikace materiálových parametrů pěny .....	37
7.2	Vliv rychlosti zatěžování .....	38
7.3	Vliv obalu foambagu.....	40
7.4	Výpočetní skript.....	44
8.	Definice výpočetního případu .....	49
9.	Experimentální měření parametrů pěny.....	52
9.1	Vybraná pěna .....	52
9.2	Vzorky a zkušební vybavení.....	53
9.3	Průběh zkoušek.....	55
9.3.1	Testovací aktivace pěny .....	55
9.3.2	Zkouška závislosti parametrů na hustotě.....	56
9.3.3	Zkouška závislosti parametrů na rychlosti zatěžování .....	60
9.3.4	Zkouška vlivu stáří pěny .....	63
9.3.5	Zkoušky vlivu teploty aktivace.....	65
9.3.6	Analýza velikosti buněk .....	67
10.	Koncepční návrh.....	69

10.1	Parametry foambagu.....	69
10.2	Možné konstrukční volby v systému foambagu.....	72
10.3	Navrhované podoby systému.....	73
10.3.1	Varianta 1.....	73
10.3.2	Varianta 2.....	78
11.	Závěr.....	80
	Použitá literatura.....	82
	Seznam zkratk.....	87
	Seznam hlavních veličin.....	88
	Seznam obrázků.....	92
	Seznam tabulek.....	93
	Seznam příloh.....	94

# 1. Úvod

Tato práce se zabývá metodami pohlcení energie dopadu při použití padákového záchranného systému. V současnosti jsou tyto systémy čím dál tím častěji instalovány do malých letadel. Implementaci do letadel vyšších hmotnostních kategorií brání vysoká hmotnost padákového záchranného systému a s velikostí padáku rostoucí čas aktivace. Proto jsou zkoumány způsoby, jak umožnit efektivní pohlcení energie dopadu, zvýšit přípustnou rychlost dopadu, zmenšit potřebnou velikost záchranného padáku a v konečném důsledku snížit celkovou hmotnost záchranného zařízení.

Takovým řešením by mohl být systém navržený k absorbování části mechanické energie při dosednutí. Obvykle se uvažuje o použití plynem plněných airbagů. Takový systém má však svoje nevýhody, které do určité míry řeší použití jiného materiálu, například pěny. Pěnový materiál má zatěžovací charakteristiku, která je podobná ideálnímu absorbéru mechanické energie.

Tato práce zahrnuje rozbor existujících pokusů o řešení této problematiky. Dále je provedena definice příkladu aplikace, pro kterou bude navrhovaný systém dimenzován. Na základě zkoumání možností modelování pěnového materiálu jako absorbéru nárazu je sestaven výpočetní model, pomocí kterého jsou predikovány parametry navrhovaného záchranného systému. Cílem je sestavit návrh zařízení, který umožní predikovat celkovou hmotnost záchranného systému, a tedy rozhodnout o potenciálu dalšího vývoje.

Závěry této práce mohou být do určité míry použitelné i v dalších aplikacích využívajících padákové přistání, tedy v případě leteckého shozu nákladu nebo u kosmických přistávacích modulů.

## 2. Padáková záchranná zařízení

Padákové systémy jsou zařízení sloužící k zajištění bezpečného přistání objektu při dopravě osob nebo materiálu a v případě potřeby nouzového přistání. Padák zvyšuje aerodynamický odpor celého systému a snižuje jeho dopadovou rychlost na stanovenou přípustnou mez. Tato mezní rychlost se stanovuje na základě požadavků dopravovaného nákladu. V případě osob se jedná o přípustný násobek zatížení předcházející zdravotním následkům, v případě nákladu pak o minimalizaci jeho poškození [1].

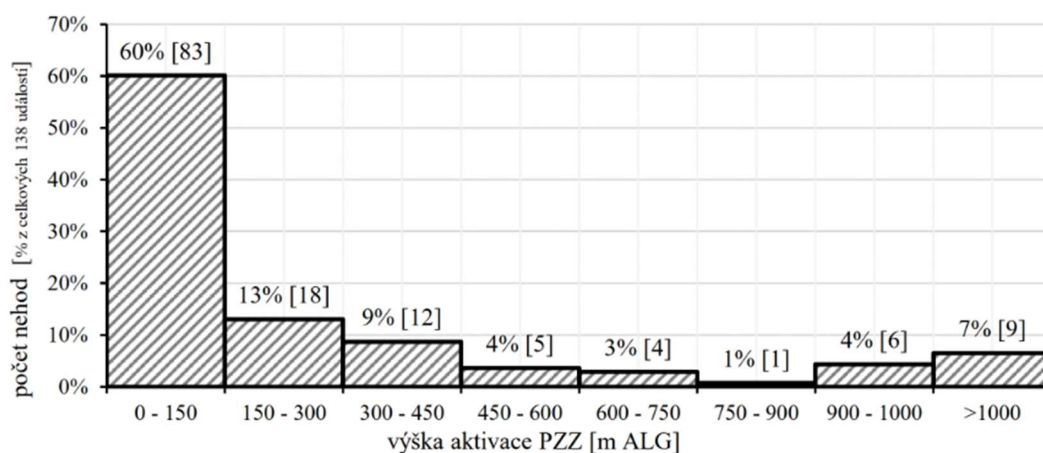
Zásadním konstrukčním požadavkem na PZZ je jeho hmotnost a zabíraný objem. Hmotnost samotného padáku činí přibližně 5 % celkové hmotnosti pro lehké objekty, 3-4 % pak pro těžší objekty v řádu stovek a tisíců kilogramů [1]. Tato hmotnost ubírá z možného užitečného zatížení při každém letu, je tedy žádoucí ji minimalizovat. Objem je pak zásadní z hlediska zástavbového prostoru do draku letounu.

Pro aplikaci PZZ k záchraně malého letounu nebo bezpilotního prostředku je pak důležitá také schopnost rychlé aktivace. K aktivaci nejčastěji dochází při vzletových nebo přistávacích manévrech, tedy v nízkých výškách a při nízkých rychlostech, viz obr. 2.1 [2]. Čas aktivace je přímo úměrný průměru padáku dle rovnice:

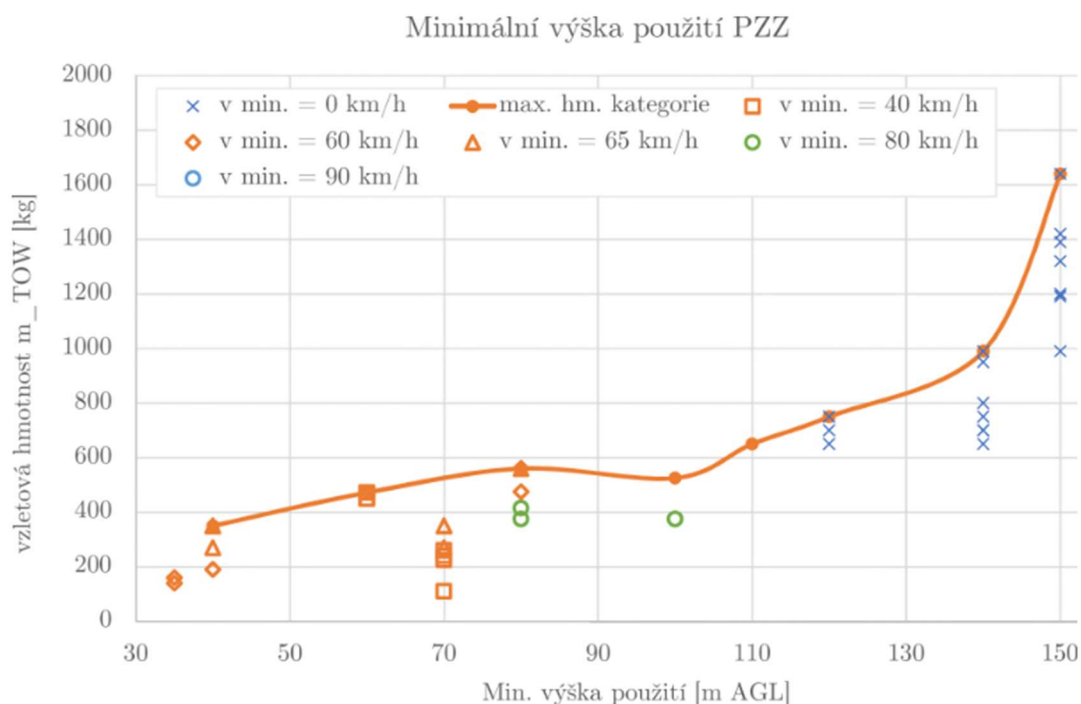
$$t_f = \frac{n \cdot D_0}{v} \quad (2.1)$$

Kde  $n$  je padáková konstanta pro daný typ vrchlíku,  $D_0$  je nominální průměr vrchlíku a  $v$  je rychlost letu.

To zároveň znamená, že letoun s vyšší hmotností bude mít automaticky větší minimální výšku použití PZZ. Minimální výška použití je definována jako vertikální vzdálenost, ve které letoun dosáhne po aktivaci PZZ ustáleného klesání [3]. Závislost minimální výšky použitelnosti PZZ na vzletové hmotnosti letounu je zobrazena na obr. 2.2. Parametr doby aktivace bude zásadní také pro navrhovaný systém pohlcování energie, systém musí být schopný činnosti již po velmi krátkém čase.



Obr. 2.1 - Statistika výšky aktivace PZZ [2]



Obr. 2.2 - Obálka použitelnosti záchranných systémů [3]

Dalším požadavkem na PZZ je použitelnost v celém rozsahu provozních hmotností a rychlostí letounu [3], dále pak spolehlivost aktivace a funkce.

Rychlost ustáleného klesání při otevřeném vrchlíku padáku je dána jeho aerodynamickým odporem, respektive jeho rovností s tíhou objektu. Rychlost ustáleného klesání definuje kinetickou energii dopadu na zemský povrch, tedy ovlivňuje důsledky pro posádku a síly působící na náklad a vybavení. Požadavek na maximální rychlost ustáleného klesání bývá dán některými předpisy, v praxi se pohybuje kolem 7 m/s [3]. Předpis LAA ČR ZS 2, který se věnuje padákovým záchranným zařízením, udává přípustnou hodnotu ustálené rychlosti klesání 6,8 m/s [4]. Jedním z možných cílů návrhu zařízení absorbujícího energii dopadu je umožnit tuto rychlost zvýšit při zachování stejných účinků při dopadu na posádku nebo náklad.

## 2.1 Statistika hmotnosti PZZ

Pro potřeby dalších kapitol bylo nutné zpracovat závislost hmotnosti PZZ na vzletové hmotnosti letounu. Tato informace umožňuje spolu s odhadem hmotnosti navrženého pěnového zařízení vyhodnotit přínosnost jeho instalace.

PZZ pro pilotované letouny vyrábí několik výrobců. Nejznámějšími jsou Ballistic Recovery Systems (BRS), Stratos 07 (Magnum) a Galaxy (GRS). Společnost Cirrus vyvinula pro svoje letouny ve spolupráci s BRS systém nazvaný CAPS. Cirrus Vision SF 50 je zároveň nejtěžším letounem vybaveným PZZ ( $m_{TOW}$  letounu je 2722 kg). Společnost Cirrus bohužel neuvádí konkrétní parametry svých PZZ.

Z dat poskytovaných těmito výrobci byly vybrány hmotnosti jednotlivých PZZ a příslušná maximální vzletová hmotnost. V nabídce je poměrně hodně typů PZZ, proto byly vybírány pouze některé typy, a to v hmotnostní kategorii určené pro UL a CS-23 letadla. Všechna uvedená PZZ jsou balistická záchranná zařízení balená ve formátu

softpack, který se běžně používá do letounů (existuje dále formát kontejner, který je odolnější povětrnostním vlivům, mírně těžší a je určen primárně pro létající zařízení bez kapotáže a kabiny). Vybraná data je možné vidět v tab. 2.1.

Tab. 2.1 - Hmotnosti balistických záchranných zařízení, zpracováno podle [5], [6], [7]

Typ	<b>Magnum 250</b>	<b>Magnum 300</b>	<b>Magnum 450</b>	<b>Magnum 650</b>	<b>Magnum 800</b>
$m_R$ [kg]	6,8	7,8	10,0	17,0	18,5
$m_{TOW}$ [kg]	300,0	325,0	450,0	600,0	800,0
Typ	<b>Magnum 1200</b>	<b>Magnum 1800</b>	<b>GRS 3 350</b>	<b>GRS 3 450</b>	<b>GRS 5 560</b>
$m_R$ [kg]	28,0	35,0	9,2	10,8	12,6
$m_{TOW}$ [kg]	1200,0	1800,0	350,0	475,0	560,0
Typ	<b>GRS 6 650</b>	<b>GRS 6 1190</b>	<b>GRS 6 1390</b>	<b>GRS 6 1750</b>	<b>BRS 600</b>
$m_R$ [kg]	14,1	27,5	31,5	41,0	8,2
$m_{TOW}$ [kg]	650,0	1190,0	1390,0	1750,0	272,0
Typ	<b>BRS 800</b>	<b>BRS 1050</b>	<b>BRS 1350</b>	<b>BRS 1600</b>	<b>BRS 1800</b>
$m_R$ [kg]	8,6	10,9	13,2	15,9	16,8
$m_{TOW}$ [kg]	363,0	475,0	612,0	726,0	816,0

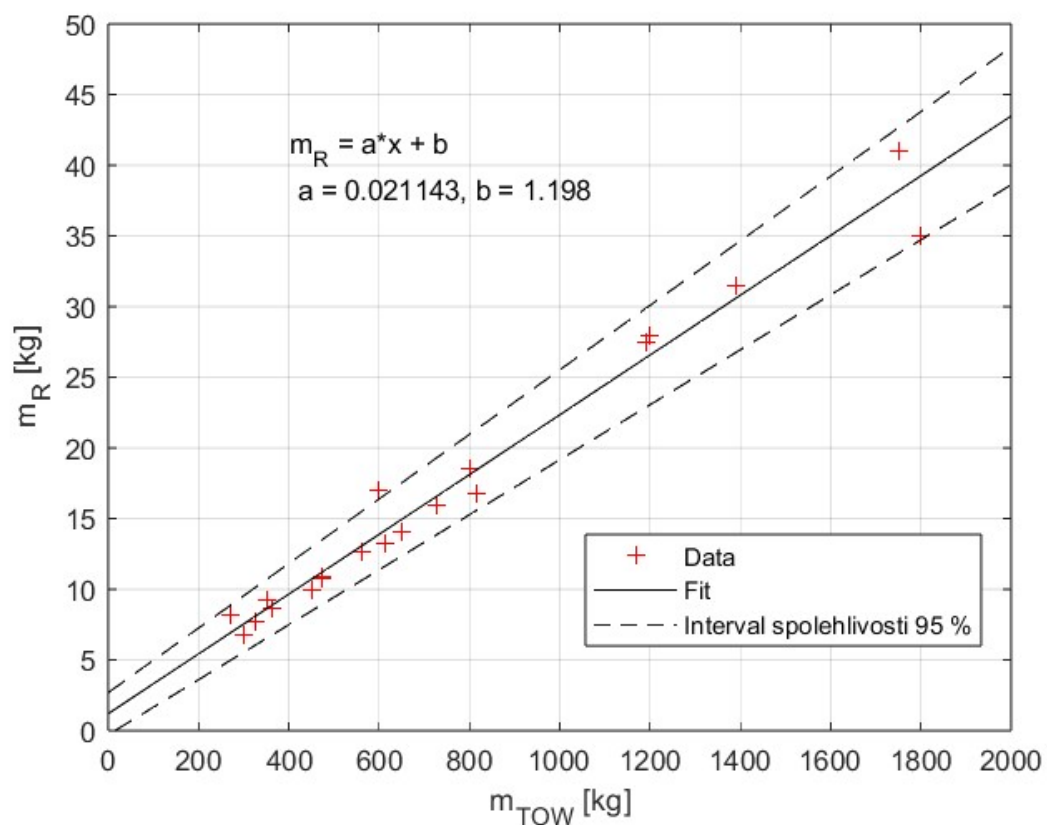
Data závislosti hmotnosti PZZ na hmotnosti letounu byla vykreslena do grafu (obr. 2.3) a byla zvolena vhodná regresní funkce. Předpokládána byla lineární závislost:

$$m_R = a \cdot m_{TOW} + b \quad (2.2)$$

Kde  $m_R$  je hmotnost PZZ,  $m_{TOW}$  je maximální vzletová hmotnost letounu,  $a$  a  $b$  jsou koeficienty regresní funkce.

Důvodem předpokladu je skutečnost, že pro konstantní rychlost ustáleného klesání je plocha padáku přímo úměrná hmotnosti neseného objektu, zároveň zjednodušeně předpokládáme hmotnost padáku přímo úměrnou jeho ploše. Ostatní komponenty zařízení nejsou takto jednoduše predikovatelné.

Vhodnost volby lineární závislosti  $m_R = a \cdot m_{TOW} + b$  byla regresí potvrzena. Nalezená lineární funkce dobře aproximuje známá data. To je možné vidět na obr. 2.3, kde jsou uvedeny také koeficienty regresní funkce a zobrazen interval spolehlivosti regresní funkce. Mohla by být také volena funkce  $m_R = a \cdot m_{TOW}$  s argumentem, že nehmotné letadlo potřebuje padák nulové hmotnosti. Provedená regrese nicméně naznačuje, že je hmotnost PZZ ovlivňována především samotným padákem a parametr  $b$  tak představuje zbývající komponenty zařízení (raketa, obal, úvaz), ačkoliv jejich hmotnost v realitě není pro různé vzletové hmotnosti konstantní. Identifikovaná závislost je použita ve výpočtovém modelu foambagu pro výpočet celkové hmotnosti záchranného zařízení.



Obr. 2.3 - Závislost hmotnosti PZZ na vzletové hmotnosti, regresní funkce

### 3. Požadavky na násobek zatížení

Z hlediska předpisů jsou definovány požadavky na ochranu posádky letadla v případě nouzového přistání. Konkrétně se jedná o odstavec CS 23.561 předpisu CS-23 a CS 25.561 předpisu CS-25 [8][9]. Oba předpisy uvádějí, že konstrukce letadla a kabiny musí být navržena tak, aby předcházela vážným zraněním posádky v případě působících násobků zatížení při nouzovém přistání 3 G směrem nahoru, 9 G směrem dopředu, 6 G směrem dolů a 1,5 G do strany. Následující odstavec CS 23.562 specifikuje dynamické zkoušky, kterým jsou podrobována sedadla a zádržné systémy posádky a pasažérů. Tento požadavek je schematicky zobrazen na obr. 3.1. Je zde předepsán minimální násobek zatížení o velikosti 19/15 G působící pod úhlem 60° od roviny podlahy kabiny (přepočteno do svislého směru tedy 16,45/13 G). Předpis nicméně přímo nespécifikuje konkrétní požadavek na maximální přípustný násobek na posádku nebo letadlo při nouzovém přistání, pouze síly, které mohou působit na použitou testovací figurínu (6,67 kN pro bederní páteř) [10].

Illustration shows a forward facing seat.  Dummy inertial load shown by arrow:  →	Test 1 (§ 23.562(b)(1))		Test 2 (§ 23.562(b)(2))	
	Crew	Passenger	Crew	Passenger
Min. Vi, fps	31	31	42	42
Max. tr, sec.	0.05	0.06	0.05	0.06
Min. G	19	15	26	21
Deform floor: degrees roll	none	none	10	10
degrees pitch	required	required	10	10

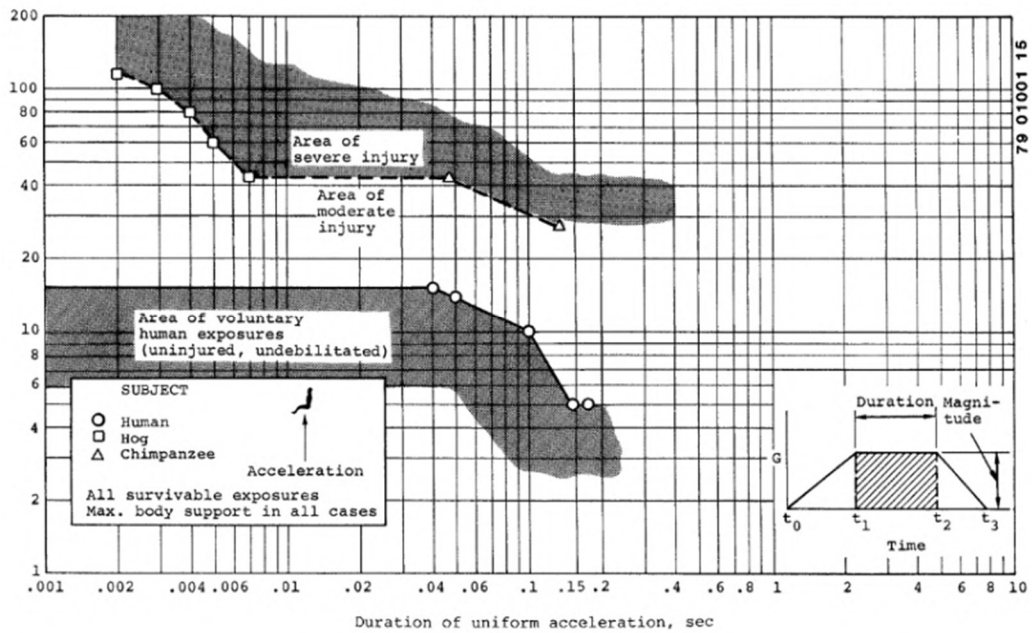
Obr. 3.1 - Požadavky na testování zádržných systémů [11]

Je tedy vhodné se obrátit na studium chování lidského těla při zatížení a podmínky vzniku zranění. Pro tuto práci je důležitá zejména hodnota svislého zrychlení ve směru páteře, neboť je předpokládán zjednodušený případ klesání na padáku ve svislém směru. Hájek uvádí následující hodnoty limitního zrychlení pro vznik vážného zranění, viz tab. 3.1.

Tab. 3.1 - Limitní hodnoty působícího zrychlení [3]

Směr působícího zatížení	Limitní hodnota zatížení [G]	Doba působení zatížení [s]
Hrudník-páteř	25	0,2
Páteř-hrudník	83	0,04
Kostrč-hlava	15	0,1
Rameno-rameno	11	0,1

Podle Crawforda je přijatelný násobek zatížení 12 G v případě padákového postroje [12]. Tento závěr je podpořen také Eibandovým výzkumem [13]. Z Eibandových křivek, viz obr. 3.2, je možné odečíst, že limitní zatížení pro vznik vážných zdravotních následků ve svislém směru pro velmi krátké impulsy do 0,04 sekundy činí 12 G, pro delší impulsy do 0,2 sekundy pak limit klesá až na 6 G. Obvyklá délka silových pulsů při nárazu činí 0,02 až 0,2 sekundy [14]. Závěrem této kapitoly tedy je, že za maximální přijatelný násobek zatížení během dopadu je možné považovat hodnotu 12 G.



Obr. 3.2 - Eibandovy křivky [13]

## 4. Způsoby absorpce nárazu u letadel

Struktury a zařízení absorbující energii se v letectví používají pro zajištění bezpečného přistání letecké nebo kosmické techniky a nákladů. Hlavním účelem je pohltit kinetickou energii dopadu při dodržení maximálního povoleného násobku zatížení pro brzděný objekt. Dalšími požadavky jsou nízká hmotnost, přijatelná cena a snadná údržba systému. Typickými řešeními jsou voštinové struktury, pěnové materiály nebo plynové airbagy. Materiálem může být kov, kompozit nebo polymer. Energie může být pohlcena přímo částmi draku letadla k tomu uzpůsobenými, nebo separátním systémem určeným pouze k tomuto účelu [15].

Měrná energie pohlcená systémem je vyjádřena plochou pod deformační křivkou sigma-epsilon. Tato měrná energie může sloužit jako parametr pro porovnání funkce různých absorpčních struktur podle parametru objemu a hmotnosti [15]. Ideální absorbér vykazuje výraznou plochou oblast na deformační křivce, tzv. plateau. Ta je zodpovědná za většinu pohlcené energie.

Energetická rozvaha soustavy v okamžiku dopadu zahrnuje kinetickou, potenciální a deformační energii. Počátečním stavem je určitá hladina kinetické energie a nulová energie deformační, koncovým stavem je nulová kinetická energie, přičemž tato energie spolu s průběžnými přírůstkem od potenciální energie je kompletně pohlcena deformací absorbéru. Kinetická energie je ovlivněna rychlostí ustáleného klesání, respektive okamžitou rychlostí při dopadu. Potenciální energie je ovlivněna stlačením deformační zóny. Tento parametr je při výpočtech problematický. Lze jej řešit iterativně, nebo zavedením dalšího parametru daného statistickým vyhodnocením podobných systémů, příkladem je účinnost  $\eta$  v rovnici 4.1 [1]:

$$s = \frac{(v_1^2 - v_2^2)}{2 \cdot g \cdot (n \cdot \eta - 1)} \quad (4.1)$$

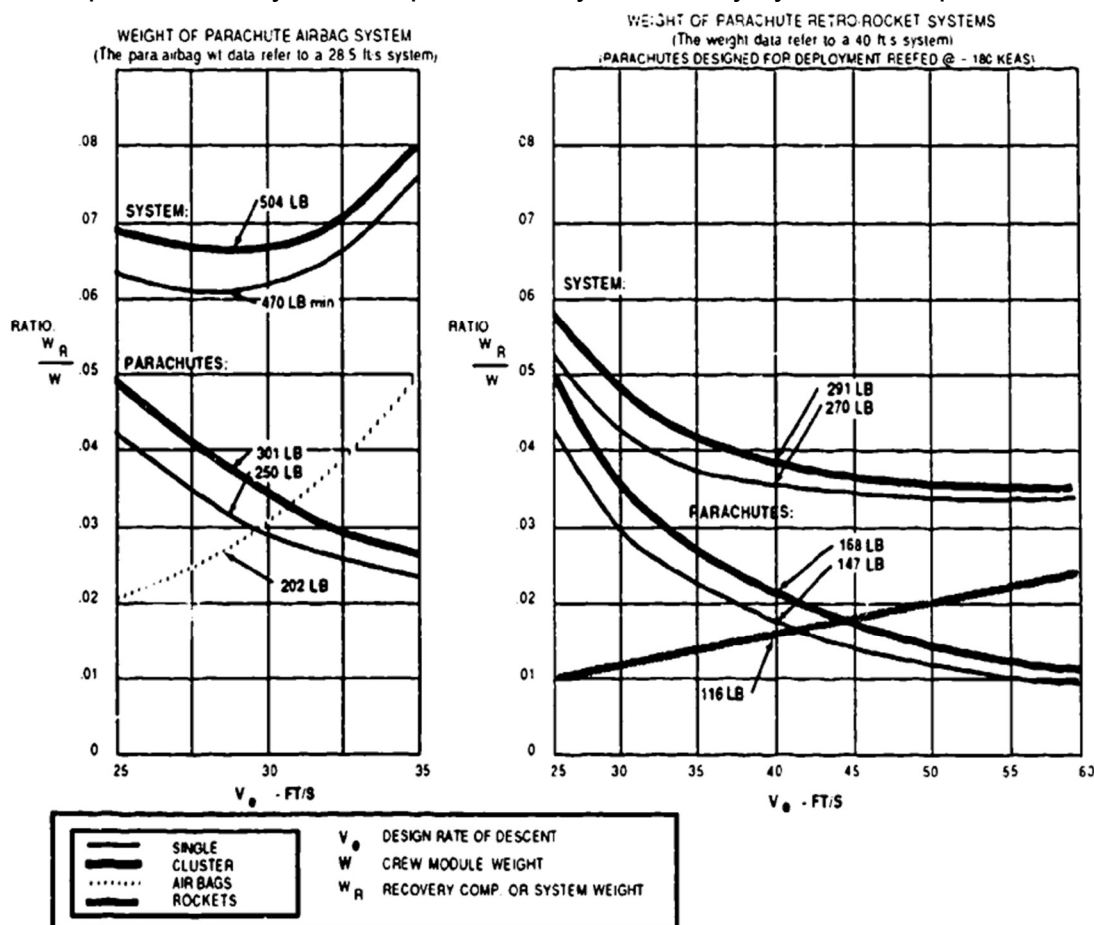
Kde  $s$  je stlačení deformační zóny,  $v_1$  a  $v_2$  je počáteční a koncová rychlost děje,  $n$  je přípustný násobek zatížení,  $g$  je tíhové zrychlení a  $\eta$  je bezrozměrná účinnost absorbéru energie. Pro počítačový výpočet je jednodušší a výhodnější zvolit iterativní přístup.

Deformační energii je možné definovat pomocí dříve zmíněné měrné energie stanovené z deformační křivky. Pro konkrétní objem absorpčního média získáme absolutní hodnotu této energie při dané deformaci.

Běžně jsou používány materiály s buněčnou strukturou (cellular solids), které se ideálnímu absorbéru energie nejlépe blíží. Typicky nejlépe splňují požadavek na vysokou měrnou deformační energii při daném přípustném zatížení. Jsou používány samostatně nebo jako sendvičová struktura [15].

Dále se používají pneumatické a olejové tlumiče. Nejsou však příliš vhodné, neboť jsou účinné pouze v jednom směru, který je v případě nouzového přistání obtížné zaručit [1]. Za alternativní způsob zbrzdění nárazu nefungující na principu přeměny kinetické energie na deformační je možné považovat použití brzdných raket.

Na obr. 4.1 je zobrazena závislost hmotnosti záchranného zařízení vztažená na hmotnost celého objektu vůči rychlosti ustáleného klesání. Analýza byla provedena pro účely záchranné kapsle posádky bombardéru B-1. V levé části je zobrazena závislost pro kombinaci padák-airbag, v pravé části pro padák-brzdící rakety [1]. Podstatnou informací je, že pro použití airbagu v této analýze vychází jako optimální rychlost klesání mezi 7,6 a 9,2 m/s. Zásadní nevýhodou brzdících raket je to, že jsou navrhovány pro konkrétní energii (hmotnost) přistávajícího zatížení. Při nedodržení hmotnosti dojde k předčasnému vyhoření raket a nedobrzdní, nebo naopak k opakovanému stoupání. V obou případech dojde k impaktu s vyšší energií [1]. Dodržení přesné hmotnosti je možné u kosmických přistávacích modulů nebo letecky shazovaných nákladů. V případě letounu by to bylo obtížné. Proto je možné učinit závěr, že použití brzdících raket pro letadlový záchranný systém není příliš vhodné.

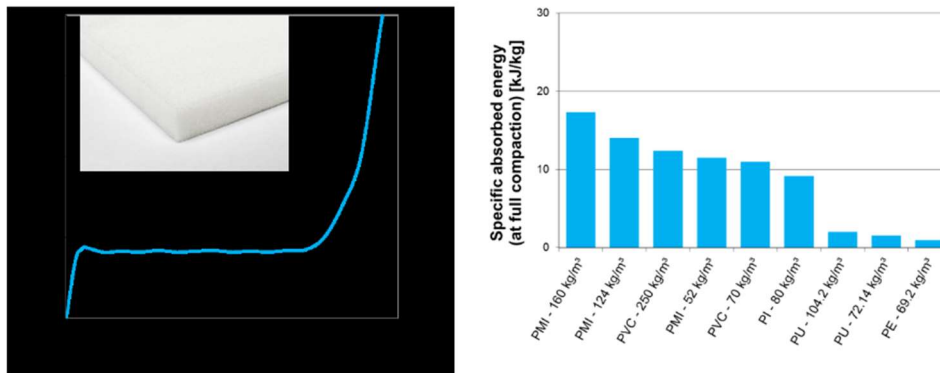


Obr. 4.1 - Analýza hmotnosti padákových systémů, airbagů a brzdících raket [1]

## 4.1 Pěnové materiály

Používají se polymerní nebo kovové pěny. Typická deformační křivka má výrazné plateau s minimální napětovou špičkou na jeho počátku. Energie je zde pohlcována primárně deformací stěn buněk. Použitelné pěny z hlediska chemie jsou omezeny požadavky na požární bezpečnost. Z čistě mechanického hlediska jsou výhodné pěny typu PMI (používané jinak primárně pro strukturní sendvičové díly) nebo PVC. Dále jsou uvažovány také PU a PE pěny [15]. Převzatý graf (obr. 4.2) zobrazuje

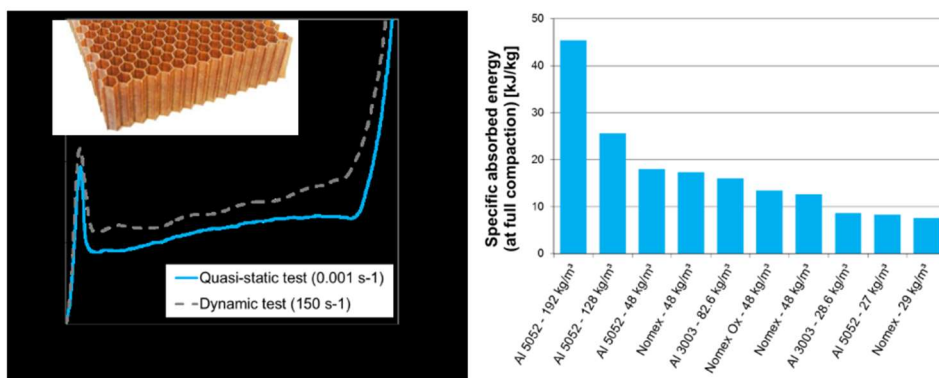
typický průběh deformační křivky. Doplnuje jej o porovnání měrné energie pro různé typy pěn, tomuto porovnání nicméně chybí informace o maximálním přípustném napětí, pro jaké byly měrné energie určeny. Na obr. 4.3 je možné vidět porovnání s voštinovými strukturami, kde vidíme typickou špičku napětí před nástupem plateau. Proto je možné říct, že pro objekty citlivé na maximální hodnotu zatížení by mohly být pěnové materiály vhodnější než voštiny. Z hlediska možného směru působícího zatížení je možné pěny považovat za všesměrové. Ke konci plateau a nástupu densifikace dochází po stlačení o přibližně 50 % původní výšky, to však významně závisí na hustotě pěny [1]. Pěny mohou být používány buď v předem vytvrzeném stavu, nebo vypěněny až v případě potřeby. Tvorba a vytvrzování pěny až po aktivaci zařízení představuje omezující faktor z hlediska rychlosti procesu a doby do nástupu potřebných mechanických vlastností. Pro tento způsob použití jsou vhodné pouze některé chemie pěn [1], [16]. Využití pěnových materiálů jako vnějšího zařízení pro absorpci energie nárazu není v letectví obvyklé. Jediné dohledatelné pokusy probíhaly v 70. letech v rámci Letectva Spojených států za účelem vývoje metody padákového přistání bezpilotního letounu AQM-34V [16].



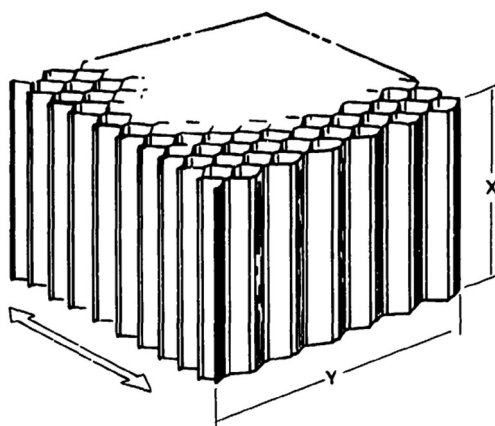
Obr. 4.2 - Typy energií nárazu pohlcujících struktur [15]

## 4.2 Voštiny

Voštiny jsou skládané materiály obvykle se strukturou šestibokých hranolů podobnou včelí plástvi. Typickými materiály jsou hliníkové slitiny, kompozity nebo papír sycený pryskyřicí [1]. Problematickým faktorem může být napěťová špička nastávající před ztrátou stability stěn voštinové struktury, viz obr. 4.3. Dalším problémem jsou prostorové nároky systému. Výhodou je vysoká měrná energie deformace, vysoká smyková stabilita, variabilita tvarů a nenáročnost údržby [17]. Absorpční schopnosti jsou nejlepší při zatížení ve směru X (viz obr. 4.4), ve směru Y dosahuje absorpční schopnost přibližně 25 % vzhledem k X. K výraznému nárůstu reakčních sil dochází po stlačení o přibližně 30 % původní výšky [1].



Obr. 4.3 - Typy energii nárazu pohlcujících struktur [15]

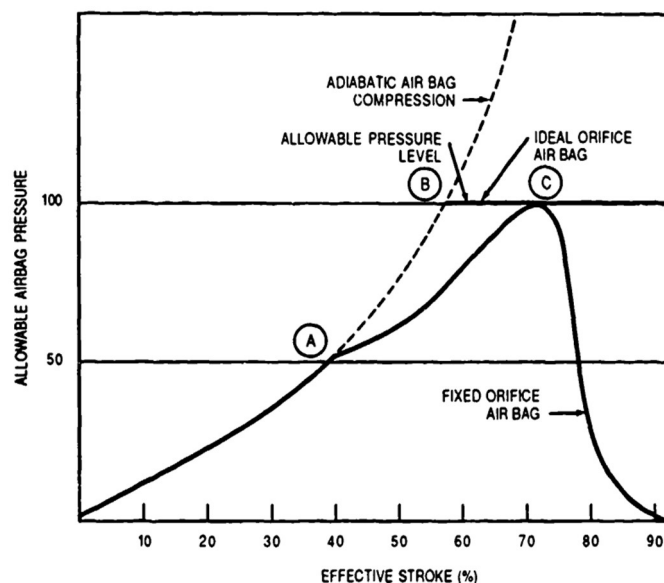


Obr. 4.4 - Charakteristická voštinová struktura a její hlavní směry [1]

### 4.3 Airbagy

Jedná se o látkový vak plněný plynem. Energie je pohlcována primárně stlačováním plnicího plynu a jeho únikem z vaku. Nevýhodou airbagu je postupný nárůst napětí, a tedy zatížení brzděného objektu, s postupující deformací (viz obr. 4.5). Používají se dva základní typy airbagu. Jednodušším typem je airbag s prodyšným vakem známý z automobilů. Pokročilejším typem je airbag z nepropustné tkaniny s ventily, které mohou být pasivně (např. záchranný modul letounu F-111) nebo aktivně řízené. Tento typ může mít problémy se spolehlivostí funkce ventilů, na níž záleží zatěžovací charakteristika airbagu (načasování otevření ventilů je zásadní). Dalším potenciálním problémem může být citlivost na nerovnosti povrchu a nízká stabilita ve smyku [17]. Dalším možným typem airbagů jsou neprodyšné airbagy bez vypouštěcích ventilů. Zde se předpokládá výrazné odskočení po kontaktu s povrchem. Takovéto airbagy byly použity pro přistání misí na planetě Mars, např. vozítka Mars Exploration Rover [18].

Airbagy jsou relativně kompaktní z hlediska umístění do letounu a mají nízkou měrnou hmotnost. Míra stlačení airbagu při práci je vysoká, téměř 100 % původní výšky [1].



Obr. 4.5 - Typický pracovní diagram airbagu [1]

Na obr. 4.5 je možné vidět typický pracovní diagram airbagu. Pro správnou funkci je zásadní správná volba bodu A, kde je aktivován ventil airbagu, a parametry tohoto ventilu. Airbag je navrhován pro jeden konkrétní zatěžovací případ, problémem je vyšší i nižší hladina energie dopadu. V případě odlišné míry energie dopadu dojde k odskočení nebo k předčasnému zabrzdění [1]. Knacke dále přináší empirické pravidlo, že výška airbagu by neměla překročit 1,25 až 1,5 násobek průměru airbagu. Podobný problém se stabilitou je třeba řešit i u pěnových systémů.

#### 4.4 Přehled příkladů aplikací a návrhů

##### F-111

Letoun F-111 využíval místo katapultáže jednotlivých členů posádky únikový modul, který se po aktivaci celý oddělil od draku letounu. Tento modul pak přistával za použití padáku. Pro zmírnění zatížení posádky při dopadu byl použit systém airbagů. Hmotnost modulu činila 3100 lb (1406 kg). Ustálená rychlost klesání byla 9,7 m/s. Maximální násobek zatížení za použití airbagů činil 16 G [19]. Hmotnost airbagu dosahovala přibližně 3 % hmotnosti modulu. Airbag byl nafukován stlačeným vzduchem ze zásobníků. Byl vybaven ventily řídicími odpouštěním vzduchu [20].



Obr. 4.6 - Nárazové testy záchraného modulu F-111 [21]

### AQM-34V

AGM-34V byl bezpilotní letoun pro vedení elektronického boje USAF. Jde o jediný dohledatelný případ, kde byl proveden pokus o vývoj pěnového systému absorpce energie. Do praxe však systém nasazen nebyl. Podrobný popis letadla a procesu vývoje je uveden v kapitole 4.5.



Obr. 4.7 - AQM-34V [22]

### SOFTLAND Project

Jedná se o projekt airbagu pro ultralehké letouny vyvíjený Polskou akademií věd. Vstupní podmínky případu byly následující:

- Rychlost ustáleného klesání 7,5 m/s
- Maximální násobek zatížení 5 G
- Maximální hmotnost 15 kg
- Čas aktivace do 13 sekund (klesání z výšky 100 m)

V rámci projektu byly prováděny pádové zkoušky různých variant airbagu (velikost, tvar, nafukování dmychadlem/stlačeným vzduchem). Byly požívány pasivní ventily pro

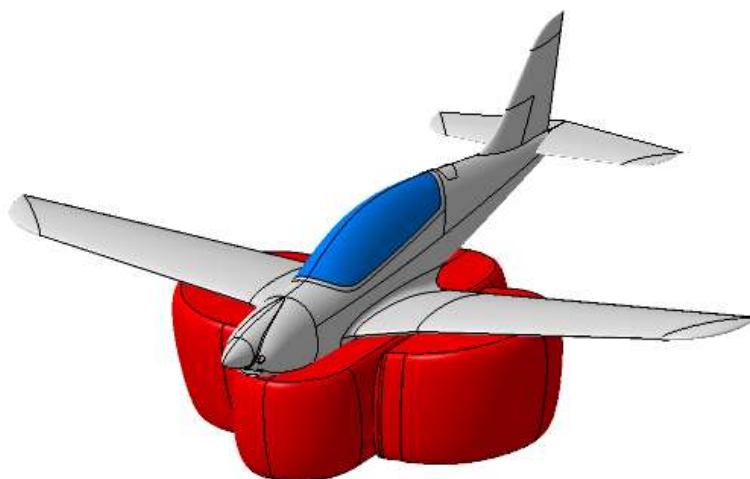
odpouštění vzduchu v průběhu dopadu. Byla též provedena zkouška instalace a pádová zkouška na letounu Skyleader 600. Přesné parametry výsledného návrhu nejsou zveřejněny, údajně bylo dosaženo stanovených požadavků [23].



Obr. 4.8 - Systém airbagu SOFTLAND na letounu Skyleader [23]

### Hájek – TL STREAM

Hájek prováděl návrh airbagů pro letoun TL STREAM o vzletové hmotnosti 600 kg. Systém je navržen tak, aby nebylo překročeno zatížení posádky 15 G při dopadu ustálenou rychlostí klesání 15 m/s. Jsou použity tři samostatné airbasy, které jsou vybaveny kombinací aktivně řízeného a pevného otvoru pro odpouštění vzduchu. Airbasy jsou plněny atmosférickým vzduchem pomocí elektricky poháněných dmychadel. Hmotnost airbagu a systému plnění je 10,3 kg, očekávaná celková hmotnost systému je předpokládána do 15 kg. Poměr hmotnosti záchranného systému (PZZ + airbag) k hmotnosti letounu činí 4,7 % [3].

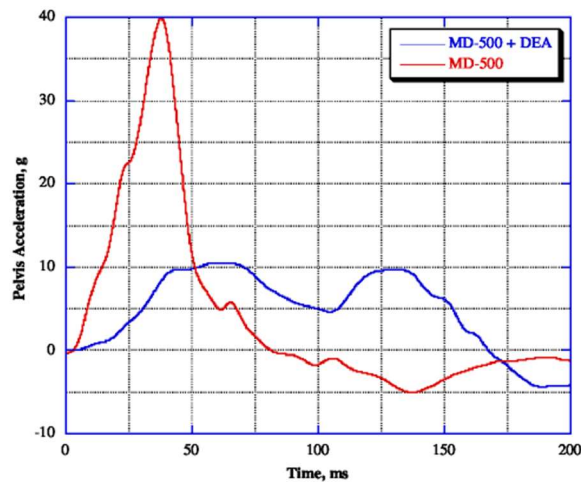


Obr. 4.9 - Systém airbagu pro TL STREAM [3]

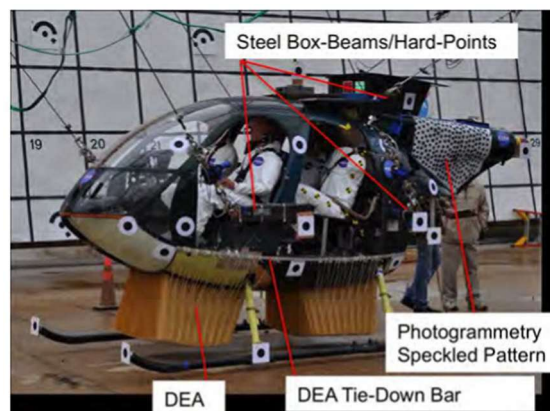
### Kellas – MD-500

Praktické experimenty s voštinovou strukturou absorbující energii nouzového přistání prováděl Kellas na helikoptéře MD-500 [17]. Použita byla voština z blíže nespécifikovaného kompozitního materiálu. Byly provedeny pádové testy draku helikoptéry s absorpční strukturou umístěnou pod trupem. Rychlost dopadu byla 8 m/s vertikální a 12,2 m/s horizontální. Hmotnost při testu byla 1360 kg. Výsledkem bylo

výrazné, přibližně čtyřnásobné snížení vertikálního násobku zatížení působícího na posádku letadla na úroveň přibližně 10 G (obr. 4.10). Testovací drak je možné vidět na obr. 4.11. Potenciálně problematickým aspektem je velký objem voštinových bloků. Z textu práce [17], [18] je zřejmé, že je voština zamýšlená jako rozkládaná až v případě potřeby.



Obr. 4.10 - Zatížení působící na simulovanou posádku helikoptéry při pádové zkoušce s absorpčním systémem a bez něj [17]



Obr. 4.11 - Testovací setup, helikoptéra MD-500 [17]

### Boeing Starliner

Airbagy jsou používány pro přistání návratového modulu kosmické lodi Boeing CST-100 Starliner. Modul po přistání je možné vidět na obr. 4.12. Použití airbagů umožňuje přistání na pevnině, čímž se Starliner liší od dřívějších amerických kosmických lodí, které přistávaly do oceánu. Hmotnost modulu při přistání je maximálně 7260 kg. Modul po vstupu do nižších vrstev atmosféry klesá na soustavě tří padáků. Ustálená rychlost klesání činí 8,2 m/s. V dolní části modulu je instalováno šest airbagů. Airbagy jsou kryty teplem štítem, k nafouknutí dochází po jeho odhození. Airbagy jsou nafouknuty směsí stlačeného vzduchu a dusíku [24].



Obr. 4.12 - Boeing Starliner po přistání [25]

### **Mars Exploration Rover**

Systém airbagů byl použit při přistání marsovských vozítek Spirit a Opportunity, airbasy je možné vidět na obr. 4.13. Stejný systém byl použit již dříve při misi Pathfinder. Systém byl kombinován s použitím padáku i brzdných raket kvůli řídké atmosféře na planetě Mars. Brzdné rakety zpomalily přistávací modul ve výšce 15-25 metrů. Následně byl uvolněn a dopadl na povrch rychlostí přibližně 18,3 m/s. Modul byl obalen čtyřmi airbasy tvořícími tvar čtyřstěnu. Airbasy byly vyrobeny z tkaniny Vectran. Při dopadu nedocházelo k upouštění vzduchu z airbagů a došlo k několika odskokům [20].



Obr. 4.13 - Airbasy přistávacího modulu Mars Exploration Rover [20]

### **4.5 Rozbor existujícího pokusu o řešení**

Možnosti použití pěnového airbagu se věnovali výzkumní pracovníci amerického letectva v 70. letech. V roce 1979 vydal Stephen Mehaffie k tomuto projektu závěrečnou zprávu, která je pravděpodobně nejrozsáhlejší sadou dat k řešení

podobného problému. V plném znění je dostupná ve zdroji [16]. Pro usnadnění orientace ve zdrojovém textu jsou zde u důležitých údajů uvedeny strany zdrojového textu, kde jsou informace dohledatelné.

Úkolem bylo vyvinout zařízení pro pohlcení nárazu při padákovém přistání bezpilotního prostředku AQM-34V. Vzletová hmotnost letounu činí 1701 kg, hmotnost při přistání pak přibližně 1362 kg (str. 6). Návrhová výška aktivace padákového zařízení je 3000 stop nad terénem. Cílová rychlost ustáleného klesání je 6 m/s, čas do kontaktu se zemí 153 s. Aktivace zařízení je plánovaná a předpokládaná, doba sestupu na padáku je proto relativně dlouhá, zde je zásadní rozdíl oproti primárnímu použití zařízení navrhovaného v této práci.

Požadavek vyvstal z neuspokojivé funkce PZZ, kdy při přistání docházelo ke zničení draku a k významným materiálním škodám. Bylo zvažováno použití klasického airbagu, nicméně z důvodu existence více hmotnostních konfigurací letounu, které by vedly k potřebě několika konfigurací airbagu dimenzovaných na konkrétní hmotnost, byla tato varianta opuštěna. Dalším důvodem k tomu byla nízká smyková stabilita airbagů, kdy docházelo k sesunutí letounu z airbagu bočním směrem (str. 15).

Dalším navrhovaným řešením bylo použití brzdících raket, to bylo opuštěno pro nedostatečnou úroveň tehdejší technologie k zajištění správného načasování zážehu pro různé hmotnostní konfigurace a pro nízkou spolehlivost (str. 16).

Jako nejvhodnější směr řešení problému byly zvoleny pěnové absorbéry energie s generováním pěny po aktivaci systému. Pro nedostatek analytických nástrojů byl zvolen experimentální přístup – zařízení bylo navrženo, byly provedeny zkoušky tvorby pěny a dopadu, výsledky byly vyhodnoceny a bylo navrženo upravené zařízení. Koncepční náčrt je zobrazen na obr. 4.14. Bylo navrženo použití dvousložkové pěny. Ta byla po otevření dálkově ovládaných ventilů vytlačována inertním plynem do směšovací trysky, kde se turbulentní proudění směs promíchá a odstartuje chemickou reakci vedoucí k vytvoření pěny. Tlak hnacího plynu byl navrhován přibližně 1,4 až 1,7 MPa. Reagující směs je vytlačována do vaku, který definuje výsledný tvar. V řádu desítek sekund dojde ke vzniku a vytvrzení pěny, poté může následovat dopad.

Hlavními problémy byly:

- Neznámé mechanické vlastnosti pěn v průběhu reakce
- Hmotnostní průtok směšování a plnění
- Homogenní naplnění vaku pěnou
- Chování vaku při nárazu
- Čas aktivace systému

Z chemického hlediska byly zkoumány pouze polyuretanové pěny. Zkoumány byly hustoty od 8 do 640 kg/m<sup>3</sup>. Na hustotě pěny záleží deformační napětí, z důvodu únosnosti možných bodů uchycení do draku letounu byl výběr zúžen na interval 8-32 kg/m<sup>3</sup>. Jednalo se o PU pěn s uzavřenými buňkami. Cílový maximální čas aktivace systému byl stanoven na 120 sekund.

Vak byl navržen ve tvaru rotačního elipsoidu o hlavním a vedlejším průměru 1400 a 560 mm a byl vyroben z nylonové látky o gramáži 205 g/m<sup>2</sup>. Objem vaku byl 566 litrů.

První pokusy o naplnění vedly k nehomogenní struktuře pěny obsahující dutiny. Pravděpodobnou příčinou bylo příliš pomalé plnění vaku. Závěrem byl požadavek na to, aby doba plnění byla kratší než doba tvorby pěny (anglicky rise time, čas od začátku reakce, kdy pěna dosáhne maximálního objemu).

Následovala série pádových zkoušek s různým zatížením. Za zajímavé je možné označit testy č. 9 a 11 (str. 54). Při testu č. 9 došlo k protržení strany vaku, došlo k extruzi pěny a minimalizaci absorpčního účinku. Při testu č. 11 bylo protržení vaku navozeno úmyslně. Výsledkem opět bylo, že nedocházelo k drcení pěny, ale k jejímu vytlačování ze směru působícího zatížení, účinek pěny byl minimální.

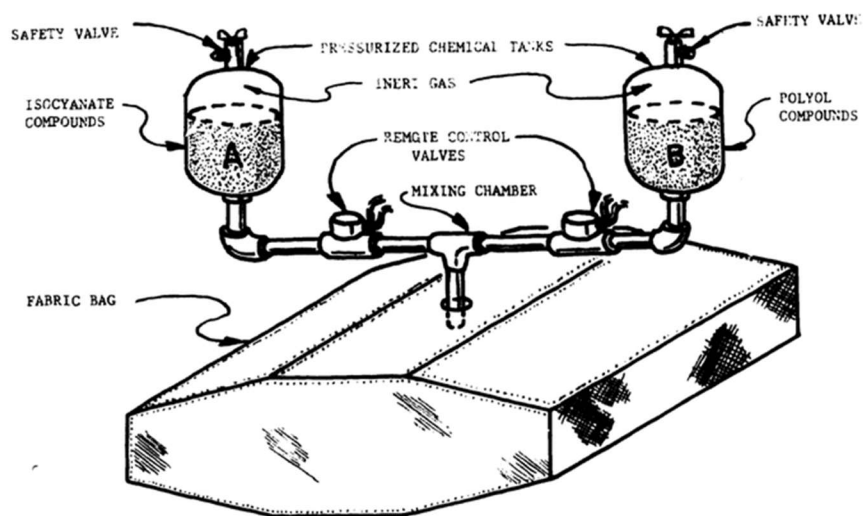
Závěrem těchto pádových zkoušek byla volba pěny o hustotě 16 kg/m<sup>3</sup>, absorpční schopnosti pěny o nižší hustotě byly shledány nedostatečnými. Látkový vak podle autorů měl významný podíl na funkci zařízení. Pro pěnu o hustotě 8 kg/m<sup>3</sup> byla naměřena mez kluzu přibližně 3,5 až 7 kPa, pro 16 kg/m<sup>3</sup> pak 35 až 55 kPa.

Následoval kombinovaný pokus o naplnění vaku a okamžitou pádovou zkoušku. Při pokusu č. 12 byla pádová zkouška provedena 120 s po aktivaci zařízení. Maximální násobek zatížení odpovídal dřívějšímu testu č. 1 v podobné konfiguraci. Závěrem byla funkčnost tohoto řešení v daném časovém intervalu. Další pokusy se věnovaly převedení zkušebního zařízení do prakticky použitelného zařízení na tvorbu pěny, odpovídajícího nákresu na obr. 4.8. Vyskytovaly se problémy s tvorbou směsi a homogenitou pěny. Identifikovanou příčinou byla přítomnost velké komory o objemu 1,2 l před vstupem do směšovací trysky, kde docházelo k nechtěnému víření a napěňování samotných chemikálií. Praktické odstranění komory, respektive její redukce na 0,02 l, problém vyřešilo. Druhým závěrem byl výrazný vliv délky přívodních hadiček vedoucích do směšovací trysky na průtok pěny, a tedy na rychlost plnění. Bylo dosaženo hmotnostního průtoku 0,5 až 0,8 kg/s (str. 60).

V některých případech docházelo k protržení vaku, vyrobeného z tkaniny o pevnosti 52,5 N/mm. Zkoumání příčin dospělo k závěru, že za protržení mohla kombinace lokálního tahového napětí v horní části vaku, kde docházelo k největší deformaci, v kombinaci s přilnutím pěny k vnitřku vaku. Pěna se tak nemohla posouvat vůči vaku a napětí relaxovat do rozsáhlejší oblasti tkaniny. Tkanina zároveň byla schopná pojmout relativně velké množství elastické energie, což způsobovalo odskočení sestavy po prvotním dopadu (str. 73). Další testy vedly k doporučení ponechat vak částečně nenaplněný (plnění na 75 %), což protržením vaku zabránilo.

Byly provedeny také pádové zkoušky po uplynutí různé doby od aktivace zařízení. Testy č. 40-42 byly provedeny po 6000, 120 a 60 sekundách. Součet doby plnění a růstu pěny byl 48 s. Hodnoty reakcí a tvar pulsu byly v případech 41 a 42 identické. Výrazný nárůst zatížení nastal v případě 40 u dokonale vytvrzené pěny. Závěrem je, že po ukončení růstu pěny se v krátkodobém horizontu vlastnosti pěny výrazně nemění (str. 78).

Výsledné zařízení mělo hmotnost 18,4 kg, z toho 11,3 kg tvořily složky pěny. Spolu s hardwarem pro uchycení do draku byla celková hmotnost 20,4 kg (str. 81). Pěna tedy tvoří 55,4 % celkové hmotnosti zařízení.



Obr. 4.14 - Nákres zařízení [16]

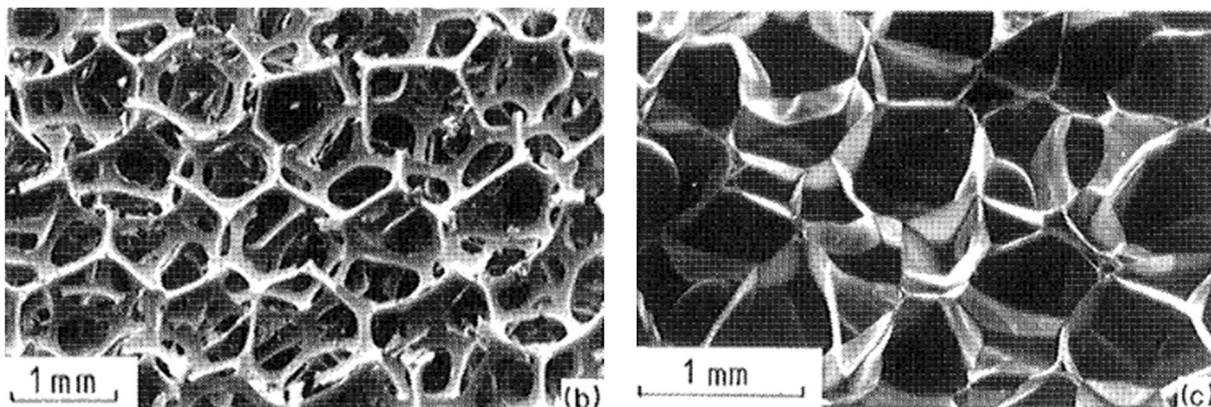
## 5. Pěnové materiály z hlediska absorpce nárazu

Pěny jsou materiály tvořené buněčnou strukturou skládající se z hran a stěn základního materiálu [26]. Pro účely této práce jsou uvažovány pouze pěny v pevném skupenství. Základním materiálem pěny je typicky polymer, případně kov nebo keramický materiál. Jsou používány k tepelné izolaci, pohlcování nárazů nebo jako konstrukční materiál. Jejich mechanické a jiné vlastnosti vychází z buněčné struktury, jsou nicméně do značné míry definovány základním materiálem. Základním parametrem pěnových materiálů je relativní hustota, tedy poměr mezi hustotou pěny a hustotou základního materiálu. Jestliže je pěna tvořena homogenní strukturou buněk s podobným tvarem a rozměry, které jsou přibližně symetrické, je možné mechanické vlastnosti považovat za izotropní [26].

Po konzultaci s doktorem Přemyslem Menčíkem z Fakulty chemické VUT byl obor zkoumání zúžen pouze na polyuretanové pěny. Primárním důvodem je rychlost jejich tvorby. Mimo tuto vlastnost mají PU pěny také dobré mechanické vlastnosti. Polyuretanová pěna vzniká chemickou reakcí tří základních složek – polyolu, izokyanátu a vody. Pro praktické použití je dostupná ve dvousložkové formě, kdy se míchá složka A (izokyanát) se složkou B (polyol, voda, katalyzátory, surfaktanty) [27], nebo v jednosložkové formě, kdy jsou základní složky předem smíchány bez vody a k vytvrzení dochází vzdušnou vlhkostí. Pro zamýšlené použití nejsou jednosložkové systémy vhodné, protože doba do vytvrzení pěny se pohybuje v řádu hodin.

Struktura se sestává z hran a stěn buněk, tvořených základním materiálem. Buňky je pak obvykle možné popsat jako síť nepravidelných mnohostěnů. Pokud jsou pevným materiálem tvořeny pouze hrany, jedná se o pěnu s otevřenými buňkami, pokud jsou přítomny stěny, jedná se o pěnu s uzavřenými buňkami. Strukturu obou typů je možné vidět na obr. 5.1. Pěna obvykle není čistě otevřená nebo uzavřená, je možné vyjádřit procentuální podíl typů buněk, charakteristika pěny je udávána podle převažujícího typu. Otevřená struktura oproti uzavřené znamená, že může plyn volně procházet materiálem. Vliv plynu na deformaci pěny je pak dán jeho viskózními vlastnostmi. V případě uzavřené struktury dochází při deformaci pěny ke stlačování plynu [26]. Je pravděpodobné, že se tento rozdíl projeví při tlakovém zatížení na deformační křivce strmějším růstem plateau oproti obdobné pění s otevřenou strukturou.

Dalším rozdělením jsou pěny elastomerické a elasto-plastické. Elastomerická pěna se v širokém rozsahu přetvoření deformuje vratně. Její deformace je založena na ztrátě stability stěn a hran buněk, přičemž nedochází k překročení vysoké meze kluzu základního materiálu. Obvykle se jedná o pěny s otevřenými buňkami [28]. Elasto-plastická pěna se po překročení elastické oblasti deformuje skrze plastickou deformaci stěn a hran buněk [26]. Pěna o podobném chemickém základu může být v některých případech podle procesu výroby a struktury schopná elastomerního chování (polyuretanový molitan) nebo elasto-plastického chování (polyuretanová stavební pěna).

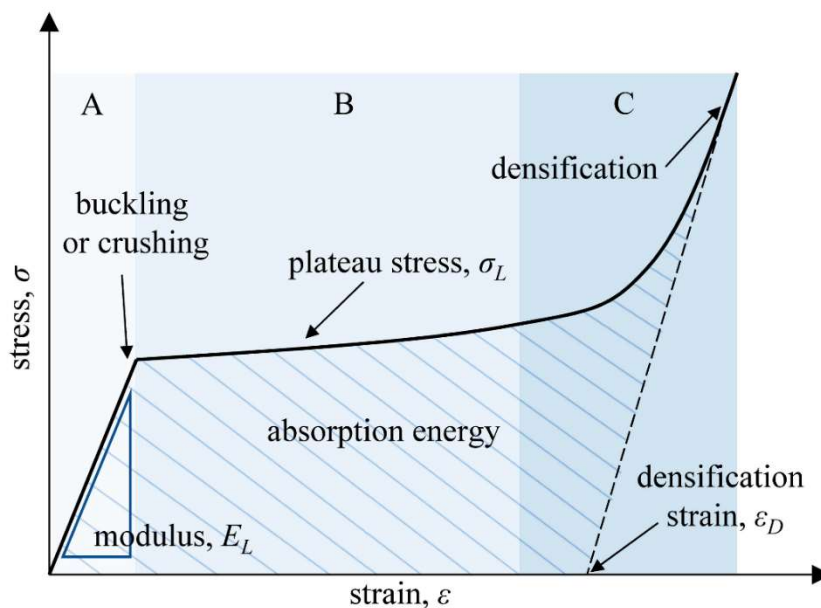


Obr. 5.1 - Pěna s otevřenou (vlevo) a uzavřenou (vpravo) strukturou [26]

Při pohledu na deformační křivku elasto-plastického pěnového materiálu v tlaku (obr. 5.2) je možné identifikovat tři základní oblasti:

- Lineárně elastickou oblast
- Oblast plateau
- Oblast zhušťování (densifikace)

V elastické oblasti je deformace dána elastickým stlačováním buněk pěnového materiálu. Jedná se o relativně krátký úsek, přibližně do 5 % poměrného přetvoření, záleží nicméně na hustotě pěny. Po dosažení mezního napětí, označovaného jako plateau stress, tedy prakticky meze kluzu, dochází k plastické deformaci a borcení hranic buněk. Tato oblast je pro pěnové materiály dominantní, je také zodpovědná za většinu pohlcené deformační energie. V momentě, kdy jsou buňky pěny téměř úplně stlačeny, se začínají vlastnosti pěny postupně blížit vlastnostem základního materiálu – nastává oblast zhušťování. V této oblasti prudce roste napětí. Existují přístupy, jak oblasti analyticky popsat, např. Gibsonův model. Přechod mezi oblastmi je pak obvykle nalezen numericky.



Obr. 5.2 - Specifická energie pohlcená pěnou [29]

## 5.1 Metody modelování pěn

Existuje několik základních přístupů, které lze k modelování mechanických vlastností pěnových materiálů použít. Jedná se primárně o mikromechanické modely, jako je model Gibsonův, a fenomenologické modely. Mikromechanické modely se snaží o rozbor struktury pěny a analýzu chování této struktury při zatížení. Fenomenologické modely se strukturou pěny nezabývají, vycházejí z experimentálně získaných dat pro deformační křivky, které se následně snaží popsat. Všechna přetvoření v těchto modelech jsou inženýrská přetvoření [30], jsou tedy dána vztahem:

$$\varepsilon = \frac{\Delta L}{L_0} \quad (5.1)$$

### Gibsonův model

Gibsonův model cílí na vyjádření mechanických charakteristik (Modul pružnosti, průběh napětí, denzifikační přetvoření) v závislosti na relativní hustotě pěny. Napětí popisuje v jednotlivých oblastech deformační křivky pomocí nezávislých vztahů [26].

Elastická oblast je popsána pomocí modulu pružnosti, který je vyjádřen níže uvedenými vztahy pro pěny s otevřenými i uzavřenými buňkami. Dále jsou zde uvedeny také vztahy pro modul pružnosti ve smyku a Poissonův poměr (5.2 až 5.4) [26]. Vztahy pro pěny s uzavřenými buňkami obsahují kromě vlivu hran buněk také membránové napětí ve stěnách a vliv tlaku plynu v buňkách zachyceného  $p_0$  (5.5 až 5.7). Roli zde hraje podíl otevřených a uzavřených buněk ve struktuře pěny  $\Phi$ . Konstanty v rovnicích byly získány proložení závislostí daty pro velké množství pěnových materiálů. Značení veličin v uvedených rovnicích odpovídá běžnému značení, viz seznam veličin. Veličiny bez indexu jsou vlastnosti pěny, "s" značí vlastnosti základního materiálu [26].

$$\frac{E}{E_s} \approx \left(\frac{\rho}{\rho_s}\right)^2 \quad (5.2)$$

$$\frac{G}{E_s} \approx \frac{3}{8} \cdot \left(\frac{\rho}{\rho_s}\right)^2 \quad (5.3)$$

$$\mu \approx \frac{1}{3} \quad (5.4)$$

$$\frac{E}{E_s} \approx \Phi^2 \cdot \left(\frac{\rho}{\rho_s}\right)^2 + (1 - \Phi) \cdot \frac{\rho}{\rho_s} + \frac{p_0 \cdot (1 - 2 \cdot \mu)}{E_s \cdot \left(1 - \frac{\rho}{\rho_s}\right)} \quad (5.5)$$

$$\frac{G}{E_s} \approx \frac{3}{8} \cdot \left[ \Phi^2 \cdot \left(\frac{\rho}{\rho_s}\right)^2 + (1 - \Phi) \cdot \frac{\rho}{\rho_s} \right] \quad (5.6)$$

$$\mu \approx \frac{1}{3} \quad (5.7)$$

Popis oblasti plateau vychází ze ztráty stability buněk pěny nebo jejich plastické deformace. Gibson uvádí vztahy pro pěny s uzavřenými a otevřenými buňkami, elastomerní i elasto-plastické. Pro účely této práce se zaměříme na pěny elasto-plastické. Oblast je popsána pomocí napětí plateau  $\sigma_{pl}$ , které je považováno za konstantní. Ve vztazích je toto napětí vyjádřeno relativně k mezi kluzu  $\sigma_{ys}$  základního materiálu (5.8 a 5.9) [26]. Ve vztahu pro uzavřené buňky (5.9) figuruje také tlak plynu v buňkách  $p_0$  a okolní tlak  $p_{atm}$ .

$$\frac{\sigma_{pl}}{\sigma_{ys}} \approx 0,3 \cdot \left(\frac{\rho}{\rho_s}\right)^{\frac{3}{2}} \quad (5.8)$$

$$\frac{\sigma_{pl}}{\sigma_{ys}} \approx 0,3 \cdot \left(\frac{\rho}{\rho_s}\right)^{\frac{3}{2}} + 0,4 \cdot (1 - \Phi) \cdot \frac{\rho}{\rho_s} + \frac{p_0 - p_{atm}}{\sigma_{ys}} \quad (5.9)$$

Dále je uveden vztah pro identifikaci přetvoření, při kterém nastupuje oblast zhušťování pěny. Je zde také navržen vztah pro výpočet napětí v oblasti densifikace  $\sigma_D$ . Pro obvyklé aplikace pěn jako absorbérů energie však není dosažení této oblasti a výrazný růst napětí při deformaci žádoucí.

$$\varepsilon_D = 1 - 1,4 \cdot \left(\frac{\rho}{\rho_s}\right) \quad (5.10)$$

Pro účely popisu deformačních křivek a jejich regresi je model možné popsat pomocí pěti parametrů:  $E$ ,  $\sigma_{pl}$ ,  $\varepsilon_D$ ,  $D$ ,  $m$  [30]:

$$\sigma_E = E \cdot \varepsilon \quad (5.11)$$

$$\sigma_{p0} = \sigma_{pl} \quad (5.12)$$

$$\sigma_D = \sigma_{pl} \cdot \frac{1}{D} \cdot \left(\frac{\varepsilon_D}{\varepsilon_D - \varepsilon}\right)^m \quad (5.13)$$

### Modifikovaný Gibsonův model

Standardní Gibsonův model předpokládá, že úroveň napětí v oblasti plateau je konstantní. Experimenty naznačují, že v realitě tomu tak často není. Tato charakteristika může záviset na vlivu plynu v buňkách nebo na změně tuhosti materiálu v závislosti na přetvoření [30]. Proto byl navržen modifikovaný Gibsonův model. Ten přidává další parametr,  $h$ , který popisuje sklon deformační křivky v této oblasti (5.14) [30]. Model je tedy popsán celkem 6 parametry. V ostatních oblastech se model chová stejně jako standardní Gibsonův model. Přechody mezi oblastmi je nutné najít numericky.

$$\sigma_p = \sigma_{p0} + h \cdot \varepsilon \quad (5.14)$$

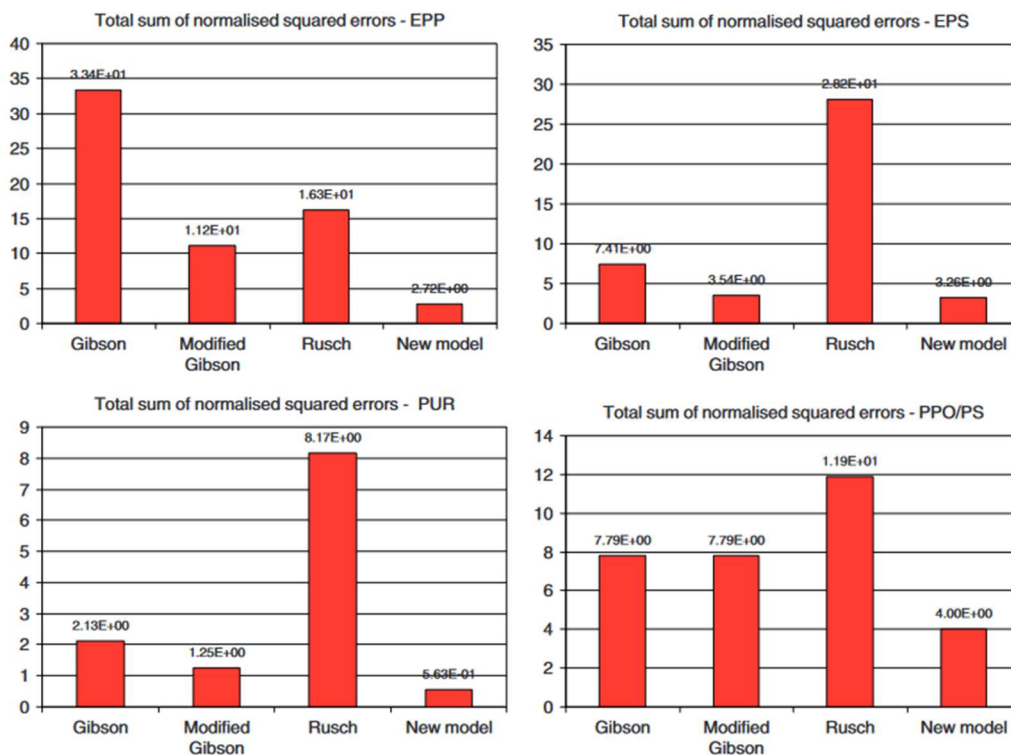
### Rushův model

Jedná se o fenomenologický model, který je definovaný součtem dvou mocninných funkcí. Jeho výhodou je jednoduchost a nižší počet parametrů, ty jsou 4:  $A$ ,  $B$ ,  $m$ ,  $n$ . Nevýhodou je nižší přesnost, zejména při popisu oblasti densifikace [30].

$$\sigma = A \cdot \varepsilon^m + B \cdot \varepsilon^n; \quad 0 < m < 1, 1 < n < \infty \quad (5.15)$$

### Další fenomenologické modely

Další výzkumné práce navrhuji i jiné fenomenologické modely, například Avalor [30] nebo Goga [31]. Cílem je vytvořit model, který deformační křivku popíše přesněji oproti Gibsonovu modelu. Oba zmíněné modely mají 5 parametrů, tedy jsou jednodušší než modifikovaný Gibsonův model. Avalor vyhodnocoval přesnost některých modelů pomocí sumy kvadratických odchylek vypočtených deformačních křivek oproti pozorovaným (obr. 5.3). Zároveň je možné vidět, že z porovnání vychází dobře i modifikovaný Gibsonův model.



Obr. 5.3 - Porovnání přesnosti modelů [30]

Pro účely této práce byl zvolen modifikovaný Gibsonův model. Dostatečně přesně popisuje deformační křivku pěny. Zároveň je z hlediska významu parametrů díky rozdělení na základní intervaly intuitivnější než přesnější fenomenologické modely. Je tvořen vyšším počtem parametrů, nicméně jejich identifikace není s pomocí skriptu v prostředí MATLAB náročná.

## 6. Chemické vlastnosti pěny

### 6.1 Proces tvorby pěny

Polymerní pěnu je možné vytvořit dvěma základními principy – fyzikálním a chemickým. Při fyzikálním principu je do základního materiálu ve formě kapalných monomerů nebo roztaveného polymeru vháněn přímo plyn, typicky oxid uhličitý, dusík nebo jsou používány těkavé uhlovodíkové kapaliny, například pentan. Plyn má tendenci se rozpínat a vytváří v základní kapalině bubliny, které po zatuhnutí tvoří buňky pevného pěnového materiálu. Při chemickém principu jsou přidávány příměsi, které plyn vytvářejí chemickou reakcí [26]. Toto je typické např. pro polyuretany, kde je CO<sub>2</sub> tvořen reakcí izokyanátu a vody. Polyuretanová pěna vzniká obvykle ze dvou základních složek. Složka A je tvořena izokyanátem, složka B je tvořena polyolem, katalyzátory reakce a vodou.

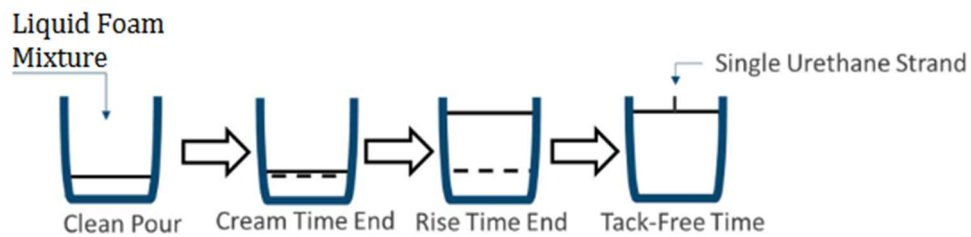
Z chemického hlediska probíhá při vzniku polyuretanové pěny několik samostatných procesů [28]:

- Polymerace – dusíkatá skupina izokyanátu reaguje s hydroxylovou skupinou polyolu za vzniku polyuretanu
- Pěnová reakce – izokyanát reaguje s vodou, výsledným produktem je oxid uhličitý
- Zesíťování – složitá reakce, jejímž výsledkem je provázání polyuretanových řetězců

V procesu vzniku polyuretanové pěny je možné identifikovat několik fází [28]:

1. Startovací čas – pěna začíná nabývat na objemu, také „cream time“
2. Zgelování – začíná proces zesíťování, materiál se mění z kapalného na soudržný, také „gel time“
3. Růst pěny – tvorba pěny, materiál nabývá konečný objem, také „rise time“
4. Nelepivost – povrch pěny přestává být při doteku lepkavý, také „tack-free time“
5. Vytvrzení – proces vzniku je ukončen, vlastnosti pěnového materiálu se dále nemění, „cure time“

Tyto fáze jsou schematicky zobrazeny také na obr. 6.1. Pro maximální mechanické vlastnosti by bylo žádoucí používat pěnu až po dokončení 5. fáze, tedy úplně vytvrzenou. Pro zamýšlenou aplikaci to nicméně vzhledem k časům úplného vytvrzení, pohybujícím se v řádu hodin, není možné. Jedním ze zamýšlených cílů práce bylo prozkoumat změnu mechanických vlastností v čase od začátku reakce. Dřívější práce teoretizovaly, že nejvíce se mechanické vlastnosti mění před dosažením konce růstu pěny [16]. Podle doktora Menčíka by mělo být možné vytvořit pěnu s hodnotou času růstu pěny v řádu jednotek sekund.



Obr. 6.1 - Fáze tvorby pěny [28]

## 6.2 Podmínky skladování

Aby mohly být základní chemikálie tvořící polyuretanovou pěnu takto reaktivní, jsou zároveň relativně nestabilní i uloženy samostatně. To se týká zejména izokyanátu. Proto musí být složky skladovány při vhodné teplotě a bez přístupu vzdušné vlhkosti. I tak je přípustná doba skladování poměrně nízká, pro systém Instapak Quick RT je to 12 měsíců. Složka A musí být skladována při teplotě od 10 °C do 38 °C, složka B od 2 °C do 43 °C [32][33]. Zejména složka A (izokyanát) je tedy z hlediska dlouhodobého skladování v provozních podmínkách problematická.

## 7. Výpočetní model

### 7.1 Identifikace materiálových parametrů pěny

V rámci práce byly provedeny materiálové zkoušky pro získání vlastních hodnot mechanických vlastností pěny. Proto bylo potřeba nejprve nalézt metodu identifikace parametrů modifikovaného Gibsonova modelu. Původní Gibsonův model používá vždy mechanické vlastnosti základního nepěnového materiálu (index „s“ ve vztazích v kapitole 5.1) a konstantu určenou experimentálně. Vlastnosti základního materiálu jsou však obtížně dostupné. Gibson uvádí hodnoty pro některé běžné pěnové materiály. Při snaze o použití hodnot pro polyuretany tyto hodnoty vedly k hodnotám pevností neshodujícím se s výsledky experimentů (např. Avalor, Goga), proto nebyly použity.

Alternativním postupem při vyhodnocování experimentálních dat je sloučit parametry základního materiálu a konstanty Gibsonova modelu do jedné konstanty. Tento přístup využívá Avalor [30]. Vztahy modifikovaného Gibsonova modelu poté nabývají podoby:

$$E = C_E \cdot \rho^2 \quad (7.1)$$

$$\sigma_{p0} = C_y \cdot \rho^{\frac{3}{2}} \quad (7.2)$$

$$\varepsilon_D = 1 - C_D \cdot \rho \quad (7.3)$$

$$h = C_h \cdot \rho \quad (7.4)$$

Kde  $C_E$ ,  $C_y$ ,  $C_D$  a  $C_h$  jsou na hustotě nezávislé konstanty charakteristické pro danou pěnu. Parametry na hustotě nezávislé,  $D$  a  $m$ , se nemění.

Identifikace parametrů je provedena pomocí jednoduchých skriptů v programu MATLAB. Ty lze nalézt v příloze A pod názvy „identifikace\_parametru\_krivky“ a „identifikace\_zavislosti\_na\_hustote“. Vstupem jsou body deformační křivky sigma-epsilon. Mohou být získané vlastním experimentem, nebo digitalizovány z deformačních křivek dostupných v jiných pracích. Skript využívá digitalizátor grafických dat dostupný jako doplněk prostředí MATLAB [34]. Data jsou zpracovávána samostatně pro oblast lineární, plateau a densifikace. Na každé z těchto oblastí je provedena regrese pomocí metody nejmenších čtverců. Jsou použity předpokládané funkce napětí pro jednotlivé oblasti (5.11, 5.13, 5.14). Tím jsou získány parametry  $E$ ,  $\sigma_{p0}$ ,  $\varepsilon_D$ ,  $h$ ,  $D$  a  $m$ . Následujícím krokem je stanovení konstant nezávislých na hustotě. Vstupem jsou parametry modelu pro jednotlivé hustoty pěny. Opět je použita metoda nejmenších čtverců. Použity jsou vztahy (7.1 až 7.4). Funkčnost metody byla ověřena zpětným vykreslením průběhu napětí a porovnáním se zdrojovými daty.

Do výpočetního modelu byly prvotně použity parametry polyuretanové pěny podle Avalorho, důvodem je nedostatek přesnějších dat. Parametry jsou uvedeny v tab. 7.1. Po provedení materiálových zkoušek byly tyto parametry nahrazeny identifikovanými parametry pěny vlastnostmi blízké pěně, jejíž aplikaci tato práce navrhuje.

Tab. 7.1 - Parametry modifikovaného Gibsonova modelu pro PU pěnu [30]

$C_E \left[ \frac{MN \cdot m^4}{kg^2} \right]$	$C_y \left[ \frac{MN \cdot m^{\frac{5}{2}}}{kg^{\frac{3}{2}}} \right]$	$C_h \left[ \frac{MN \cdot m}{kg} \right]$	$C_D \left[ \frac{m^3}{kg} \right]$	$D [-]$	$m [-]$
$3,22 \cdot 10^{-3}$	$9,46 \cdot 10^{-4}$	$3,62 \cdot 10^{-3}$	$8,97 \cdot 10^{-4}$	2,73	1,07

## 7.2 Vliv rychlosti zatěžování

Je známo, že mechanické vlastnosti pěnových materiálů, jako je PUR pěna, závisí také na rychlosti zatěžování. Proto je žádoucí zahrnout tento vliv do výpočetního modelu. Obvyklá rychlost zatěžování při materiálových zkouškách v tlaku je kolem  $0,02 \text{ s}^{-1}$ , je použita např. při určení materiálových parametrů podle Avalleho [30].

Podle některých prací je možné popsat závislost napětí na rychlosti zatěžování logaritmickými závislostmi [35] [36]:

$$\sigma(\dot{\varepsilon}) = \sigma(\dot{\varepsilon}_0) \cdot \left[ m \cdot \log\left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0}\right) + 1 \right] \quad (7.5)$$

$$\sigma(\dot{\varepsilon}) = \sigma(\dot{\varepsilon}_0) \cdot \left[ 1 + (a + b \cdot \varepsilon) \cdot \ln\left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0}\right) \right] \quad (7.6)$$

Ve kterých  $\dot{\varepsilon}$  je rychlost zatěžování,  $\dot{\varepsilon}_0$  referenční rychlost zatěžování a  $m, a, b$  jsou koeficienty určované pro danou pěnu.

Tyto vztahy by měly být použitelné pouze pro oblast plateau. Vzhledem k tomu, že plateau představuje většinu pohlcené deformační energie, je vztah použit pro přepočítání celé deformační křivky. Je použit model uváděný Koumlisem (7.5) předpokládající jednu konstantu  $m$  posouvající úroveň napětí v oblasti plateau. Model je použit zejména pro svoji jednoduchost, druhý uvedený model se dvěma konstantami by vyžadoval použití dvojí regresi, nejprve podle rychlosti zatěžování a poté podle přetvoření pro získání závislé konstanty  $b$  a nezávislé  $a$ . Pro získání základní představy o vlivu rychlosti zatěžování byl tento přístup sledován nadbytečně.

Je zřejmé, že při nárazu je na rozdíl od zkoušky v tlaku rychlost proměnná, přičemž klesá až k nule. Proto není rychlost zatěžování při nárazu konstantní. Možným přístupem by bylo simulovat děj dynamicky v čase a pokusit se identifikovat parametry pěny v každém časovém úseku. Otázkou v takovém případě by bylo, jestli bude napěťová odezva pěny při stejných hodnotách rychlosti zatěžování identická, jestliže se bude jednat o zkoušku v tlaku s konstantní rychlostí zatěžování, a jestliže se bude jednat o konkrétní okamžik v dynamickém ději s předcházející historií zatížení.

Za účelem zjednodušení celého výpočtu a jeho výpočetní náročnosti byla zvolena energetická metoda výpočtu, která pracuje s měrnou deformační energií pro předem známou deformační křivku. Pro nedostatek přesnějších dat je použita počáteční hodnota rychlosti zatěžování pro přepočítání celé napěťové křivky. Výsledkem takového zjednodušení je, že se pěna výpočtem jeví jako tužší ve vyšších přetvořeních. Výpočet tedy vede k volbě pěn s nižší hustotou, než by odpovídalo realitě.

Počáteční rychlost zatěžování je možné popsat pomocí počáteční rychlosti  $v_0$  a počáteční délky ve směru deformace  $L_0$  jako:

$$\dot{\varepsilon} = \frac{v_0}{L_0} \quad (7.7)$$

Při předpokládaných rychlostech dopadu 7-12 m.s<sup>-1</sup> a výšce foambagu přibližně 0,5 m se průměrná rychlost zatěžování pohybuje v řádu desítek s<sup>-1</sup>.

Pro konkrétní použitou pěnu je nutné provést experiment a najít konstantu  $m$  pro tuto pěnu. Pro získání představy o vlivu rychlosti zatěžování před provedením takového experimentu byly analyzovány výsledky několika studií zkoumající tuto problematiku u polymerních pěn. Jedná se o zdroje [37], [36], [35], [38], [39]. K identifikaci parametrů materiálu jsou použity poskytnuté grafy deformačních křivek v závislosti na rychlosti zatěžování. Tato data jsou digitalizována prostřednictvím skriptu v MATLABu. Použity byly hodnoty napětí při konstantní hodnotě přetvoření  $\varepsilon = 0,4$ . V tomto bodě byl u většiny zkoumaných pěn pozorován počátek přechodu do fáze denzifikace, zde se tedy dá očekávat konec prakticky použitelné deformační schopnosti před překročením limitního napětí, a tedy zrychlení. Následně je na nich provedena regrese metodou nejmenších čtverců za použití vztahu (7.5).

Protože ve zkoumaných studiích nebyly vždy uvedeny deformační křivky pro stejné rychlosti zatěžování a tyto rychlosti se neshodovaly s těmi, při kterých byla získána data deformační křivky použité posléze v matematickém modelu foambagu ( $\dot{\varepsilon} = 0,02$ ), bylo nutné konstanty získané regresí přepočítat k této konkrétní rychlosti zatěžování. K tomu byl odvozen vztah vycházející ze (7.5). Při odvození lze vyjít z předpokladu, že jsou-li vzaty hodnoty napětí změřené při různých rychlostech zatěžování  $\varepsilon_{0,1}$  a  $\varepsilon_{0,2}$  a je na ně aplikován přepočtení vztah (7.5) pro stejné  $\dot{\varepsilon}$ , musí se získaná napětí rovnat, tedy:

$$\sigma(\varepsilon_{0,1}) \cdot \left[ m_1 \cdot \log\left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_{0,1}}\right) + 1 \right] = \sigma(\varepsilon_{0,2}) \cdot \left[ m_2 \cdot \log\left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_{0,2}}\right) + 1 \right] \quad (7.8)$$

Úpravou je vyjádřen koeficient  $m_2$ :

$$m_2 = \left[ \frac{\sigma(\varepsilon_{0,1})}{\sigma(\varepsilon_{0,2})} \cdot \left[ m_1 \cdot \log\left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_{0,1}}\right) + 1 \right] - 1 \right] \cdot \frac{1}{\log\left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_{0,2}}\right)} \quad (7.9)$$

Dále lze přepsat  $\sigma(\varepsilon_{0,2})$  opět pomocí vztahu (7.5):

$$m_2 = \left[ \frac{\sigma(\varepsilon_{0,1})}{\sigma(\varepsilon_{0,1}) \cdot \left[ m_1 \cdot \log\left(\frac{\dot{\varepsilon}_{0,2}}{\dot{\varepsilon}_{0,1}}\right) + 1 \right]} \cdot \left[ m_1 \cdot \log\left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_{0,1}}\right) + 1 \right] - 1 \right] \cdot \frac{1}{\log\left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_{0,2}}\right)} \quad (7.10)$$

Nyní je možné vykrátit napětí  $\sigma(\varepsilon_{0,1})$ , následně jednoduchým rozšířením druhého členu v první závorce, odečtením jedniček a vytknutím  $m_1$  lze dospět k rovnici:

$$m_2 = \frac{m_1 \cdot \left[ \log\left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_{0,1}}\right) - \log\left(\frac{\dot{\varepsilon}_{0,2}}{\dot{\varepsilon}_{0,1}}\right) \right]}{m_1 \cdot \log\left(\frac{\dot{\varepsilon}_{0,2}}{\dot{\varepsilon}_{0,1}}\right) + 1} \cdot \frac{1}{\log\left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_{0,2}}\right)} \quad (7.11)$$

Po vyřešení rozdílu logaritmů jako logaritmus podílu vedoucím na člen  $\log\left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_{0,2}}\right)$ , lze tento člen vykrátit se jmenovatelem rovnice. Tím je získána finální podoba vztahu:

$$m_2 = \frac{m_1}{m_1 \cdot \log\left(\frac{\dot{\varepsilon}_{0,2}}{\dot{\varepsilon}_{0,1}}\right) + 1} \quad (7.12)$$

Výsledné hodnoty po aplikaci přepočtu je možné vidět v tab. 7.2.

Tab. 7.2 - Konstanty závislosti na rychlosti zatěžování,  $\dot{\epsilon}_0 = 0,02 \text{ s}^{-1}$

Zdroj	Lu [39]	Jeong [36]	Koumlis [35]	Faruque [37]	Song [38]
Chemie	PU	PU	PU	PU	PS
Hustota	192 kg/m <sup>3</sup>	67 kg/m <sup>3</sup>	57,3 kg/m <sup>3</sup>	72,14 kg/m <sup>3</sup>	400 kg/m <sup>3</sup>
Struktura	uzavřená	otevřená	otevřená	-	-
$m$ [-]	0,06775	0,16379	0,29814	0,21781	0,08427

Ze získaných dat není možné identifikovat žádnou konkrétní závislost pro konstantu vlivu rychlosti zatěžování. Je zde možné pozorovat potenciální trend, že u pěn s vyšší hustotou je hodnota koeficientu nižší (při zanedbání potenciálního vlivu rozdílné chemie některých pěn). U polyuretanů s nižší hustotou jsou výsledky poměrně konzistentní s hodnotami  $m \approx 0,2$ . Jedná se však o velmi hrubý odhad, data pro pěny s ještě nižší hustotou a také s uzavřenou strukturou nejsou dostupná. Do matematického modelu byla pro prvotní výpočet implementována závislost s touto hodnotou konstanty  $m = 0,2$ .

### 7.3 Vliv obalu foambagu

Dřívější výzkumy došly k závěru, že když dojde k protržení obalu foambagu, jeho schopnost pohlcovat energii nárazu se významně sníží. Příčinou je dle dřívějších výzkumů to, že po protržení může místo deformace pěny kontrolovaným způsobem docházet k její extruzi skrze vzniklý otvor [16]. Proto je třeba tento obal dimenzovat tak, aby k jeho protržení nedošlo. Samotný obal airbagu může také svou deformací absorbovat energii. Omezení deformace v příčném směru, a tedy vznik trojosé napjatosti, je dalším mechanismem pohlcení energie, je třeba jej připočítat k energii pohlcené deformací tkaniny obalu ke komplexnímu zhodnocení vlivu obalu foambagu.

Problémem je predikce napětí a přetvoření tkaniny obalu. Důležitým faktorem je, jestli dojde k přilnutí polyuretanové pěny k tkanině obalu. Tkanina je v takovém případě následně nucena deformovat se spolu s pěnou, vzájemné posunutí je znemožněno. To může vést ke vzniku velkých lokálních napětí v tkanině. Toto přilnutí bylo údajně příčinou některých protržení obalu foambagu v dřívějším výzkumu popsáném v kapitole 4.5. V této práci byl použit předpoklad, že k přilnutí nedojde. Toto je technicky možné zajistit například vložení vnitřní mikrotenové vrstvy, která obsáhne pěnu před vytvrzením, při zatížení poté již může dojít k jejímu protržení.

Zatížení obalu foambagu při nárazu se liší od zatížení airbagu. Plynový airbag je vystaven dvouosému namáhání, které je vyvoláno rovnoměrným působením vnitřního tlaku stlačovaného plynu, který je možno modelovat jako ideální plyn, na tkaninu. Je tedy možné stanovit vnitřní tlak v průběhu deformace a následně s pomocí teorie tenkých skořepin a geometrie airbagu stanovit napětí v tkanině. V případě foambagu je problém předvídat, jakým tlakem bude pěna působit na stěny obalu. Je možné předpokládat, že při zatížení a stlačování pěny dochází k jejímu rozšiřování ve směrech kolmých na působící zatížení. Tato vedlejší deformace je definována Poissonovým poměrem  $\mu$ , který je možné vyjádřit jako podíl poměrných deformací v příčném a podélném směru  $\epsilon_y$  a  $\epsilon_x$ :

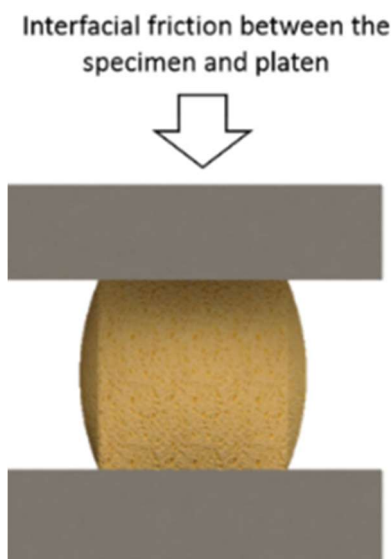
$$\mu = -\frac{\varepsilon_y}{\varepsilon_x} \quad (7.13)$$

Pro pěnové materiály při zatížení v tlaku se hodnota Poissonova poměru liší při napětí pod mezí kluzu a nad mezí kluzu. Vzhledem k tomu, že oblast nad mezí kluzu převažuje, je relevantní hodnota pro tuto oblast. Zároveň je Poissonův poměr závislý na hustotě pěny. Použité převzaté hodnoty jsou uvedeny v tab. 7.3 [40].

Tab. 7.3 - Poissonův poměr pro PU pěny [40]

Hustota $\rho$ [kg/m <sup>3</sup> ]	Poissonův poměr $\mu$ při $\sigma < \sigma_y$ [-]	Poissonův poměr $\mu$ při $\sigma > \sigma_y$ [-]
100	0,20	0,09
200	0,29	0,14

Teoreticky by mělo být přetvoření v příčném směru konstantní po celé výšce bloku pěny. V praxi dochází lokálně k omezení přetvoření vlivem tření s kontaktními plochami, blok pěny nabývá sudovitý tvar, viz obr. 7.1 [41]. Pro zjednodušení není tento jev uvažován.



Obr. 7.1 - Změna tvaru vzorku vlivem lokálního omezení příčné deformace [41]

Zjednodušenou představu o stavu napjatosti v tkanině je možné získat na dvou řezech – svislém a vodorovném – na bloku pěny o tvaru kvádru. Je uvažován blok pěny v nezatíženém stavu o výšce  $H_0$  a délce hrany podstavy  $L_0$ . Následně je tento blok uvažován také ve zdeformovaném stavu. Rozměry zdeformovaného bloku je možné popsat na základě přetvoření jako:

$$H_1 = H_0 \cdot (1 - \varepsilon_x) \quad (7.14)$$

$$L_1 = L_0 \cdot (1 + \mu \cdot \varepsilon_x) \quad (7.15)$$

Přetvoření tlakem ve směru zatížení uvažujeme jako kladné,  $0 \leq \varepsilon_x < 1$ .

Jsou zavedeny součinitele zmenšení obvodu průřezu  $k_h$  a  $k_v$  (zmenšení nastane, pokud  $k > 1$ ), lze tak porovnat obvod horizontálního a vertikálního řezu  $o_h$  a  $o_v$  v počátečním a zdeformovaném stavu:

$$o_{h0} = 4 \cdot L_0 = k_h \cdot 4 \cdot L_0 \cdot (1 + \mu \cdot \varepsilon_x) = k_h \cdot o_{h1} \quad (7.16)$$

$$o_{v0} = 2 \cdot (H_0 + L_0) = k_v \cdot 2 \cdot [H_0 \cdot (1 - \varepsilon_x) + L_0 \cdot (1 + \mu \cdot \varepsilon_x)] = k_v \cdot o_{v1} \quad (7.17)$$

Pro vertikální řez platí:

$$k_v = \frac{H_0 + L_0}{H_0 + L_0 - \varepsilon_x \cdot H_0 + \mu \cdot \varepsilon_x \cdot L_0} \quad (7.18)$$

Zvětšení či zmenšení průřezu tedy závisí na poměru počátečních rozměrů bloku pěny. Ke zvětšení obvodu průřezu ( $k_v < 1$ ) dojde v případě, že:

$$-\varepsilon_x \cdot H_0 + \mu \cdot \varepsilon_x \cdot L_0 > 0 \quad (7.19)$$

Tedy pokud:

$$L_0 > \frac{1}{\mu} \cdot H_0 \quad (7.20)$$

Při dosazení  $\mu = 0,09$  by tedy muselo být  $L_0 > 11,1 \cdot H_0$ , aby ke zvětšení obvodu průřezu došlo. I za předpokladu zvýšení Poissonova poměru vlivem plynu v buňkách při rychlém zatěžování, je-li uvažována výrazně vyšší hodnota  $\mu = 0,5$ , by se jednalo o limitní poměr rozměrů pro zvětšení obvodu průřezu  $L_0 > 2 \cdot H_0$ .

V horizontálním řezu platí, že pro  $\varepsilon_x \geq 0$  a  $\mu \geq 0$ :

$$k_h = \frac{1}{(1 + \mu \cdot \varepsilon_x)} < 1 \quad (7.21)$$

Tedy v každém případě dojde ke zvětšení obvodu.

Podmínka (7.20) definuje poměrně nízký a široký blok pěny. Předběžné výpočty ukázaly, že se vhodné konfigurace nachází spíše v oblasti vysokých deformačních zón s malou kontaktní plochou. Je tedy možné usoudit, že se ve většině případů obvod vertikálních řezů zmenší. Z toho je možné učinit závěr, že oproti dvouosé napjatosti plynového airbagu popisuje napětíový stav obalu foambagu spíše jednoosá napjatost v bočních površích obalu.

Airbagy jsou obvykle vyráběny z tkanin založených na Nylonu 6.6 (polyamidové vlákno), méně obvykle z polyesteru nebo aramidu. Data k mechanickým charakteristikám airbagů nejsou často dostupná. Výsledky získané experimentálním měřením na airbázích z oblasti automotive uvádí např. [42], viz tab. 7.4. Data jsou výsledkem tahových zkoušek v jednoosém tahu. Testovány byly vzorky airbagů od tří výrobců automobilů. V tabulce jsou uvedeny pro airbag z automobilu značky Volkswagen.

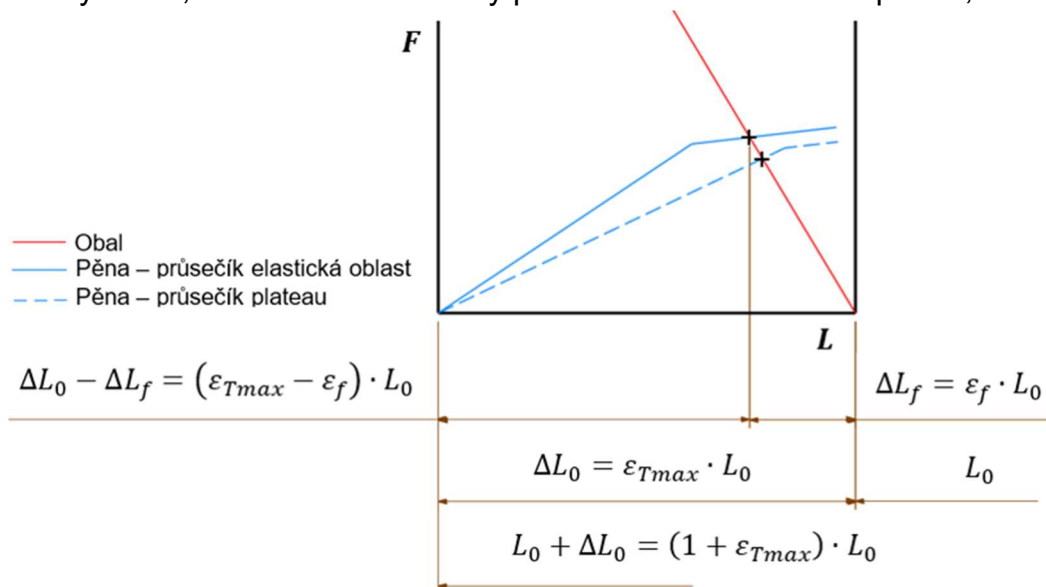
Tab. 7.4 - Základní mechanické vlastnosti tkanin automobilových airbagů [42]

Modul pružnosti $E_f$ [GPa]	Mez kluzu v tahu $\sigma_{yf}$ [MPa]	Poissonův poměr $\mu_f$ [-]	Tloušťka $t_f$ [mm]	Hustota $\rho_f$ [kg/m <sup>3</sup> ]
2,48	210	0,345	0,15	910

Následně je třeba vyjádřit vliv přítomnosti obalu a omezení příčné deformace pěny na pohlcenou energii. Problém trojosé napjatosti v pěně je řešen metodou superpozice, jsou tedy sčítány deformační energie v jednotlivých směrech. Pro zjednodušení je použit předpoklad, že je pěna izotropní, tedy křivka napětí je shodná i při zatížení v příčném směru. V tomto směru by při stlačování pěny v hlavním směru ve volném prostoru došlo k zvětšení příčného rozměru o určité přetvoření  $\varepsilon_{T,max}$  dané Poissonovým poměrem (7.13):

$$\varepsilon_{T,max} = \varepsilon_{max} \cdot \mu \quad (7.22)$$

Kde  $\varepsilon_{max}$  je maximální přetvoření ve směru působícího zatížení. Z tohoto myšleného rozměru  $L_0 + \Delta L_0$  (viz obr. 7.2) bude však pěna o určité přetvoření  $\frac{\Delta L_0 - \Delta L_f}{L_0 + \Delta L_0} = \frac{\varepsilon_{T,max} - \varepsilon_f}{1 + \varepsilon_{T,max}}$  (přepočtená hodnota k tomuto rozměru) stlačena přítomností obalu, ten se naopak o určitou hodnotu  $\varepsilon_f$  roztáhne. Cílem je nalézt rovnovážné posunutí/přetvoření tkaniny obalu, dané rovnováhou síly působící mezi tkaninou a pěnou, viz obr. 7.2.



Obr. 7.2 - Silová rovnováha příčné deformace pěny a obalu

Hledání řešení numericky s použitím dříve vypočtených napěťových křivek bylo vyhodnoceno jako obtížné. Vzhledem k tomu, že očekávaná přetvoření v příčném směru byla malá (mimo oblast densifikace), bylo možné analyticky vyjádřit rovnovážná přetvoření tkaniny  $\varepsilon_{f,e}$  a  $\varepsilon_{f,p}$  pro předpoklad elastické, respektive plateau oblasti pěny:

$$\varepsilon_{f,e} = \frac{L \cdot E \cdot \frac{\varepsilon_{T,max}}{1 + \varepsilon_{T,max}}}{2 \cdot t_f \cdot E_f + \frac{L \cdot E}{1 + \varepsilon_{T,max}}} \quad (7.23)$$

$$\varepsilon_{f,p} = \frac{L \cdot \sigma_{p0} + L \cdot h \cdot \frac{\varepsilon_{T,max}}{1 + \varepsilon_{T,max}}}{2 \cdot t_f \cdot E_f + \frac{L \cdot h}{1 + \varepsilon_{T,max}}} \quad (7.24)$$

Kde  $E$  je modul pružnosti pěny,  $L$  je výška bloku pěny,  $\sigma_{p0}$  je napětí plateau pěny,  $h$  je sklon plateau,  $t_f$  je tloušťka tkaniny a  $E_f$  je modul pružnosti tkaniny.

O použití konkrétního vztahu rozhoduje podmínka, jestli se nachází přetvoření/napětí pěny při stlačování v příčném směru v elastické nebo plateau oblasti, porovnání probíhá vztahem obdobným vztahu (7.33).

Pro příklad je uvedeno odvození vztahu pro případ dosažení rovnováhy v oblasti plateau pěny (7.24), vztah (7.23) byl odvozen obdobně. Základem je rovnováha sil, tedy součinu napětí a plochy řezu, mezi příčným stlačováním pěny vlivem obalu a natahováním obalu. Napětí na pění v oblasti plateau je dáno vztahem (5.14), v případě elastické oblasti by byl použit vztah (5.11). Silovou rovnováhu je možné pro oblast plateau vyjádřit za využití plochy vertikálního řezu blokem pěny  $L \cdot H$  a plochy řezu obalem  $2 \cdot t_f \cdot H$  jako:

$$L \cdot H \cdot \left[ \sigma_{p0} + h \cdot \left( \frac{\varepsilon_{T,max} - \varepsilon_{f,p}}{1 + \varepsilon_{T,max}} \right) \right] = 2 \cdot t_f \cdot H \cdot E_f \cdot \varepsilon_{f,p} \quad (7.25)$$

Po podělení rovnice výškou  $H$  a převedení členů obsahujících přetvoření obalu  $\varepsilon_{f,p}$  na jednu stranu získává rovnice tvar:

$$L \cdot \sigma_{p0} + L \cdot h \cdot \frac{\varepsilon_{T,max}}{1 + \varepsilon_{T,max}} = 2 \cdot t_f \cdot E_f \cdot \varepsilon_{f,p} + \frac{L \cdot h}{1 + \varepsilon_{T,max}} \cdot \varepsilon_{f,p} \quad (7.26)$$

Po vytknutí a osamostatnění přetvoření  $\varepsilon_{f,p}$  je získán vztah (7.24).

Tkanina se deformuje pouze lineárně elasticky, lze tak jednoduše vyjádřit měrnou energii deformace  $W_f$ :

$$W_f = \frac{E \cdot \varepsilon_f^2}{2} \quad (7.27)$$

Aktivní objem tkaniny, který se podílí na absorpci energie (pouze tkanina na bočních stěnách bloku pěny), je možné vyjádřit pomocí rozměrů bloku pěny a tloušťky tkaniny  $t_f$  jako:

$$V_f = 4 \cdot L \cdot H \cdot t_f \quad (7.28)$$

Celková energie je pak získána na základě měrné energie a aktivního objemu tkaniny:

$$E_{Df} = W_f \cdot V_f \quad (7.29)$$

Energii pohlcenou vlivem omezení příčné deformace pěny pak lze vyjádřit jako součin objemu pěny a měrné deformační energie v obou vedlejších směrech do rovnovážného stavu o přetvoření  $\frac{\varepsilon_{T,max} - \varepsilon_f}{1 + \varepsilon_{T,max}}$ . Deformační energie je vyjádřena jako plocha pod deformační křivkou  $\sigma - \varepsilon$ . Podoba vztahu pro deformační energii závisí na tom, jestli se rovnovážný bod nachází v elastické nebo plateau oblasti pěny. Tvar oblastí pod deformační křivkou, ze kterého byly vztahy odvozeny, je analogický situaci na obr. 7.2, získané vztahy pro deformační energii omezení příčné deformace pěny pro oba možné případy jsou:

$$W_{DT,e} = \frac{\varepsilon_{T,max} - \varepsilon_f}{1 + \varepsilon_{T,max}} \cdot \left( E \cdot \frac{\varepsilon_{T,max} - \varepsilon_f}{1 + \varepsilon_{T,max}} \cdot \frac{1}{2} \right) \quad (7.30)$$

$$W_{DT,p} = \varepsilon_e \cdot \left( E \cdot \varepsilon_e \cdot \frac{1}{2} \right) + \left( \frac{\varepsilon_{T,max} - \varepsilon_f}{1 + \varepsilon_{T,max}} - \varepsilon_e \right) \cdot \left( \sigma_{p0} + h \cdot \left( \varepsilon_e + \frac{\varepsilon_{T,max} - \varepsilon_f}{1 + \varepsilon_{T,max}} \right) \cdot \frac{1}{2} \right) \quad (7.31)$$

Kde  $\varepsilon_e$  je přetvoření při přechodu z elastické oblasti do plateau a  $E$  je modul pružnosti pěny. Hodnota deformační energie v příčných směrech je potom:

$$E_{DT} = 2 \cdot V \cdot W_{DT} \quad (7.32)$$

## 7.4 Výpočetní skript

Model foambagu byl vytvářen v prostředí MATLAB. Vstupem jsou parametry modifikovaného Gibsonova modelu získané v předchozí části práce. Dále jsou zadávány parametry letounu ( $m_{TOW}$ ) a uvažované podmínky dopadu ( $v$ ,  $n$ ). Výpočtový tvar bloku pěny může být váleček nebo kvádr s čtvercovou podstavou. Zde je volen tvar kvádru.

Skript nejprve vytvoří deformační křivky pro zadaný interval hustoty pěn. Výpočet využívá modifikovaný Gibsonův model podle Avalleho, viz kapitola 5. Podle vztahů tohoto modelu jsou vypočítány hodnoty napětí pro každý bod stanoveného intervalu přetvoření. Ty jsou poté porovnány podle pravidel:

$$\sigma_E < \sigma_p \rightarrow \sigma = \sigma_E \quad (7.33)$$

$$\sigma_D < \sigma_p < \sigma_E \rightarrow \sigma = \sigma_y \quad (7.34)$$

$$\sigma_D > \sigma_p \rightarrow \sigma = \sigma_D \quad (7.35)$$

Kde  $\sigma_E$ ,  $\sigma_D$ ,  $\sigma_p$  jsou určeny vztahy (5.11), (5.13) respektive (5.14).

Takto je získána kompletní napěťová křivka, kterou je poté možno jednoduše numericky zpracovávat.

Následně skript počítá možné geometrické konfigurace foambagu – jako parametr řídicí geometrii do výpočtu vstupuje kontaktní plocha airbagu s drakem letounu. Tím je umožněno jednoduše stanovit limitní napětí, které je přípustné pro danou geometrickou konfiguraci. Brzdnou sílu vyvozující známý násobek zatížení  $n$  v těžišti letounu o hmotnosti  $m_{TOW}$  je možné stanovit jako:

$$F_D = (n - 1) \cdot g \cdot m_{TOW} \quad (7.36)$$

Při dané kontaktní ploše foambagu  $S$  je možné stanovit limitní přípustné napětí jako:

$$\sigma_{lim} = \frac{F_D}{S} \quad (7.37)$$

Zároveň je potřeba zahrnout změnu napětí vlivem rychlosti zatěžování odlišné od podmínek, při kterých byly získány parametry materiálového modelu. Jak bylo popsáno v kapitole 7.2, pro zjednodušení je použit přepočtení hodnot napětí pomocí jednoho koeficientu  $M$  logaritmičsky závislého na rychlosti zatěžování. Tento koeficient je jedním z důvodů, proč je třeba výpočet iterovat podle parametru výšky foambagu a je dán jako (také viz vztah 7.5):

$$M = m \cdot \log\left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\varepsilon_0}\right) + 1 = m \cdot \log\left(\frac{v_0}{\frac{H}{\varepsilon_0}}\right) + 1 \quad (7.38)$$

S podmínkou limitního napětí jsou na základě kompletních napěťových křivek korigovaných na rychlost zatěžování počítány měrné deformační energie  $W$  pro daný interval hustoty pěny jako plocha pod deformační křivkou. Jestliže je dosaženo stanoveného limitního napětí, je výpočet ukončen a měrná deformační energie je prohlášena za maximální pro tuto hustotu a geometrickou konfiguraci.

Celkový objem pěny  $V$ , následně výška  $H$  i hmotnost bloku pěny  $m$ , jsou získány na základě celkové energie dopadu letounu  $E_K + E_P$  a měrné energie, kterou pěna dokáže pohltit  $W$ . Celková energie dopadu letounu závisí také na výšce stlačení pěny – během stlačování dochází k uvolňování další potenciální energie. Proto je potřeba iterovat výpočet podle výšky stlačení sloupce pěny. Nejprve je zavedena počáteční hodnota, s každou iterací je určena nová hodnota podle vztahu (7.41).

$$E_C = E_K + E_P + E_D = \frac{1}{2} \cdot m_{tow} \cdot v_0^2 + m \cdot g \cdot \Delta H + E_D = konst. \quad (7.39)$$

$$V = \frac{E_K + E_P}{W} \quad (7.40)$$

$$H = \frac{V}{S} \quad (7.41)$$

$$\Delta H = H \cdot \varepsilon_{lim} \quad (7.42)$$

$$m = V \cdot \rho \quad (7.43)$$

Předpokládaným problémem je zde stabilita některých geometrických konfigurací. V konfiguraci vysokého štíhlého sloupce pěny by v případě impaktu, který by nebyl veden dokonale kolmo na rovnou podložku (tedy v každém reálném případě),

pravděpodobně došlo k vybočení a zborcení sloupce pěny místo jeho předpokládané deformace a pohlcení navrženého množství energie. Proto byla zavedena podmínka pro poměr délky hrany podstavy a výšky bloku pěny:

$$\frac{L}{H} \geq 1 \quad (7.44)$$

$$L = \sqrt{S} \quad (7.45)$$

Skript dále pro každou geometrickou konfiguraci vyhodnotí konfiguraci s nejnižší hmotností, tato konfigurace je prohlášena pro danou hustotu za optimální. Závislosti parametrů optimální konfigurace na hustotě jsou porovnávány v závěru výpočtu.

Podle závěrů kapitoly 7.3 je ověřována energie pohlcená obalem foambagu a vlivem omezení příčné deformace pěny. Cílem je pouze ověřit, jestli je množství této energie významné vzhledem k množství energie pohlcené pěnou. V případě, že by tento poměr byl významný, bylo by žádoucí zahrnout vliv obalu do výpočtu. V opačném případě je to vzhledem k již tak velkému množství zjednodušení a nejistot v modelu možné považovat za zbytečné.

Pro použité charakteristiky pěny vychází vliv obalu definovaný jako podíl deformačních energií způsobených vlivem obalu a deformační energie pohlcené pěnou bez přítomnosti obalu  $\frac{E_{Df}+E_{DT}}{E_D}$  v řádu jednotek procent, tím je tedy ověřeno, že je tento vliv možné zanedbat bez dopuštění se výraznější chyby.

Pro účely odhadu hmotnosti systému foambagu je možné určit hmotnost obalu na základě aktivního objemu tkaniny  $V_f$ , plochy podstavy  $S$  a tloušťky tkaniny:

$$m_f = \rho_f \cdot (V_f + 2 \cdot S \cdot t_f) \quad (7.46)$$

Tloušťka tkaniny  $t_f$ , která je k těmto i předchozím výpočtům potřeba, je vyhodnocována iterativně jejím snižováním až do dosažení únosnosti tkaniny  $\sigma_{f,lim}$  respektive  $\varepsilon_{f,lim} = \sigma_{f,lim}/E_f$ . Omezováním minimální tloušťky tkaniny ve výpočtu bylo pozorováno, že pro dané parametry tkaniny a rozměry pěny vede nižší tloušťka tkaniny na vyšší uchovanou energii, posuzovat významnost této energie je tedy vhodné právě na minimální tloušťce.

Skript dále využívá i identifikovanou závislost hmotnosti padákového záchranného systému na hmotnosti letounu, viz kapitola 2.1, a pro danou hmotnost letounu porovnává hmotnost padákového systému s hmotností kombinace PZZ + foambag. Toto porovnání vychází z udávané obvyklé rychlosti dopadu na padáku  $v_{ref}$  a zvolené rychlosti dopadu s foambagem, ze kterých je počítáno snížení potřebné velikosti a hmotnosti padáku z  $m_{R,ref}$  na  $m_{PZZ}$  vlivem přidání foambagu. Stejně jako v kapitole 2.1 je použit předpoklad, že je hmotnost padáku přímo úměrná jeho ploše. Proto je možné definovat vztah:

$$m_R = m_{R,ref} \cdot \left(\frac{v_{ref}}{v}\right)^2 \quad (7.47)$$

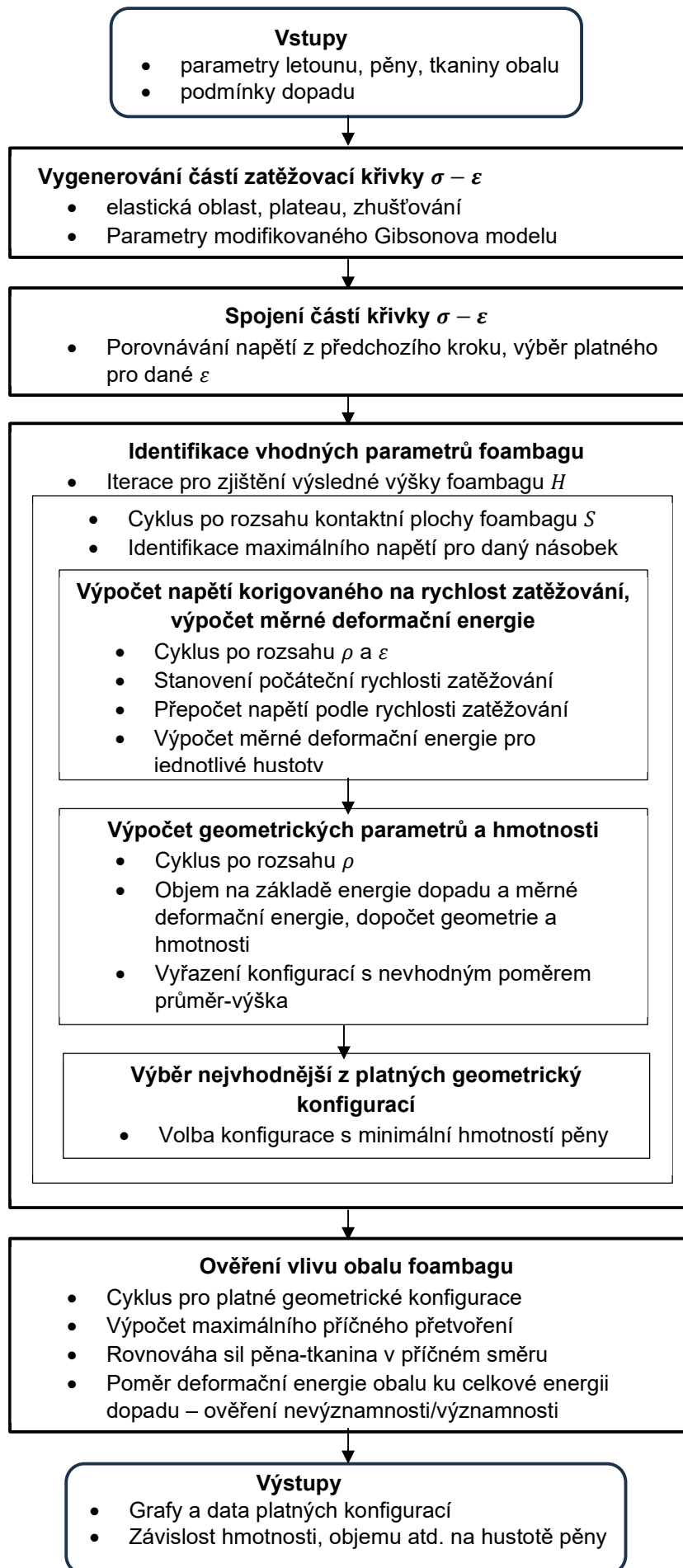
Za využití vztahu (2.2), kde byl první člen  $a$  vyhodnocen jako hmotnost vrchlíku a souvisejících komponent a druhý člen  $b$  jako komponenty s vrchlíkem nesouvisející, je možné tento vztah přepsat do podoby:

$$m_R = a \cdot m_{tow} \cdot \left(\frac{v_{ref}}{v}\right)^2 + b \quad (7.48)$$

Takto lze identifikovat případy, kdy by použití kombinace padák + foambag vedlo teoreticky k celkové úspoře hmotnosti. Do výpočtu hmotnosti je použita i hmotnost obalu pěny. Naopak zahrnuty ani odhadem nejsou další komponenty potřebné k funkci celého zařízení.

$$m_{celková} = m + m_R + m_f \quad (7.49)$$

Výstupem výpočtu jsou závislosti hmotnosti a objemu potřebného foambagu na hustotě pěny. Tyto závislosti pro definovaný výpočetní případ je možné nalézt v kapitole 8. Blokové schéma funkce výpočetního skriptu je uvedeno na obr. 7.3. Výpočetní skript je možné nalézt v příloze A pod názvem „Vypocetni\_model“.

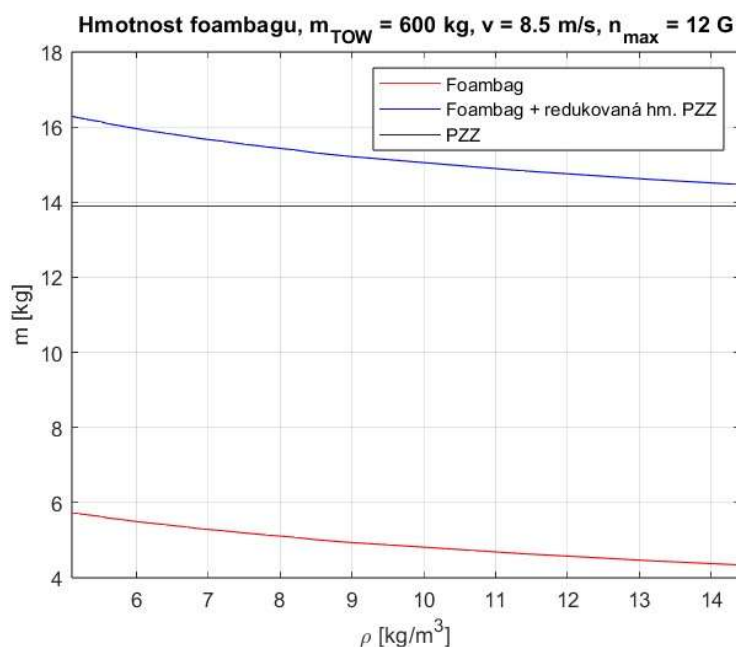


Obr. 7.3 - Blokové schéma výpočetního skriptu

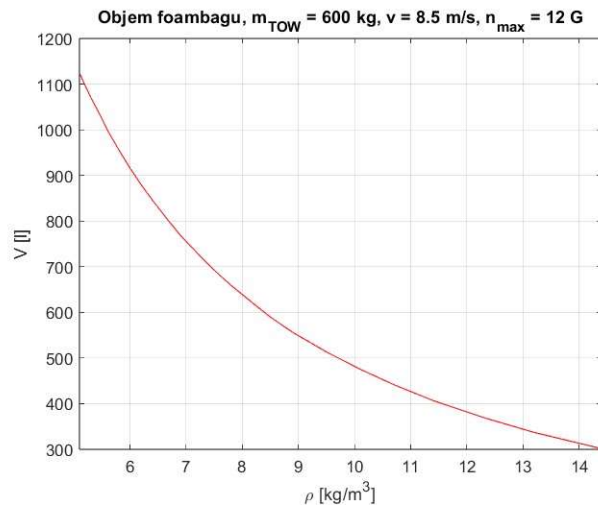
## 8. Definice výpočetního případu

Jako řešený případ byl zvolen ultralehký letoun o vzletové hmotnosti 600 kg. Tato volba byla provedena z důvodu většího potenciálu pro prvotní aplikaci navrhovaného systému, je obecně známo, že se nové technologie do této kategorie snadněji zavádí. To je dáno mírnějšími požadavky předpisů. Na základě závěrů kapitoly 3 je limitní násobek zatížení při dopadu stanoven na 12 G. Jedná se o hodnotu, pro kterou při krátkém trvání zatížení nedochází ke vzniku vážných zdravotních následků. Zároveň je možné dopředu podotknout, že pro násobky nižší než 8 až 9 G nenachází výpočetní skript při ostatních zmíněných parametrech vhodná řešení. Ustálená rychlost klesání na padáku je voleným parametrem, je možné ji nastavit na hodnotu vyšší než obvyklých 7 m/s (dle závěrů kapitoly 2). Byl proveden optimalizační výpočet použitím výpočetního skriptu pro určitý rozsah rychlostí klesání za účelem minimalizace celkové hmotnosti záchranného zařízení. Výsledkem optimalizace je hodnota 8,5 m/s, která vede na nejnižší hmotnost foambagu. Rozsah kontaktní plochy foambagu s trupem letounu byl stanoven do 5,3 m, což odpovídá využitelné ploše podstavky trupu letounu TL Stream podle Hájka. Rozsah hustoty pěn byl stanoven od 5 kg/m<sup>3</sup> do 400 kg/m<sup>3</sup>. Jeho dolní hranice přibližně odpovídá nejnižším hustotám PU pěn dostupným na trhu. Je použit materiálový model s parametry podle Avalleho, viz kapitola 7.1.

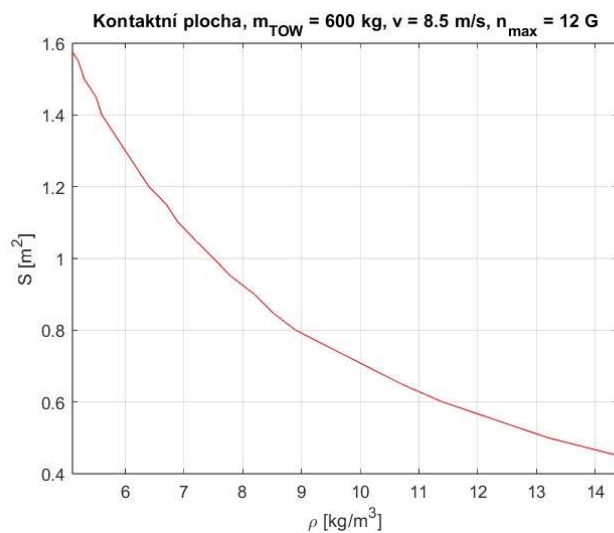
S těmito parametry byl proveden výpočet pomocí výpočetního MATLAB skriptu popsaného v kapitole 7.4. Výstupy jsou shrnuty na následujících grafech (obr. 8.1 až 8.4).



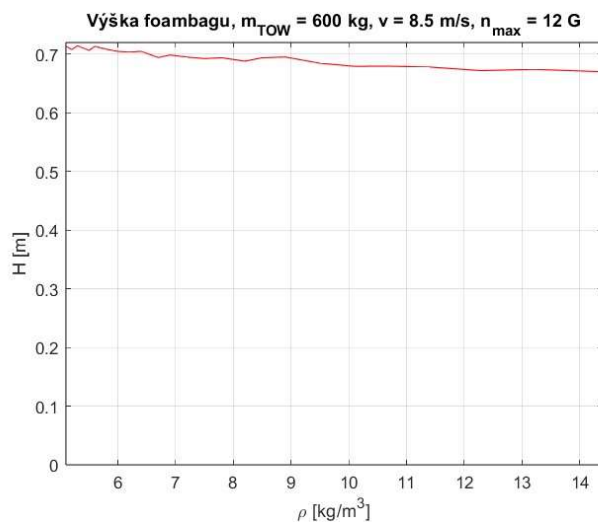
Obr. 8.1 - Hmotnost foambagu, prvotní výpočetní případ



Obr. 8.2 - Objem foambagu, prvotní výpočetní případ



Obr. 8.3 - Plocha foambagu, prvotní výpočetní případ



Obr. 8.4 - Výška foambagu, prvotní výpočetní případ

Podle těchto prvotních výsledků je tedy možné nalézt takovou geometrii foambagu, která bude při definovaných parametrech výpočtu schopná absorbovat energii dopadu. V grafu na obr. 8.1 je možné pozorovat trend, kdy pěny vyšších hustot vedou na nižší výslednou hmotnost foambagu. To platí pouze do určité hodnoty, kdy je výpočet přerušen vlivem nesplnění geometrické podmínky (viz vztah 7.44). Celková hmotnost systému foambag + redukovaná hmotnost PZZ se téměř blíží hmotnosti samotného PZZ, tedy není daleko od potenciální úspory celkové hmotnosti letounu. Po zahrnutí hmotnosti komponent, které nebyly pro zjednodušení do výpočtu zahrnuty, by nicméně byla hmotnost záchranného systému s foambagem pravděpodobně vyšší. Geometrické parametry foambagu pro interval hustoty pěny je možné vidět na obr. 8.2 až 8.4. Zajímavým výsledkem výpočtu je, že výška foambagu zůstává téměř konstantní, nicméně to nelze zatím považovat za obecný závěr. Je nutné pamatovat na to, že výsledný rozsah pěny v tomto případě neodpovídá rozsahu hustot, pro které byly určeny materiálové parametry ( $70-100 \text{ kg/m}^3$ ). Jedná se tedy o poměrně dalekou extrapolaci, takže nelze výsledky považovat za přesné. Pro nedostatek přesnějších dat byl nicméně další postup soustředěn na pěny nízkých hustot.

Je nutno podotknout, že výsledky záleží na tom, který parametr je cílem optimalizovat. Tato práce přináší primárně výpočetní metodu a nástroj pro prvotní výpočet při návrhu foambagu. Výpočet provedený v této kapitole je pouze jednou možnou konfigurací, kde je cílem minimalizovat hmotnost záchranného systému. Mimo tento přístup by bylo možné zvolit zachování rychlosti dopadu odpovídající samotnému PZZ a snažit se minimalizovat násobek zatížení pro zajištění maximálního možného bezpečí posádky za cenu vyšší hmotnosti systému.

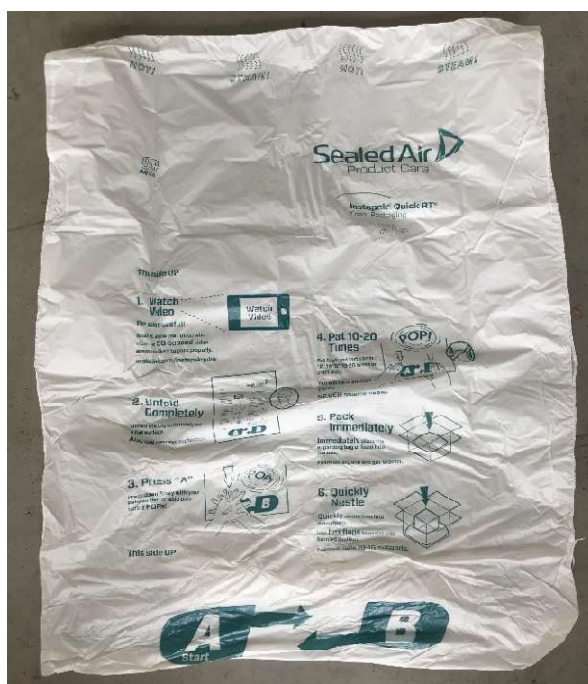
## 9. Experimentální měření parametrů pěny

V rámci této práce byla provedena série měření vhodné pěny pro určení přesnějších materiálových charakteristik. Bylo provedeno měření charakteristik v tlaku.

### 9.1 Vybraná pěna

Pro měření byla zvolena PU pěna Instapak Quick RT. Jedná se o pěnu vyráběnou pro obalové účely, její nominální hustota (tedy když není její rozpínání omezeno) je  $8 \text{ kg/m}^3$ . Pěna je dodávána v sáčcích obsahujících dvě složky, které je pro aktivaci třeba promíchat. Složky jsou umístěny v oddělených zatavených kapslích, jejich umístění je na vnějším povrchu sáčku označeno. Podoba sáčku a umístění složek je zobrazeno na obr. 9.1. Nejprve uživatel silou zmáčkne kapsu se složkou A, čímž dojde k protržení spoje mezi kapslemi se složkami A a B. Poté střídavě mačká obě kapsle, čímž dojde k promíchání chemikálií a k startu reakce. Krátce po promíchání dojde vlivem tlaku rostoucí pěny k prasknutí spoje do hlavního objemu sáčku a pěna pokračuje v rozpínání do nabytí plného objemu. Okamžik prasknutí spoje mezi kapslemi a hlavním objemem sáčku je jednoznačně identifikovatelný a může tedy sloužit k měření času průběhu reakce.

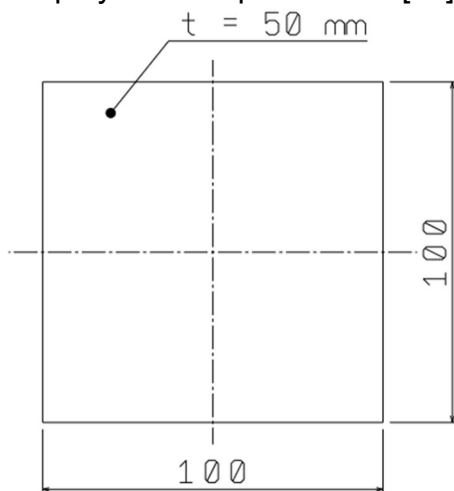
Pěna byla zvolena z toho důvodu, že se jedná o dostupnou možnost, jak bez výraznější investice do vybavení vytvářet polyuretanovou pěnu na místě. To umožňuje získat představu o rychlosti reakce a změně vlastností brzo po aktivaci reakce. Rychlost aktivace pěny je zásadním parametrem navrhovaného systému. Zároveň je možné předpokládat, že se pěna svými vlastnostmi lépe blíží reálně aplikovatelnému případu, než kdyby byly použity již hotové a vytvrzené průmyslově vyráběné polyuretanové desky.



Obr. 9.1 - Sáček před aktivací

## 9.2 Vzorky a zkušební vybavení

K dispozici bylo 16 ks sáčků. Sáčky jsou pro účely katalogizace získaných dat označeny čísly 0-15. Každý vzorek získaný výřezem z bloku pěny je pak označován ve formátu sáček.vzorek (např. 0.1). Zvolen byl vzorek ve tvaru kvádrů o rozměrech 100x100x50 mm, viz obr. 9.2. Vzorek odpovídá požadavkům normy ASTM D1621-16, která se týká metod zkoušení polymerních pěn v tlaku [43].



Obr. 9.2 - Zkušební vzorek

K měření materiálových parametrů byl použit zkušební stroj LabTest 6.500 umístěný na zkušebně Leteckého ústavu. Podstatné základní parametry stroje jsou shrnuty v tab. 9.1. Na stroji byl instalován siloměr S9M/10kN s měřicím rozsahem do 10 kN. Instalaci zkušebního vzorku ve stroji můžeme vidět na obr. 9.4. Deformace pěny byla měřena optickou metodou pomocí kamerového systému AVT Prosilica GT2000. Instalaci optického systému je možné vidět na obr. 9.5. Na čelní stranu pěny byly za tímto účelem umístěny dvě dvojice značek s vertikální roztečí 30 mm. Optické značky měly nejprve podobu křížků zakreslených černým popisovačem na stěnu vzorku. U těchto značek docházelo často k brzké ztrátě sledování bodu optickým systémem vlivem deformace nebo zmizení značky pod povrchem. Významný vliv mělo nastavení jasu a kontrastu snímaného obrazu. Výsledkem byla nepoužitelnost získaných dat. Proto byly od 3. série vzorků značky nahrazeny pevnými body, „špendlíky“, zapíchnutými do pěny v požadovaném rozestupu. Tyto značky byly taktéž obarveny černou barvou pro maximální kontrast vůči bílému povrchu vzorku. Na obr. 9.3 je možné vidět přechodovou variantu, kde byly použity oba typy značek, a finální variantu značení.

Tab. 9.1 - Parametry stroje LabTest 6.500 [44]

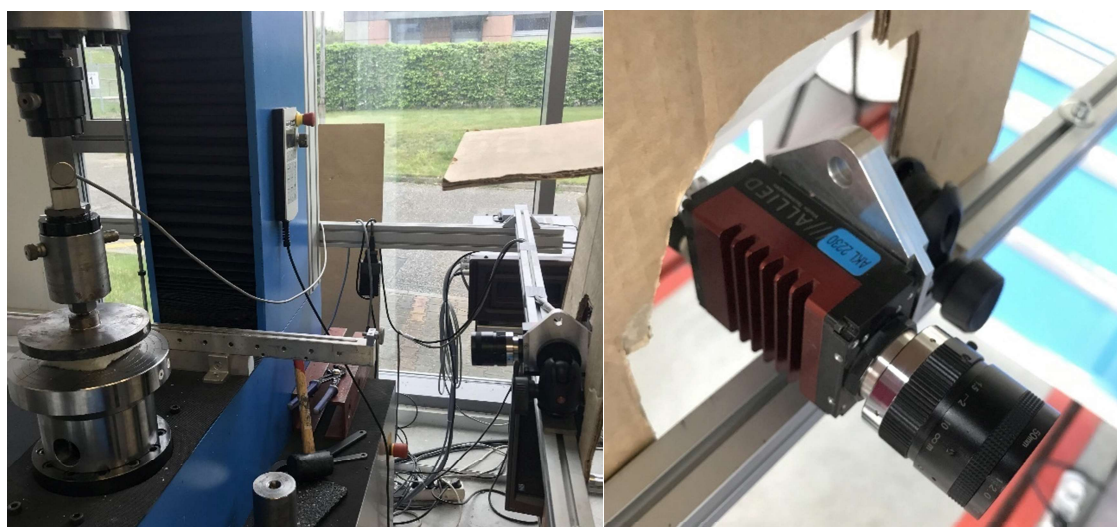
Maximální síla [kN]	500
Tuhost rámu [kN/mm]	420
Minimální rychlost posuvu [mm/min]	0,0001
Maximální rychlost posuvu [mm/min]	350



Obr. 9.3 - Zkušební vzorky – přechodová a pozdější varianta značek



Obr. 9.4 - Vzorek ve zkušebním stroji, zapojení siloměru



Obr. 9.5 - Instalace optického systému

### 9.3 Průběh zkoušek

Bylo provedeno několik sérií měření, pro zkoušky v tlaku byly použity vzorky ze sáčků 0-5 a 9-14. Z hlediska zkoumané charakteristiky je možné měření rozdělit do několika cyklů zkoušek:

1. Testovací aktivace pěny (série 0)
2. Identifikace materiálových parametrů v závislosti na hustotě (série 1-5)
3. Identifikace závislosti na rychlosti zatěžování (série 9-10, série 0-5)
4. Měření závislosti materiálových charakteristik na době od aktivace pěny (série 11 až 14)
5. Zkouška vlivu teploty aktivace pěny (série 6-8 a 15)

Čtvrtou zkoušku nebylo možné uskutečnit ve stejné podobě jako předchozí zkoušky, protože nebyl nalezen způsob, jak získat dostatečně rychle použitelný vzorek konzistentních rozměrů a umístit jej do zkušebního stroje. Čas přípravy vzorků (minimálně 10 minut) by znehodnotil získaná data v oblasti zájmu, tedy prakticky okamžité po aktivaci. Proto byla zvolena metoda tlakové zkoušky celých bloků pěny, které musely být zaformovány, aby bylo dosaženo použitelného tvaru kvádrů (konzistentní vztažná plocha průřezu).

Pátá zkouška nezahrnovala měření v tlaku. Spočívala ve sledování vlivu teploty chemikálií a okolní teploty na rychlost tvořící chemické reakce. Použity byly sáčky 6-8 a 15.

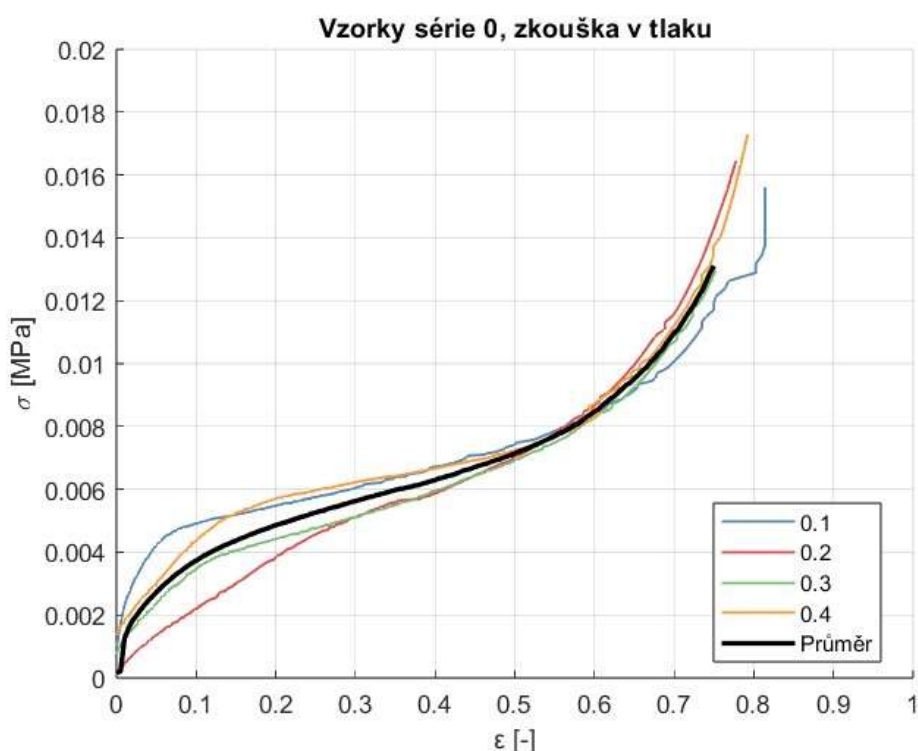
Záznamy z měření jsou uvedeny v příloze B – shrnutí průběhu měření je uvedeno v MS Excel souboru „Průběh a výsledky měření“, zpracovaná data je možné nalézt ve složkách náležících příslušné sérii měření.

#### 9.3.1 Testovací aktivace pěny

Cílem úvodního měření bylo vyzkoušet manipulaci s pěnou, zaznamenat trvání procesu tvorby pěny, nastavit měřící vybavení a zpracování dat z měření. Pěnový sáček byl aktivován ve volném prostoru. Průběh děje byl zaznamenáván kamerovým záznamem, aby bylo možné stanovit čas, kdy dojde k nabytí konečného objemu pěny. Zaznamenávány byly dva časové parametry reakce. Prvním je interval od startu míchání složek po prasknutí spoje do hlavního prostoru sáčku. Druhým je interval od prasknutí spoje do vizuálního konce růstu pěny. Okolní podmínky v době aktivace a pozorované rychlosti děje jsou uvedeny v tab. 9.7 v kapitole 9.3.5.

Experiment byl po zaznamenání průběhu reakce přerušen a pěna byla uložena v podmínkách zkušebny. Následně byl sáček rozřezán a z bloku pěny byly vyříznuty 4 vzorky. Byl také proveden pokus o vykrajování pěny pomocí plechové formičky za účelem rychlé výroby vzorků pro již zmíněný experiment se změnou materiálových charakteristik v čase. Tento pokus byl neúspěšný, pěna v okolí ostří se pouze drtila. Získání vzorků bylo dále problematické pro nepravidelný tvar bloku pěny. Pěna také vykazovala značnou nehomogenitu, vyskytovaly se dutiny, byl pozorovatelný směr proudu pěny v sáčku. V některých místech měla pěna viditelně odlišnou strukturu, primárně velikost buněk.

Vzorky byly označeny, zváženy a byly změřeny jejich rozměry, ze kterých byla vypočtena plocha a objem, hodnoty je možné nalézt v souboru „Průběh a výsledky měření“ v příloze B. Postupně byly stlačeny ve zkušební stroji, zaznamenávána byla síla a deformace na zmíněných optických značkách. Rychlost posuvu stroje byla stanovena na 60 mm/min, což vede vzhledem k referenčnímu rozměru 30 mm na rychlost zatěžování  $0,0333 \text{ s}^{-1}$  podle vztahu (7.7). Získaná data byla zpracována skriptem v prostředí MATLAB. Deformační křivky měřené na jednotlivých dvojicích bodů na každém vzorku byly zprůměrovány. Následně byly zprůměrovány hodnoty jednotlivých vzorků, výsledkem je závislost napětí na přetvoření pro toto měření. Závislosti napětí jednotlivých vzorků a výslednou charakteristiku pro sérii 0 je možné vidět na obr. 9.6. Z této závislosti byly poté identifikovány materiálové parametry modifikovaného Gibsonova modelu.



Obr. 9.6 - Deformační křivky vzorků série 0

### 9.3.2 Zkouška závislosti parametrů na hustotě

Pro přesnější stanovení materiálových koeficientů podle kapitoly 7.1 (závislých na hustotě) bylo potřeba provést měření na pěnách několika hustot. Chemicky podobné pěny vyšší hustoty nebylo možné získat pro měření. Tyto pěny jsou vyráběny pro obalové použití v průmyslových provozech, jejich použití vyžaduje speciální vybavení a jsou prodávány pouze velkoobchodně. Kontaktované firmy nebyly ochotné poskytnout jejich vzorky. Proto bylo jako náhradní řešení použito vypěnění stávajících pěnových sáčků v omezeném objemu pro umělé zvýšení hustoty. Za tímto účelem byla vyrobena jednoduchá modulární forma o čtyřech segmentech s vnitřními rozměry půdorysu 250x250 mm s výškou segmentu 100 mm, viz obr. 9.7, umožňující výrobu

pěny několika teoretických hustot (8 kg/m<sup>3</sup>, 10,7 kg/m<sup>3</sup>, 16 kg/m<sup>3</sup>, 32 kg/m<sup>3</sup>). Tyto cílové hustoty  $\rho_{forma}$  jsou dány na základě poměru objemu formy  $V_{forma}$  a objemu pěny  $V_0$  o hustotě  $\rho_0$  aktivované ve volném prostoru jako:

$$\rho_{forma} = \rho_0 \cdot \frac{V_0}{V_{forma}} \quad (9.1)$$



Obr. 9.7 - Forma na řízené vypěňování

V této formě byly aktivovány sáčky 1-5. Z bloku pěny byly vyříznuty vzorky, na těchto vzorcích bylo provedeno měření v tlaku. Rychlost zatěžování byla 0,0667 s<sup>-1</sup>.

Při výpočtu hustoty jednotlivých vzorků se ukázalo, že nedosahují zamýšlené hustoty  $\rho_{forma}$ . Při vizuální prohlídce bloku pěny byl učiněn závěr, že přebytečné chemikálie vytvářely vrstvu se zvýšenou hustotou v místech kontaktu bloku pěny s formou a v okolí zdrojových kapslí, zvýšení hustoty nebylo rovnoměrné. Rovnoměrně zvýšenou hustotu vykazovalo pouze několik vzorků z každého bloku pěny v blízkosti zdrojových kapslí. Z tohoto důvodu nebylo možné zpracovávat výsledky měření v závislosti na hustotě po jednotlivých sériích.

Zvolenou náhradní metodou bylo rozdělení vzorků do čtyř tříd v závislosti na skutečné změřené a vypočtené hustotě vzorku. Rozsah hustoty první třídy  $\rho_1$  byl stanoven na základě nominální hustoty pěny  $\rho_0$  jako:

$$0,9 \cdot \rho_0 \leq \rho_1 < 1,1 \cdot \rho_0 \quad (9.2)$$

Druhá a třetí třída následovaly se stejnou šířkou intervalu, čtvrtá třída zahrnovala všechny zbývající vyšší hustoty. V tab. 9.2 jsou uvedeny rozsahy hustotních tříd, v tab. 9.3 jsou uvedeny parametry jednotlivých vzorků a barevně rozlišené jejich zařazení do tříd, uvedeny jsou pouze vzorky, u kterých nedošlo k předčasné ztrátě přetvoření z obou párů značek.

Tab. 9.2 - Rozdělení vzorků do hustotních tříd

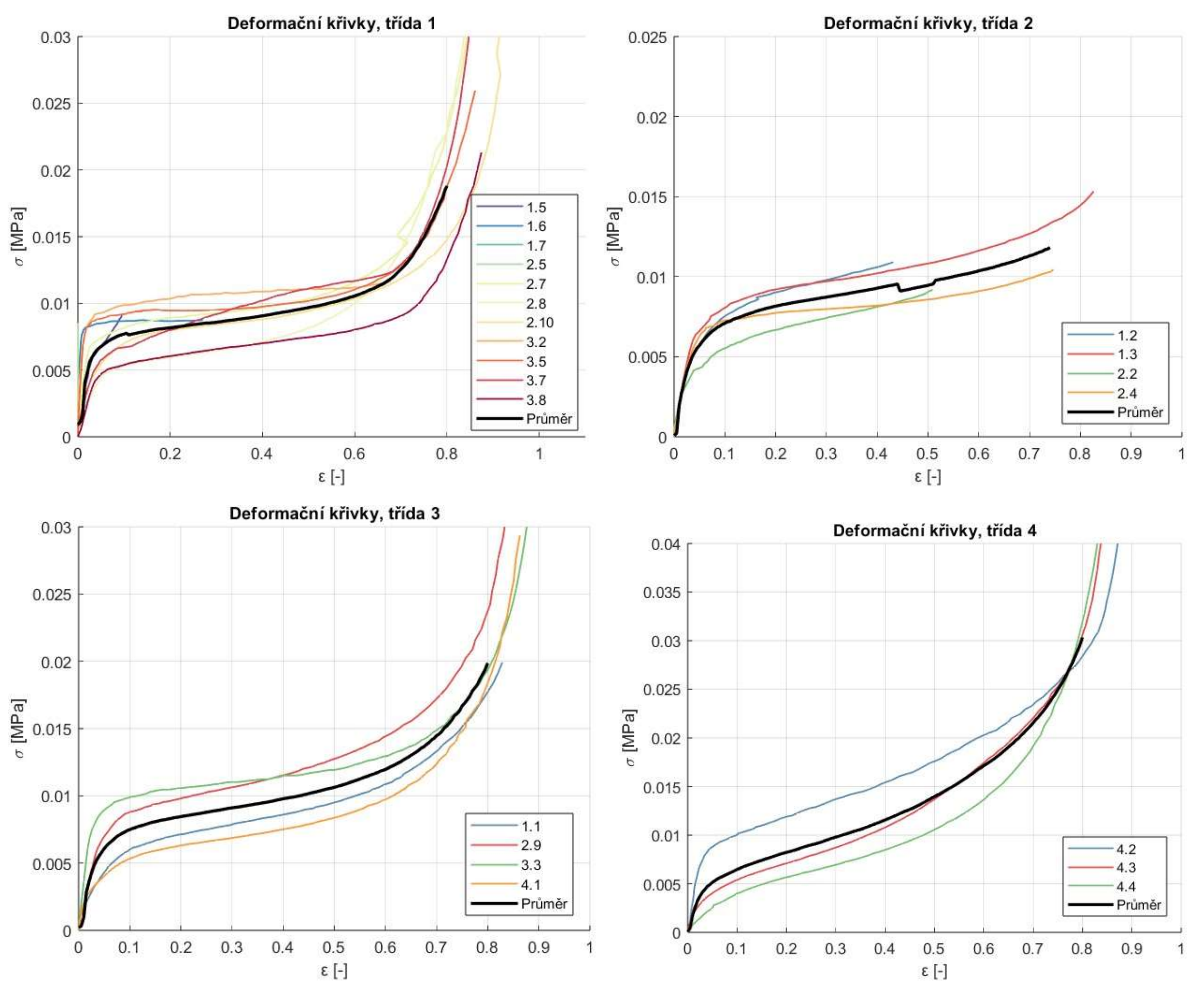
Třída	1	2	3	4
Dolní limit [g/cm <sup>3</sup> ]	0,0072	0,0088	0,0104	0,0120
Horní limit [g/cm <sup>3</sup> ]	0,0088	0,0104	0,0120	0,0200

Tab. 9.3 - Parametry vzorků sérií 1-5

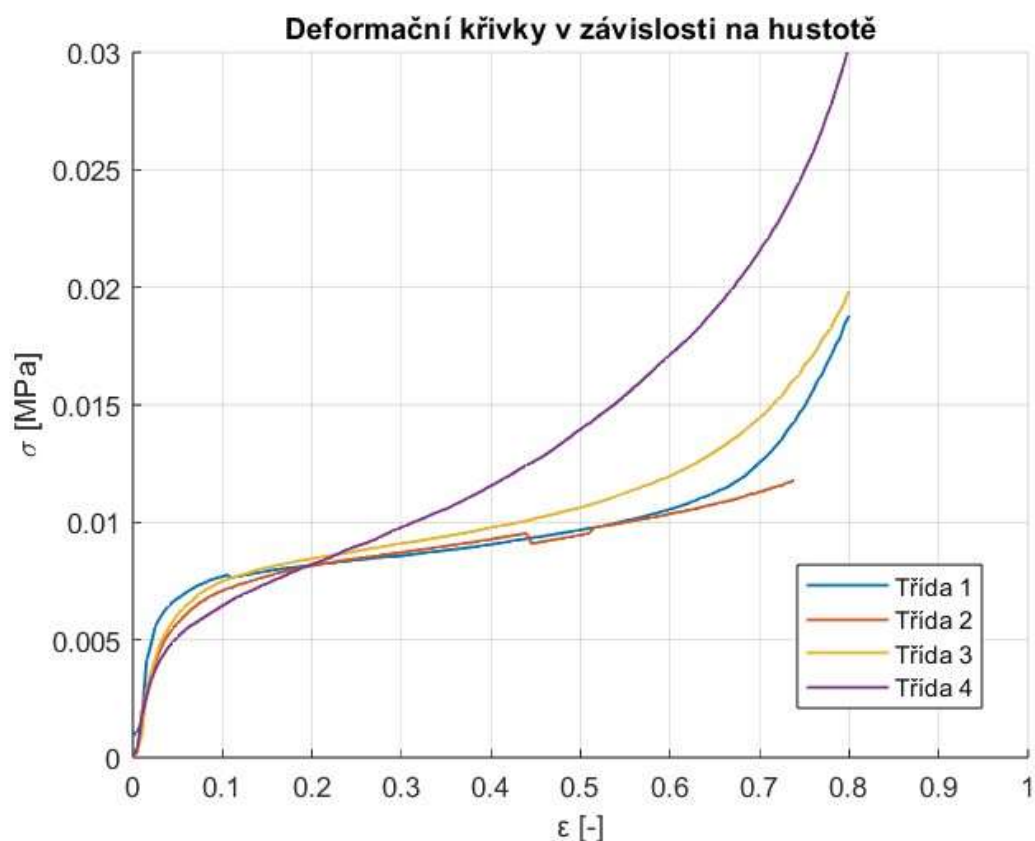
<b>Série 1</b>					
Vzorek	Hmotnost <i>m</i> [g]	Plocha <i>S</i> [mm <sup>2</sup> ]	Výška <i>H</i> [mm]	Objem <i>V</i> [cm <sup>3</sup> ]	Hustota $\rho$ [g/cm <sup>3</sup> ]
1.1	6,0	9950,0	51,50	512,425	0,01171
1.2	5,3	9999,0	51,75	517,448	0,01024
1.3	4,5	9999,8	50,50	504,987	0,00891
1.5	4,0	9800,8	50,25	492,488	0,00812
1.6	4,1	10200,0	49,25	502,350	0,00816
1.7	4,0	10200,0	49,25	502,350	0,00796
<b>Série 2</b>					
2.2	4,7	10403,0	50,00	520,150	0,00904
2.4	4,8	10251,0	50,75	520,238	0,00923
2.5	4,1	10099,3	51,25	517,587	0,00792
2.7	4,4	10251,0	49,75	509,987	0,00863
2.8	4,3	10404,0	51,25	533,205	0,00806
2.9	5,7	10050,0	50,25	505,013	0,01129
2.10	4,5	10100,0	51,75	522,675	0,00861
<b>Série 3</b>					
3.1	4,5	10200,8	50,75	517,688	0,00869
3.2	4,1	10050,0	49,50	497,475	0,00824
3.3	5,7	10455,0	52,00	543,660	0,01048
3.5	4,0	10100,0	49,00	494,900	0,00808
3.6	3,9	10100,0	48,00	484,800	0,00804
3.7	4,2	9999,8	50,75	507,487	0,00828
3.8	4,1	10353,0	48,75	504,709	0,00812
<b>Série 4, 5</b>					
4.1	5,7	10000,0	49,75	497,500	0,01146
4.2	6,7	10150,5	51,25	520,213	0,01288
4.3	7,8	10049,5	50,25	504,987	0,01545
4.4	8,5	10000,0	48,50	485,000	0,01753

V rámci jednotlivých tříd byly křivky v tlaku vyhodnocovány postupem obdobným kapitole 9.3.1. Na obr. 9.8 je možné vidět deformační křivky a jejich průměr pro jednotlivé třídy. Na obr. 9.9 je pak porovnání průměrných hodnot jednotlivých tříd. Zde je možné vidět, že co se týče napětí plateau, mezi třídou 1 a třídou 2 není pozorovatelný rozdíl. Třída 3 vykazuje oproti předchozím třídám určitý nárůst. Třída 4 pak má výrazně jiný průběh křivky s vysoký sklonem oblasti plateau. Výsledky jsou ovlivněny tím, že pro třídy 2-4 bylo k dispozici málo vzorků, statistická významnost není

vysoká. V rámci budoucího výzkumu by bylo žádoucí získat vzorky chemicky příbuzných pěn o vyšší nominální hustotě, které pro účely této práce nebylo možné získat.



Obr. 9.8 - Naměřené deformační křivky a průměrná hodnota, jednotlivé hustotní třídy



Obr. 9.9 - Porovnání deformačních křivek v závislosti na hustotě

Hodnoty koeficientů pro hustotní závislost byly vyhodnocovány pomocí MATLAB skriptu „Identifikace\_zavislosti\_na\_hustote“ dostupného v příloze B metodou nejmenších čtverců za použití vztahů (7.1 až 7.4). Výsledné koeficienty jsou uvedeny v tab. 9.4.

Tab. 9.4 - Koeficienty Gibsonova modelu určené na základě měření

$C_E \left[ \frac{MN \cdot m^4}{kg^2} \right]$	$C_y \left[ \frac{MN \cdot m^5}{kg^3} \right]$	$C_h \left[ \frac{MN \cdot m}{kg} \right]$	$C_D \left[ \frac{m^3}{kg} \right]$	$D [-]$	$m [-]$
$1,2 \cdot 10^{-3}$	$1,5296 \cdot 10^{-4}$	$8,3169 \cdot 10^{-4}$	$3,3587 \cdot 10^{-5}$	1,1822	0,7408

### 9.3.3 Zkouška závislosti parametrů na rychlosti zatěžování

Závislost na rychlosti zatěžování byla zkoušena při své nominální hustotě 8 kg/m<sup>3</sup> (odpovídá třídě 1 předchozí kapitoly). Nastaveno bylo několik rychlostí zatěžování – 3, 30, 60, 120 a 240 mm/min. Hodnota 3 mm/min byla brána jako kvazistatické zatěžování.

Vzorky rychlostí 60 a 120 mm/min pocházely ze sérií 0-5. Pro vyhodnocení zbylých rychlostí byly určeny vzorky série 9 a 10. Vzorky série 10 nicméně měly na první pohled jemnější buněčnou strukturu a vykazovaly vyšší hustotu, ležící mimo dříve stanovenou třídu 1. Podmínky aktivace sáčků byly pro obě série totožné, sáčky

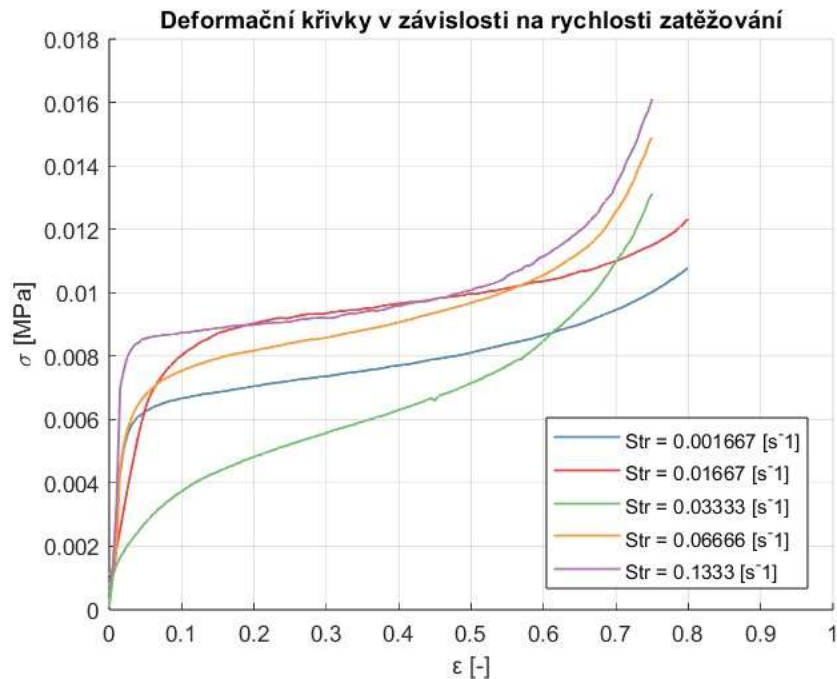
byly vypěněny stejným způsobem okamžitě po sobě. Pravděpodobným vysvětlením odlišností je jiná kvalita základních chemikálií, tedy odchylka výroby. Data vzorků série 10 proto nebyla do závislosti na rychlosti zatěžování zahrnuta. Parametry použitých vzorků jsou uvedeny v tab. 9.5.

Tab. 9.5 - Parametry vzorků použitých pro závislost na rychlosti zatěžování

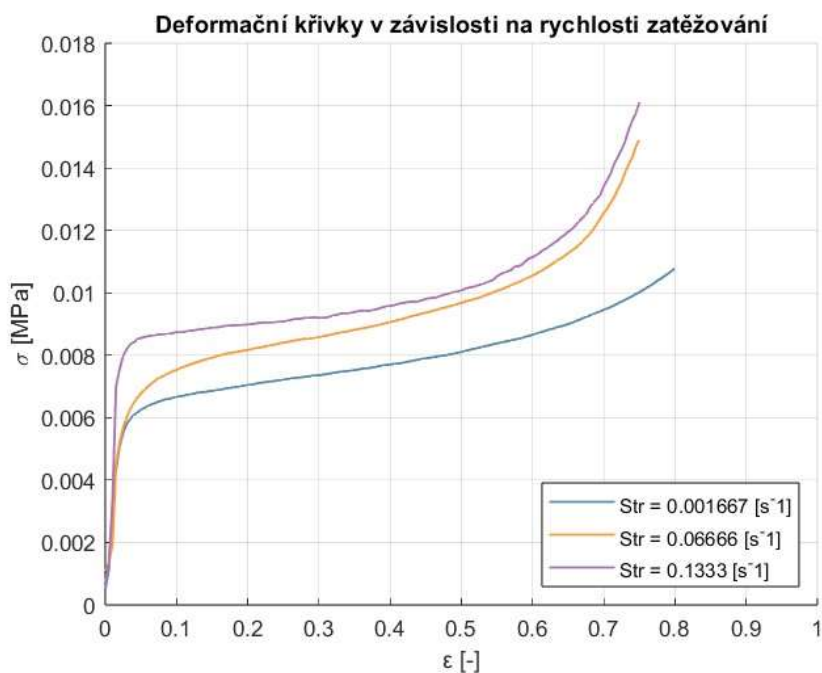
<b>Rychlost posuvu 3 mm/min, <math>\dot{\varepsilon} = 0,001667 \text{ s}^{-1}</math></b>					
Vzorek	Hmotnost [g]	Plocha [mm]	Výška [mm]	Objem [cm <sup>3</sup> ]	Hustota [g/cm <sup>3</sup> ]
9.3	4,1	10300,0	48,00	494,400	0,00829
9.4	4,2	10404,0	48,50	504,594	0,00832
<b>Rychlost posuvu 30 mm/min, <math>\dot{\varepsilon} = 0,01667 \text{ s}^{-1}</math></b>					
9.5	4,2	10302,3	49,00	504,810	0,00832
9.6	4,6	10404,0	52,25	543,609	0,00846
<b>Rychlost posuvu 60 mm/min, <math>\dot{\varepsilon} = 0,03333 \text{ s}^{-1}</math></b>					
0.1	4,2	10250,0	52,25	535,563	0,00784
0.2	4,0	9917,0	48,25	478,495	0,00836
0.3	4,5	10504,0	52,5	551,460	0,00816
0.4	4,0	10150,5	50,25	510,063	0,00784
<b>Rychlost posuvu 120 mm/min, <math>\dot{\varepsilon} = 0,06667 \text{ s}^{-1}</math></b>					
1.5	4,0	9800,8	50,25	492,488	0,00812
1.6	4,1	10200,0	49,25	502,350	0,00816
1.7	4,0	10200,0	49,25	502,350	0,00796
2.5	4,1	10099,3	51,25	517,587	0,00792
2.7	4,4	10251,0	49,75	509,987	0,00863
2.8	4,3	10404,0	51,25	533,205	0,00806
2.10	4,5	10100,0	51,75	522,675	0,00861
3.1	4,5	10200,8	50,75	517,688	0,00869
3.2	4,1	10050,0	49,50	497,475	0,00824
3.5	4,0	10100,0	49,00	494,900	0,00808
3.6	3,9	10100,0	48,00	484,800	0,00804
3.7	4,2	9999,8	50,75	507,487	0,00828
3.8	4,1	10353,0	48,75	504,709	0,00812
<b>Rychlost posuvu 240 mm/min, <math>\dot{\varepsilon} = 0,1333 \text{ s}^{-1}</math></b>					
9.1	3,7	9991,0	48,00	479,568	0,00772
9.2	4,0	10403,8	47,75	496,779	0,00805

Na obr. 9.10 je možné vidět porovnání průměrných deformačních křivek pro uvažované rychlosti zatěžování. Předpokladem bylo, že vyšší rychlost zatěžování povede na vyšší hodnoty napětí. Tento předpoklad zde není splněn. Na takových datech není možné provést regresi koeficientu  $m$  vztahu (7.5) s rozumnou spolehlivostí. Výsledkem regrese vztahu (7.5) za přetvoření  $\varepsilon = 0,2$  by byla hodnota  $m = 0,07263$  s 95% intervalem spolehlivosti  $(-0,1545 ; 0,2998)$ . Problém pravděpodobně souvisí s nedostatečným množstvím vzorků, které jsou zároveň nehomogenní, jednoduše tak nastane situace, kdy nejsou použité vzorky reprezentativní. S nejvyšší jistotou je vlivem nejvyššího počtu vzorků určená křivka pro

rychlost 120 mm/min. Je možné považovat za nepravděpodobné, že jsou hodnoty napětí určené pro rychlost 30 mm/min vyšší. Zároveň je možné považovat za nepravděpodobné, že jsou hodnoty napětí pro posuv 60 mm/min výrazně nižší než pro 3 mm/min. S těmito předpoklady jsou tyto křivky vyřazeny, protříděný soubor je možné vidět na obr. 9.11.



Obr. 9.10 - Závislost deformační křivky na rychlosti zatěžování



Obr. 9.11 - Závislost deformační křivky na rychlosti zatěžování, výběr

Z protříděných dat byla vyhodnocena závislost na rychlosti zatěžování byla vyhodnocována pomocí MATLAB skriptu „Zavislost\_strain\_rate“ (Příloha B) na základě závěrů kapitoly 7.2, vztah (7.5). Závislost byla vyhodnocována na hodnotách přetvoření  $\varepsilon_1 = 0,2$  a  $\varepsilon_2 = 0,4$ , získané hodnoty  $m_1 = 0,1241$  s 95% intervalem spolehlivosti (0,0693 ; 0,1885) a  $m_2 = 0,1289$  (0,09013 ; 0,158) byly zprůměrovány.

Výsledná hodnota koeficientu  $m$ , která byla použita do výpočtového modelu foambagu, je  $m = 0,1265$ . Její statistická významnost nicméně není velká.

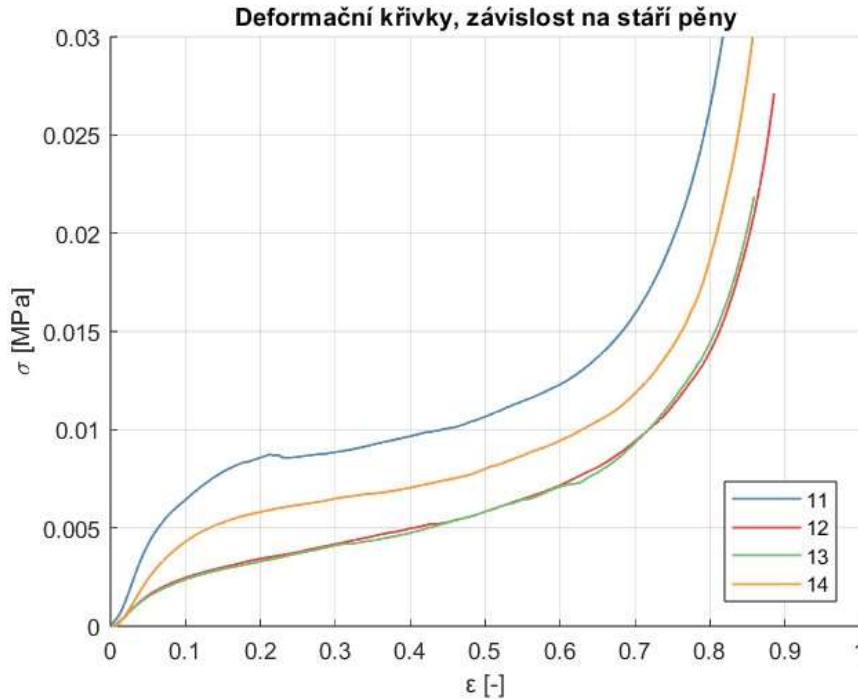
### 9.3.4 Zkouška vlivu stáří pěny

Vliv stáří pěny od její aktivace na mechanické vlastnosti byl zkoumán měřením v tlaku na celých blocích. Pěna byla vypěněna do formy v konfiguraci se třemi segmenty pro dosažení bloků s konzistentním horizontálním průřezem. Tyto bloky o výšce 300 mm a rozměrech podstavy 250x250 mm byly poté vloženy do zkušebního stroje. Protože byly kontaktní plochy stroje menší než podstavy bloku, byly použity dřevěné desky pro dosažení rovnoměrného rozložení působící síly. Bloky pěny byly z důvodu zajištění rychlého provedení zkoušeny bez odstranění sáčku. Ten se v průběhu stlačování vzorku ve zkušební stroji nafukoval, toto stlačování plynu mohlo ovlivnit získaná data. Zároveň vzorky obsahovaly vlivem aktivace ve formě tenkou zhuštěnou vrstvu základního materiálu v okolí stěn formy. Tato vrstva byla u vzorků použitých při ostatních zkouškách odstraněna při jejich přípravě. Z těchto důvodů není možné data z této zkoušky přímo porovnávat s ostatními provedenými zkouškami.

Vzorek 11 představuje úplně vytvrzený vzorek (stáří 7 dní). Vzorek 14 byl ponechán stárnout déle než 10 minut, poté byl vyzkoušen. Vzorky 12 a 13 byly vyzkoušeny v co nejkratším čase po aktivaci. Čas byl měřen od začátku promíchávání pěny po spuštění zkušebního stroje. Přesné hodnoty jsou uvedeny v tab. 9.6. Rychlost posuvu příčnicku zkušebního stroje byla ve všech případech 340 mm/min. Tato rychlost se nachází na horním limitu možností stroje. Výsledné deformační křivky je možné vidět na obr. 9.12.

Tab. 9.6 - Stáří vzorků v době zkoušky

Vzorek	Stáří pěny [min]
11	8548,00
12	1,27
13	1,07
14	12,76



Obr. 9.12 - Deformační křivky pro vzorky různého stáří

Na obr. 9.12 je možné vidět, že s rostoucí dobou od aktivace pěny roste tuhost pěny, úroveň napětí se zvyšuje napříč celou deformační křivkou. Pro vytvrzenou pěnu je úroveň napětí přibližně dvojnásobná vůči pěně krátce po aktivaci. Vliv stáří pěny je tedy významný. Vzhledem k tomu, že většina vzorků v předchozích podkapitolách byla zkoušena ve vytvrzeném stavu, je žádoucí korigovat materiálové charakteristiky použité v modelu foambagu na tento vliv. Pro popis závislosti byla navržena empirická rovnice:

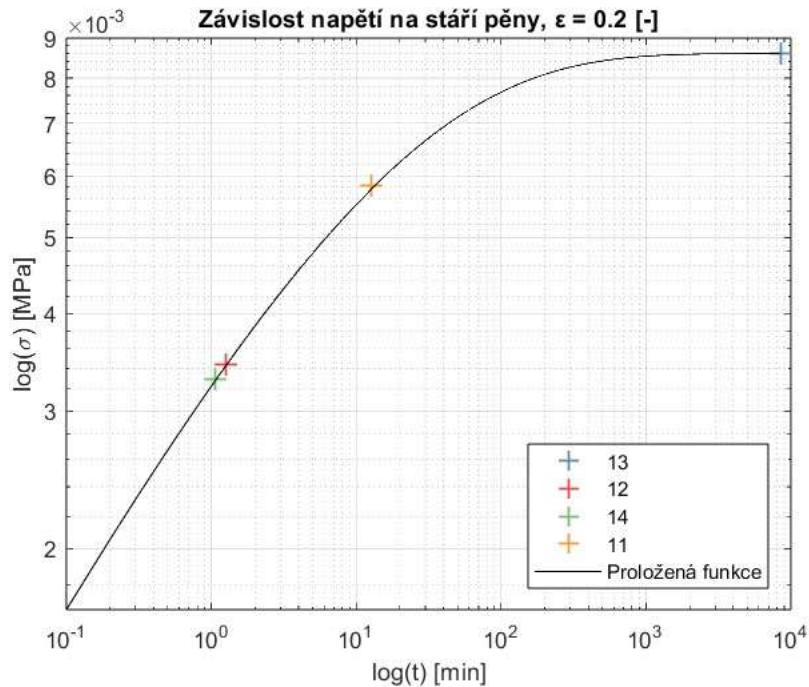
$$\sigma(t) = \sigma_{max} \cdot \left(1 - e^{-k_1 \cdot t^{k_2}}\right) \quad (9.3)$$

Kde  $\sigma_{max}$  je napětí pro dané přetvoření na vytvrzeném vzorku a  $k_1, k_2$  jsou koeficienty. Rovnice byla navržena na základě podmínek:

$$\sigma(0) = 0 \quad (9.4)$$

$$\lim_{t \rightarrow \infty} \sigma(t) = \sigma_{max} \quad (9.5)$$

a požadavku na rychlý, průběžně zpomalující růst funkce. Funkce dobře prokládá naměřená data, viz obr. 9.13. Soubor dat nicméně není dost velký, aby bylo možné rovnici nezaloženou na znalosti fyzikální podstaty děje považovat za obecně průkaznou.



Obr. 9.13 - Závislost napětí na čase pro  $\varepsilon = 0,2$

Pro hodnoty přetvoření  $\varepsilon = 0,2$  a  $\varepsilon = 0,4$  spadající do oblasti plateau byly regresí metodou nejmenších čtverců stanoveny koeficienty empirické funkce. Tyto koeficienty je možné vidět v tab. 9.7. Zároveň jsou zde uvedeny poměry pro napětí pěny ve zvoleném čase 20 sekund po aktivaci a vytvrzené pěny dané jako:

$$k_{t,20s} = \frac{\sigma(t)}{\sigma_{max}} = \left(1 - e^{-k_1 \cdot t^{k_2}}\right) \quad (9.6)$$

Zvolený čas představuje dobu od aktivace do použití systému v malé výšce (pod 200 metrů). Hodnoty součinitele  $k_t$  pro obě přetvoření byly následně zprůměrovány a výsledná hodnota  $k_t = 0,3370$  byla použita pro přepočítání úrovně napětí ve výpočtovém modelu.

Tab. 9.7 - Koeficienty závislosti mechanických vlastností na stáří pěny

$\varepsilon$ [-]	$k_1$	$k_2$	$k_{t,20s}$ [-]
0,2	0,4703	0,3378	0,2771
0,4	0,6702	0,2565	0,3969

### 9.3.5 Zkoušky vlivu teploty aktivace

V reálném provozu by bylo zařízení vystaveno určitému rozsahu teplot, ve kterém by bylo nutné zajistit správnou funkci. Teplota chemikálií má vliv zejména na rychlost reakce, proto byla provedena zkušební aktivace sáčků za normální, snížené a zvýšené teploty, pozorována byla změna charakteristických časů reakce.

Při normální teplotě prostředí zkušebny byly aktivovány sáčky 0 (24,8 °C), 9 a 10 (24,2 °C). Dále byly sáčky 6 a 7 aktivovány po ochlazení na teplotu 9,8 °C. Sáček 8 o výchozí teplotě 9,8 °C byl vystaven po dobu 1,5 hodiny prostředí o teplotě -10 °C,

nepodařilo se přesně změřit teplotu před aktivací. Sáček 15 byl ohřát ve vodní lázni na teplotu 40 °C.

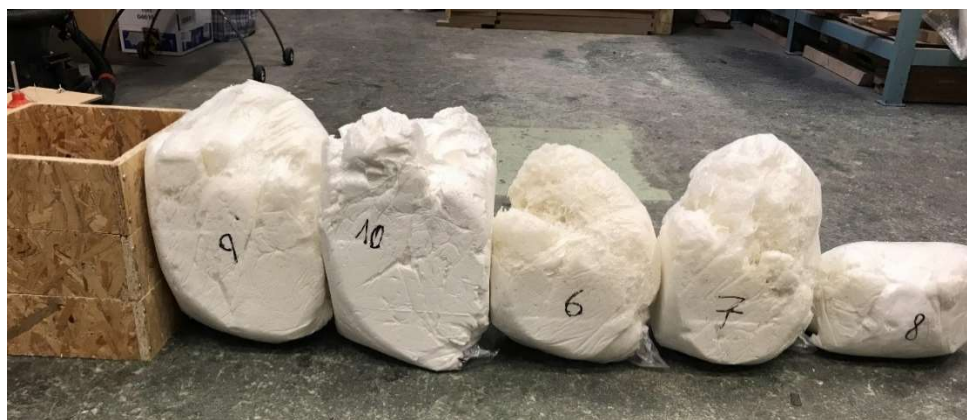
Aktivace sáčků byla zaznamenávána kamerovým záznamem, byl měřen čas od začátku promíchávání do začátku expanze a čas od začátku expanze do konce expanze. Začátek promíchávání a začátek expanze jsou jednoznačně dány slyšitelným prasknutím spojů na kapslích s chemikáliemi. Čas konce expanze byl odhadován na základě vizuálního záznamu. Změřené časy jsou uvedeny v tab. 9.8.

Tab. 9.8 - Parametry rychlosti reakce

Vzorek	Teplota [°C]	Čas fáze iniciace [s]	Čas fáze expanze [s]	Celková doba reakce [s]	Objem [cm <sup>3</sup> ]
0	24,8	12,8	13,3	26,1	24096
6	10	27,6	15,5	43,1	-
7	10	30,1	21,2	51,3	10122
8	-10	53,8	36,5	90,3	6225
9	24,2	10,9	14,1	25	24408
10	24,2	10,4	13,6	24	22601
15	40	4,4	9,9	14,3	20414

Je možné pozorovat, že již při teplotě 10 °C došlo k prodloužení reakčních časů, a to zejména času mezi začátkem promíchávání a začátkem expanze pěny. U doby trvání expanze je nárůst nižší. To je pravděpodobně dáno tím, že exotermický charakter reakce během první fáze reakce složky pěny ohřeje blíže použitelné provozní teplotě. U vzorku 8 došlo k ještě výraznějšímu nárůstu reakčních časů, tentokrát se výrazně prodloužila i doba trvání expanze pěny. U vzorku 15 při teplotě 40 °C došlo ke zkrácení obou fází reakce, zejména fáze iniciace. Je nutné podotknout, že rychlost fáze iniciace je pravděpodobně ovlivněna kvalitou promísení složek, která byla v případě testovacích sáčků omezená.

U všech vzorků při snížené teplotě zároveň nabyla pěna výrazně menší objem, viz tab. 9.8 a obr. 9.14. Při zvýšené teplotě došlo také k mírnému snížení objemu, nicméně to může být způsobeno i nepřesností měření.



Obr. 9.14 - Porovnání vzorků aktivovaných za různých teplot

Je tedy možné učinit závěr, že již snížení teploty složek pěny na teplotu, která bude bezpochyby dosahována za provozu, způsobuje nepřipustné prodloužení doby aktivace pěny, zároveň pěna nedosahuje očekávané parametry po stránce objemu, což způsobí nepoužitelnost v podmínkách definovaných výpočetním případem, na které je pěnové záchranné zařízení dimenzováno. Je tedy třeba zajistit předeheřev složek pěny v době očekávané aktivace, případně po celou dobu letu. Ohřev pěny na vyšší teplotu než normální povede ke zkrácení doby aktivace. Teplota 40 °C odpovídá hornímu limitu skladovací teploty 38 °C respektive 42 °C pro složky A a B, jak bylo uvedeno v kapitole 6.2, teoreticky by tedy neměla vést k poklesu udávané životnosti složek. Potenciálním problémem by mohlo být pravidelné ohřívání na tuto teplotu a opětovné ochlazení.

### 9.3.6 Analýza velikosti buněk

Pro doplnění ostatních zjištěných parametrů pěny byla na jednom vzorku (9.4) provedena obrazová analýza velikosti buněk struktury pěny. Na první pohled byla u většiny vzorků většinová velikost buněk konzistentní. Výjimku tvořily vzorky série 10, jak bylo popsáno v kapitole 9.3.3. Struktura těchto vzorků byla nicméně příliš jemná, aby mohla být provedena obrazová analýza s dostupným optickým vybavením.

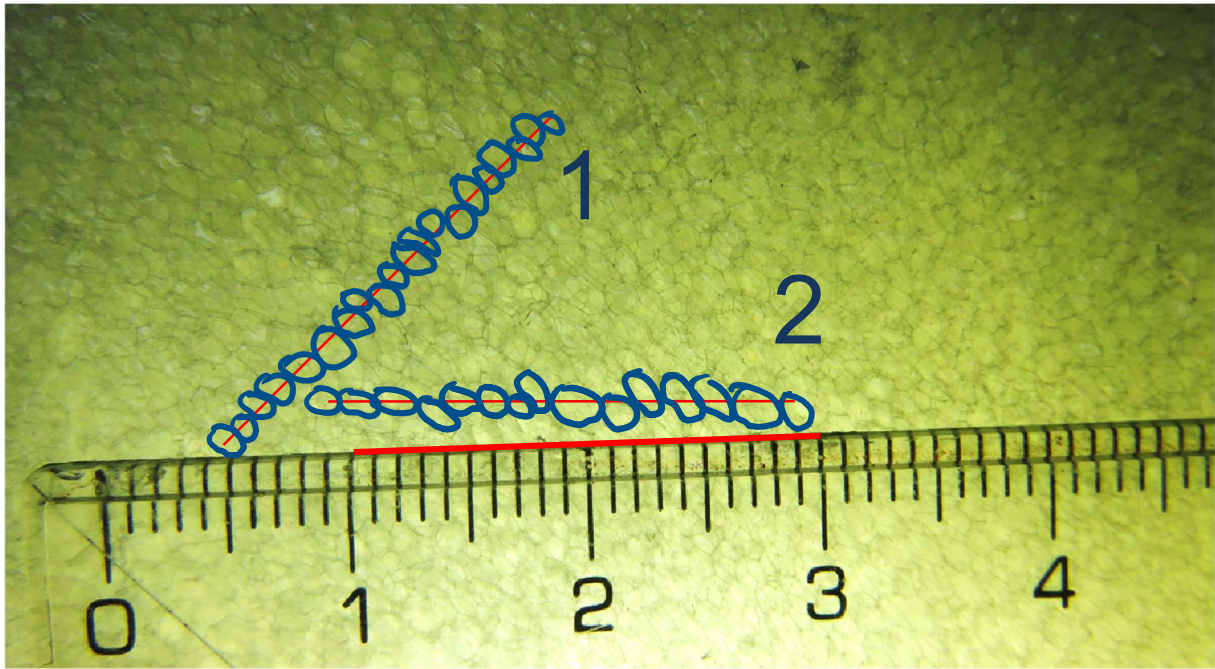
Struktura vzorku 9.4 byla vyfocena digitálním fotoaparátem v režimu makrofotografie. Problémem byly odlesky, které znemožňovaly rozlišit jednotlivé buňky. Proto byla pěna ze strany prosvícena. Na povrch bylo přiloženo pravítko, poskytující referenční rozměr. Snímek je možné vidět na obr. 9.15. Jsou zde již uvedeny přenesené úsečky o referenční délce  $d_{ref} = 20 \text{ mm}$  a zakresleny buňky pozorované po délce těchto úseček.

Velikost buněk byla vyhodnocena na dvou úsečkách posunutých a pootočených o 45°. Tyto úsečky jsou na obr. 9.15 označeny jako „1“ a „2“. Byly spočítány všechny buňky protnuté těmito úsečkami. Pozorování bylo komplikováno viditelností stěn buněk z podpovrchových vrstev pěny. Velikost buněk byla na základě počtů buněk  $N_1$  a  $N_2$  určena jako:

$$d_{buňka,1} = \frac{d_{ref}}{N_1} = \frac{20}{20} = 1 \text{ mm} \quad (9.7)$$

$$d_{buňka,2} = \frac{d_{ref}}{N_2} = \frac{20}{15} = 1,33 \text{ mm} \quad (9.8)$$

Po zprůměrování získaných hodnot lze uvažovat přibližnou velikost buňky  $d_{buňka} = 1,17 \text{ mm}$ .



Obr. 9.15 - Fotografie buněčné struktury, analýza velikosti buňky

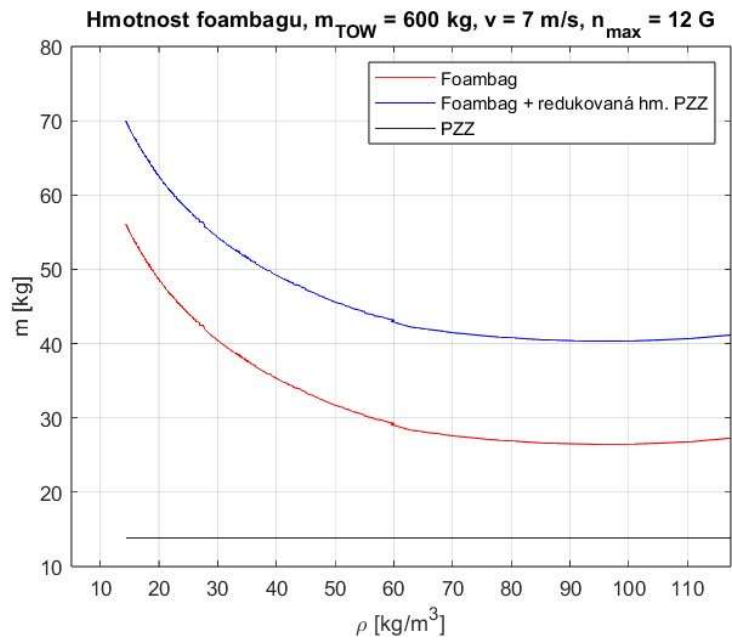
## 10. Koncepční návrh

Prvním krokem koncepčního návrhu je stanovení geometrických a hmotnostních parametrů foambagu s využitím nových materiálových charakteristik získaných měřením zvolené pěny. Tato pěna se svou schopností rychlé tvorby lépe blíží prakticky použitelné pění než pěna původního materiálového modelu podle Avalleho.

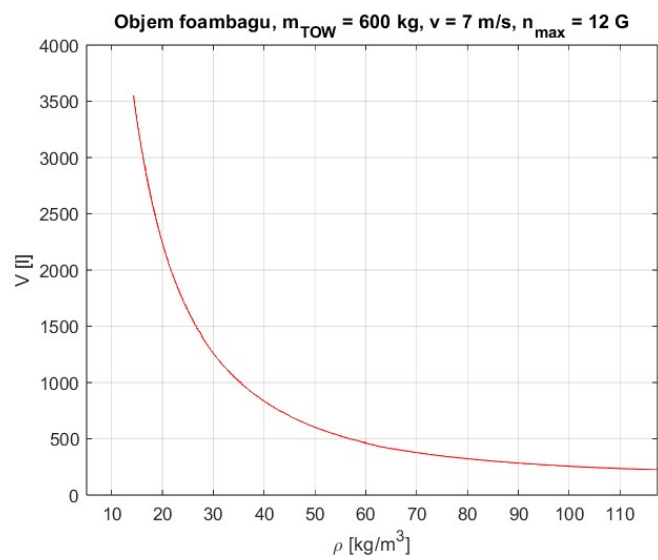
### 10.1 Parametry foambagu

Ve výpočetním skriptu byly upraveny hodnoty materiálových parametrů. Jedná se o parametry získané dle kapitoly 9.3.2. Dále byl nahrazen koeficient závislosti na rychlosti zatěžování podle výsledků kapitoly 9.3.3. Zahrnut byl vliv stáří pěny dle kapitoly 9.3.4. Vypočítané konfigurace v závislosti na hustotě je možné vidět v grafech na obr. 10.1 až 10.4. Pěna použitá v materiálových zkouškách je výrazně poddajnější, než bylo předpokládáno prvním materiálovým modelem, dále se projevuje vliv stáří pěny, který vede také k snížení mechanických vlastností. Proto jsou hmotnosti foambagu v grafu na obr. 10.1 vyšší než na obr. 8.1, výpočet zároveň vede na vyšší hustotu pěny. Z těchto výsledků tedy foambag vychází hůře z hlediska hmotnosti, než naznačovaly prvotní výsledky. Je nutné pamatovat na to, že získaný rozsah hustoty (přibližně 15 až 120 kg/m<sup>3</sup>) se většinou nachází mimo rozsah, na kterém byly materiálové charakteristiky identifikovány (přibližně 8 až 17 kg/m<sup>3</sup>). Jedná se tedy o extrapolaci a přesnost výsledků není zaručena.

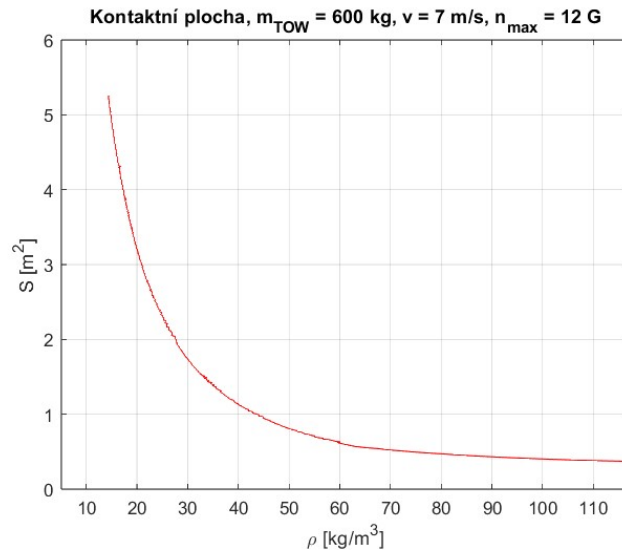
Je možné učinit závěr, že by bylo žádoucí vyvinout pěnu s vyšším modulem pružnosti, vyšším napětím plateau a nižším sklonem plateau. Při tom je potřeba minimálně zachovat rychlost reakce, která se nachází na hraně použitelnosti systému z výšek, kde jsou záchranné systémy nejčastěji aktivovány. Model nicméně naznačuje, že je možné systém foambagu navrhnout tak, aby byl použitelný a vedl k dosažení požadovaného násobku zatížení a ke zvýšení bezpečnosti posádky. V porovnání s projekty plynových airbagů (Hájek, SOFTLAND, viz kapitola 4.4), které dosahují hmotnosti systému airbagu přibližně 15 kg však vychází systém foambagu již před započtením všech komponent hmotnostně hůře.



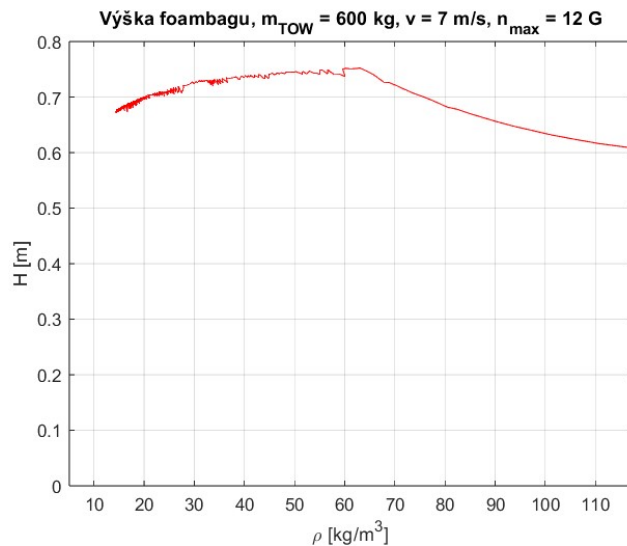
Obr. 10.1 - Hmotnosť možných konfigurácií foambagu s novými parametrami



Obr. 10.2 - Objem možných konfigurácií foambagu s novými parametrami



Obr. 10.3 - Kontaktní plocha možných konfigurací s novými parametry



Obr. 10.4 - Výška možných konfigurací foambagu s novými parametry

Na obr. 10.1 je možné vidět, že minimální hmotnost dosahuje foambag v rozsahu hustot přibližně  $80\text{-}110 \text{ kg/m}^3$ . Pro koncepční návrh byla zvolena dolní hranice tohoto intervalu,  $80 \text{ kg/m}^3$ , protože rozměrnější foambag a vyšší kontaktní plochu je možné považovat za výhodnější z hlediska reálného dopadu, který neprobíhá v ideální svislé a kolmé poloze. V tabulce 10.1 jsou uvedeny základní rozměrové a hmotnostní parametry foambagu určené výpočetním skriptem.

Tab. 10.1 - Základní parametry foambagu, hustota  $80 \text{ kg/m}^3$

Plocha $S \text{ [m}^2\text{]}$	Objem pěny $V \text{ [m}^3\text{]}$	Výška pěny $H \text{ [m]}$	Hmotnost pěny $m \text{ [kg]}$	Objem obalu $V_f \text{ [m}^3\text{]}$	Hmotnost obalu $m_f \text{ [kg]}$	Tloušťka tkaniny $t_f \text{ [mm]}$
0,47	0,3223	0,686	25,793	0,00142	1,295	0,5

## 10.2 Možné konstrukční volby v systému foambagu

První volbou je tvar a počet samostatných foambagů. Pro zachování definované geometrické podmínky pro stabilitu je nutné, aby měl každý samostatný foambag přibližně válcovitý nebo krychlovitý tvar, kde výška nebude větší než rozměr podstavy. Dodržení podmínky je teoreticky zajištěno použitím geometrie stanovené výpočetním skriptem. Vhodná kontaktní plocha s drakem letounu však nemusí být vždy vhodného tvaru podstavy takové krychle nebo válce – taková situace nastává, když rozměr podstavy nelze vepsat do centroplánů letounu. Potom je nutné rozdělit foambag na několik částí tvořících kříž pod centroplánem a vnitřními částmi křídel (obdobné řešení jako v případě airbagu podle Hájka). Každá tato část musí splňovat geometrickou podmínku samostatně, proto jsou v tomto případě použitelné konfigurace s nižšími hustotami, které podmínku splní i po rozdělení plochy podstavy.

Druhou volbou je vnitřní struktura objemu foambagu. Dřívější studie i provedené pokusy s pěnou naznačují možné problémy s homogenitou. Za tímto účelem by mohlo být žádoucí rozdělit objem foambagu při tvorbě pěny na několik samostatných částí. Takto by byl omezen nerovnoměrný tok tuhnoucí pěny v prostoru foambagu a potenciálně dosažena rovnoměrnější struktura. Problémem by byl složitý systém distribuce pěny do jednotlivých oddílů v rámci foambagu. Delší rozvodné cesty reagujících chemikálií by mohly být pěnou ucpány, nedošlo by tak k naplnění celého foambagu.

S předchozí volbou souvisí umístění a uložení potřebných chemikálií. První možností je použití centrálních nádrží s jednou nebo více směšovacími tryskami. Tento koncept byl použit v předešlé studii popsané v kapitole 4.5. Alternativním přístupem by mohlo být použití více malých nádržek s chemikáliemi, které by byly umístěny v jednotlivých oddílech foambagu. Problémem tohoto řešení je vyšší konstrukční složitost, s tím související potenciálně nižší spolehlivost a také problematická údržba (výměna chemikálií po konci životnosti).

Vytlačení chemikálií z nádrží po aktivaci systému je možné zajistit několika způsoby. Jedná se o mechanicky poháněný píst, vytlačování stlačeným plynem nebo tvorbu hnacího plynu pyrotechnicky. Rozhodující kritéria pro volbu jsou v tomto případě zejména spolehlivost aktivace, rychlost vytlačení chemikálie a hmotnost systému.

Významným parametrem je materiál a prodyšnost obalu foambagu. Pro funkci foambagu tak, jak je modelován ve výpočetním skriptu, tedy většinu energie nárazu pohlcuje deformace pěny, je žádoucí použít prodyšnou tkaninu. Na základě závěrů předešlých studií je uvažováno použití vnitřního obalu z plastové fólie, který zabrání přilnutí pěny k vnějšímu látkovému obalu. Tato plastová fólie bude mít vhodně navržené tvory pro únik vzduchu nebo při deformaci foambagu praskne. Vzduch bude poté moci unikat přes prodyšný vnější obal, a tak bude omezen příspěvek stlačování plynu k pohlcení energie nárazu. Význam obalu z hlediska pohlcení energie je v tomto případě relativně malý, což je dokazováno výpočtem zahrnutým do výpočetního modelu, viz kapitola 7.3. Tento výpočet také nabízí dimenzování obalu po stránce pevnosti. Alternativním přístupem je použít neprodyšný/málo prodyšný obal.

Výsledkem tohoto přístupu bude kombinace funkce airbagu a foambagu. Pro takovou kombinaci není možné použít vytvořený výpočetní model foambagu a její řešení překračuje rozsah této práce, nebude tedy dále uvažována.

Dále je třeba uvažovat možnost řízení teploty chemikálií. Jak bylo uvedeno v kapitole 6, chemikálie jsou náchylné k degradaci při skladování při nesprávném rozsahu teploty. Teplota má také vliv na rychlost tvorby pěny, viz kapitola 9.3.5. Teplotní požadavky chemikálií přibližně odpovídají teplotním požadavkům posádky letounu. Bylo by tedy možné využít systém vyhřívání/chlazení pilotní kabiny i pro teplotní management prostoru systému foambagu, pokud je takový systém instalován. Alternativně by mohly být chemikálie přehřívány elektrickým systémem vytápění, např. v případě, že kabina posádky vytápěná není, nebo by byl přívod vzduchu příliš komplikovaným zásahem do konstrukce. Žádoucí je nádrže s chemikáliemi tepelně izolovat, případně by pro omezení energetické náročnosti mohlo být toto vytápění aktivováno pouze ve fázích letu, ve kterých je nejvyšší pravděpodobnost potřeby použití záchranného systému (např. při sestupu pod určitou výškou).

Umístění systému na draku letadla musí být takové, aby došlo při klesání na padáku k dopadu na foambag ve správném směru. V praxi tedy bude systém pravděpodobně umístěn na centroplán do těžiště letounu. Může být umístěn v aerodynamicky zakrytovaném podvěsu pod trupem, nebo mohou být jeho komponenty umístěny uvnitř centroplánu, to v případě, že bude letoun již se systémem foambagu navrhován.

Vliv pevného podvozku není v této práci uvažován. V případě instalace na letoun s pevným podvozkem by bylo nutné pro správnou funkci zajistit, aby podvozek selhal při nižším násobku zatížení, než je návrhový násobek zatížení systému.

### **10.3 Navrhované podoby systému**

Tato práce navrhuje dvě možné varianty praktického provedení systému foambagu. První je nejjednodušší možná varianta odpovídající přístupu použitému v dřívějších studiích. Druhá varianta odpovídá na některé problémy s homogenitou a rychlostí plnění systému, se kterými se dřívější pokusy o řešení setkaly. V obou případech se jedná o externí zástavbu systému, kdy je systém umístěn v podvěsu pod trupem letounu.

#### **10.3.1 Varianta 1**

Varianta 1 zahrnuje jednu dvojici centrálních nádrží na chemikálie. Tyto nádrže obsahují vnitřní membránu, která odděluje kapalnou složku od hnacího plynu, a jsou přetlakovány na určitou počáteční hodnotu tlaku. Aktivace je provedena odpálením pyrotechnických ventilů mezi nádrží a potrubím vedoucím k směšovacím tryškám. Samotná nádrž na chemikálie je po dobu před aktivací hermeticky utěsněna, aby nedocházelo k degradaci chemikálií vlivem vnikající vlhkosti. Nádrž je tepelně izolována a elektricky vyhřívána, aby byl udržen požadovaný rozsah provozní teploty, podle poznatků kapitoly 9.3.5 se pravděpodobně bude nacházet mezi 20 a 40 °C. Při aktivaci jsou chemikálie vytlačovány skrze několik směšovacích trysek, kde dochází vlivem turbulentního proudění k promíchání složek. Z trysek jsou reagující složky

vstříkovány do prostoru foambagu. Foambag může být vnitřně rozdělený přepážkami, do prostoru každé přepážky vede jedna nebo více směšovací trysek.

### Rychlost plnění

Podle poznatků předchozích studií musí k vytlačení celého objemu chemikálií do foambagu dojít za čas nejvýše odpovídající hodnotě času expanze pěny [16]. Čas expanze je možné na základě experimentálních výsledků odhadnout na 10 s, viz tab. 9.8.

Na základě celkové hmotnosti pěny je potřeba určit hmotnosti a objemy jednotlivých složek. Hustotu složek je možné nalézt v materiálových listech [32] [33]. Obvyklý směšovací poměr pro polyuretanové pěny je 50:50 objemových procent [45]. Objemový poměr je dán jako:

$$v_A = \frac{V_A}{V_A + V_B} = \frac{V_A}{V} \quad (10.1)$$

Kde  $V_A$  a  $V_B$  jsou objemy jednotlivých složek a  $V$  je celkový objem.

Celkovou hmotnost je možné s pomocí hustot a objemů složek, respektive celkového objemu a objemových poměrů, zapsat jako:

$$m = V_A \cdot \rho_A + V_B \cdot \rho_B = V \cdot v_A \cdot \rho_A + V \cdot v_B \cdot \rho_B \quad (10.2)$$

Odkud je možné celkový objem vyjádřit jako:

$$V = \frac{m}{v_A \cdot \rho_A + v_B \cdot \rho_B} \quad (10.3)$$

Objemy jednotlivých složek pak lze dopočítat za pomoci (10.1), hmotnost jednotlivých složek lze stanovit jako:

$$m_A = V_A \cdot \rho_A \quad (10.4)$$

Parametry obou složek jsou uvedeny v tab. 10.2.

Tab. 10.2 - Parametry složek pěny

	Isokyanát – A	Polyol – B
Hustota $\rho$ [ $g/cm^3$ ]	1,240	1,055
Dynamická viskozita $\mu$ [ $Pa \cdot s$ ]	1,8	-
Objemový podíl $v$ [-]	0,5	0,5
Objem $V$ [l]	11,242	11,242
Hmotnost $m$ [kg]	13,940	11,860

Pro složku B nebylo možné dohledat viskozitu, která je potřeba v dalších výpočtech. Polyether polyol odkazuje na skupinu látek, které se mohou lišit svou molární hmotností, konkrétní látka nebyla v materiálovém listu specifikována. Viskozita se pro polyol s různou molární hmotností liší. Proto byla předpokládána viskozita shodná s viskozitou složky A. Viskozita složky A je  $\mu_A = 1,8 Pa \cdot s$  [46].

Následně je potřeba stanovit průtok a dobu vyprázdnění nádrže pro jednotlivé složky. Objemový tok kapaliny v trubici je možné pro předpoklad laminárního proudění určit pomocí Hagenova-Poiseuillova zákona jako:

$$Q = \frac{\Delta p \cdot \pi \cdot r^4}{8 \cdot \mu \cdot l} \quad (10.5)$$

Kde  $\Delta p$  je rozdíl tlaku na začátku a na konci,  $r$  je poloměr potrubí,  $l$  je délka potrubí a  $\mu$  je dynamická viskozita kapaliny.

Tento vztah je omezen na základě Bernoulliho rovnice, protože výsledná rychlost proudu  $v_{max}$  je omezena velikostí rozdílu tlaků, podmínka je dána jako:

$$\Delta p = \frac{1}{2} \cdot \rho \cdot v_{max}^2 = \frac{1}{2} \cdot \rho \cdot \left( \frac{Q_{max}}{\pi \cdot r^2} \right)^2 \quad (10.6)$$

Z čehož plyne:

$$Q_{max} = \pi \cdot r^2 \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \Delta p}{\rho}} \quad (10.7)$$

Protože v navrhované konfiguraci s nádržemi přímo přetlakovanými hnacím plynem bez jakékoliv regulace tlak s únikem náplně a nárůstem volného objemu klesá, není ani objemový tok daný vztahy (10.5) a (10.7) konstantní. Místo toho záleží na okamžitém přetlaku v nádrži. Jestliže je děj ve volném objemu nádrže považován vzhledem k jeho rychlé povaze za adiabatický, platí pro počáteční a libovolný další stav rovnice:

$$p = \frac{p_0 \cdot V_{p0}^\kappa}{V_p^\kappa} \quad (10.8)$$

Kde  $p_0$  je počáteční tlak plynu,  $V_{p0}$  je počáteční objem hnacího plynu a  $\kappa$  je Poissonova konstanta plynu. Tlak plynu v nádrži je dán jako:

$$p = \Delta p + p_{atm} \quad (10.9)$$

Kde  $p_{atm}$  je okolní atmosférický tlak. Počáteční objem hnacího plynu lze vyjádřit jako násobek objemu kapaliny v nádrži:

$$V_{p0} = V \cdot v_p \quad (10.10)$$

Kde  $V$  je objem kapaliny v nádrži a  $v_p$  je volený poměr objemu hnacího plynu k objemu kapaliny. Objem hnacího plynu se bude v čase s ubývající náplní nádrže vyvíjet jako:

$$V_p(t) = V_{p0} + \int_0^t Q(t) dt \quad (10.11)$$

Na základě vztahů (10.5) až (10.11) byl naprogramován skript v MATLABu, který simuluje únik tekutiny z nádrže po aktivaci. Výsledkem je čas vyprázdnění nádrží  $t_{end}$  stanovený podmínkou:

$$V_p(t_{end}) = (1 + v_p) \cdot V \quad (10.12)$$

Vstupními proměnnými jsou počáteční přetlak v nádrži  $\Delta p_0$ , poměr  $v_p$  a parametry potrubí  $r$  a  $L$ . Proměnné hnacího plynu ovlivňují skutečnost, jestli dojde k vyprázdnění nádrží před vyrovnáním tlaku, a rychlost děje. Na rychlost děje má významný vliv poloměr potrubí  $r$ .

S pomocí tohoto skriptu by bylo možné provádět ve spojení s pevnostním výpočtem nádrže a potrubí hmotnostní optimalizaci. To je mimo rozsah této práce. Jako příklad byla nalezena pouze jedna funkční konfigurace, která je uvedena v tab. 10.3. Délka potrubí vedoucího chemikálie byla odhadnuta z vytvořeného modelu, viz obr. 10.5.

Tab. 10.3 - Parametry nádrže

Počáteční přetlak $\Delta p_0$ [MPa]	Poměr $v_p$ [-]	Objem nádrže $V$ [l]	Poloměr potrubí $r$ [mm]	Délka potrubí $l$ [mm]	Čas vyprázdnění nádrže $t$ [s]
2,5	0,2	13,9	10	920	1,56

Výše uvedený čas vyprázdnění nádrže je teoretický, dalším faktorem je kapacita trysek. Požadovaný hmotnostní průtok pro cílový čas 10 s je:

$$Q_m = \frac{m}{t} = \frac{25,793}{10} = 2,8 \text{ kg/s} = 168 \text{ kg/min} \quad (10.13)$$

Maximální průtok běžně dostupných trysek pro aplikaci stavební polyuretanové pěny se pohybuje okolo 5 kg/min [47]. Takových trysek by muselo být použito minimálně 34. K průmyslovým zařízením pro výrobu PU pěny nejsou obvykle dostupná data. Je tedy možné učinit závěr, že by bylo potřeba zkonstruovat směšovací trysku podobnou zmiňovaným s vyšším průtokem.

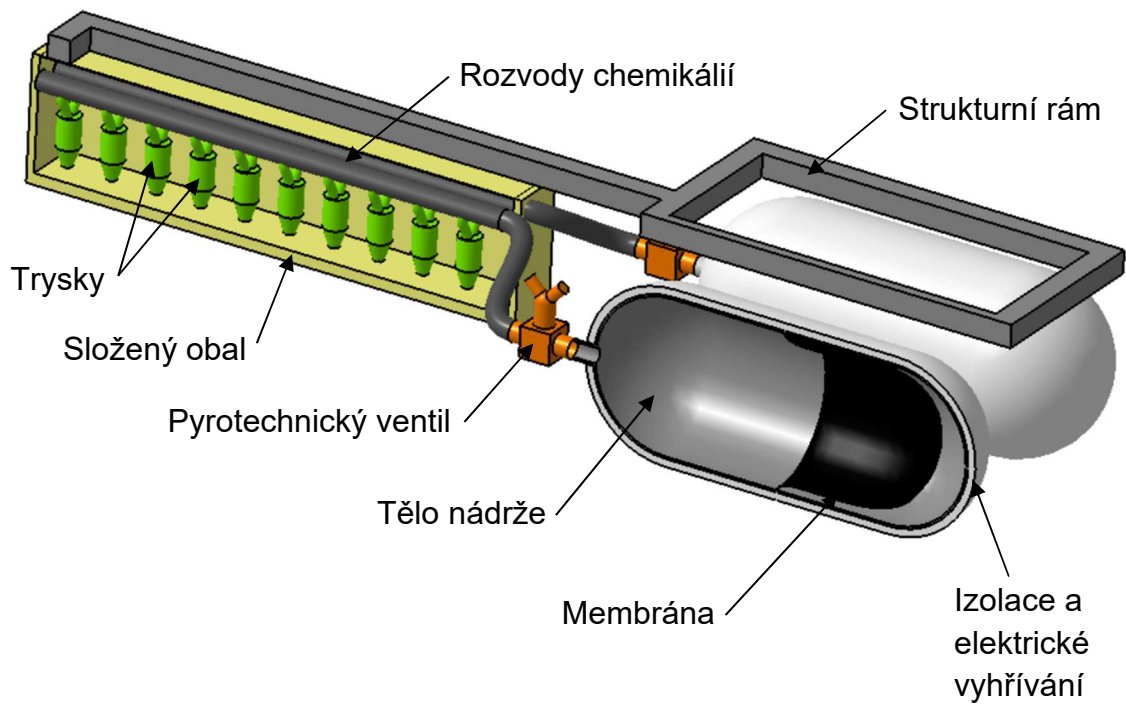
### Odhad hmotnosti

Celkovou hmotnost zařízení je obtížné odhadnout. Hmotnost samotné pěny a obalu predikuje výpočetní skript. Dalšími významnými položkami jsou tlakové nádrže na chemikálie, pyrotechnické ventily, potrubí vedoucí chemikálie, uchycení foambagu do draku letounu a aerodynamický kryt. Odhad hmotnosti jednotlivých prvků a celkové hmotnosti systému je uveden v tab. 10.4. Odhad je vytvořen zejména na základě existujících komponent s parametry podobnými požadovaným parametrům. To se týká nádrží [48], pyrotechnických ventilů [49] a vedení chemikálií [50]. Hmotnost strukturního rámu a aerodynamického krytu je odhadnuta na základě rozměrů daného prvku ve vytvořeném modelu a jednotkové hmotnosti rozměru. Podklady pro měrnou hmotnost kompozitního aerodynamického krytu poskytuje Hájek [3], pro nosnou strukturu z duralových profilů je možné použít např. zdroj [51]. Pro hmotnost trysek neexistují žádné podklady, jedná se tedy o hrubý odhad. Odhadovaná celková hmotnost systému 41,5 kg je přibližně 2,8krát vyšší než hmotnosti existujících projektů plynových airbagů (přibližně 15 kg, viz kapitola 4.4).

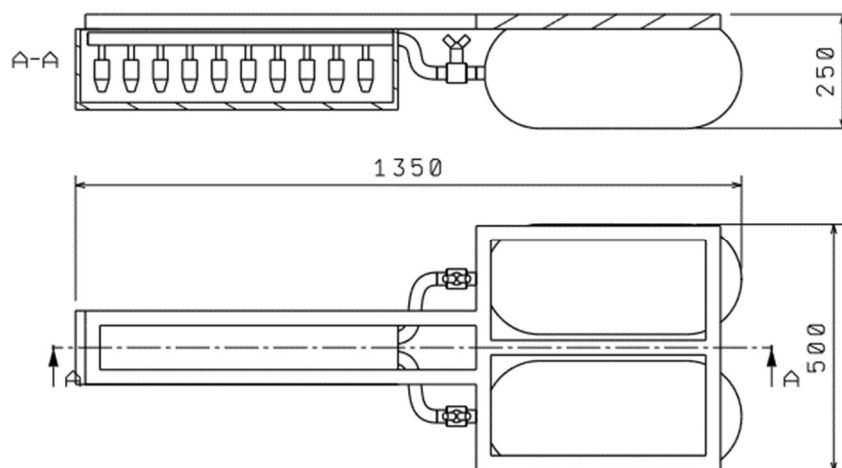
Tab. 10.4 - Odhad hmotnosti pro variantu 1

Součást	Počet jednotek	Jednotka	Hmotnost na jednotku [kg]	Hmotnost [kg]
Chemikálie	25,8	kg	-	25,80
Obal	1,3	kg	-	1,30
Nádrž	2	ks	4,300	8,60
Pyrotechnický ventil	2	ks	0,160	0,32
Vedení chemikálií	1,64	m	0,331	0,54
Tryska	10	ks	0,100	1,00
Rám	4,2	m	0,596	2,50
Aerodynamický kryt	1,84	m <sup>2</sup>	0,800	1,47
<b>Celková hmotnost</b>				<b>41,54</b>

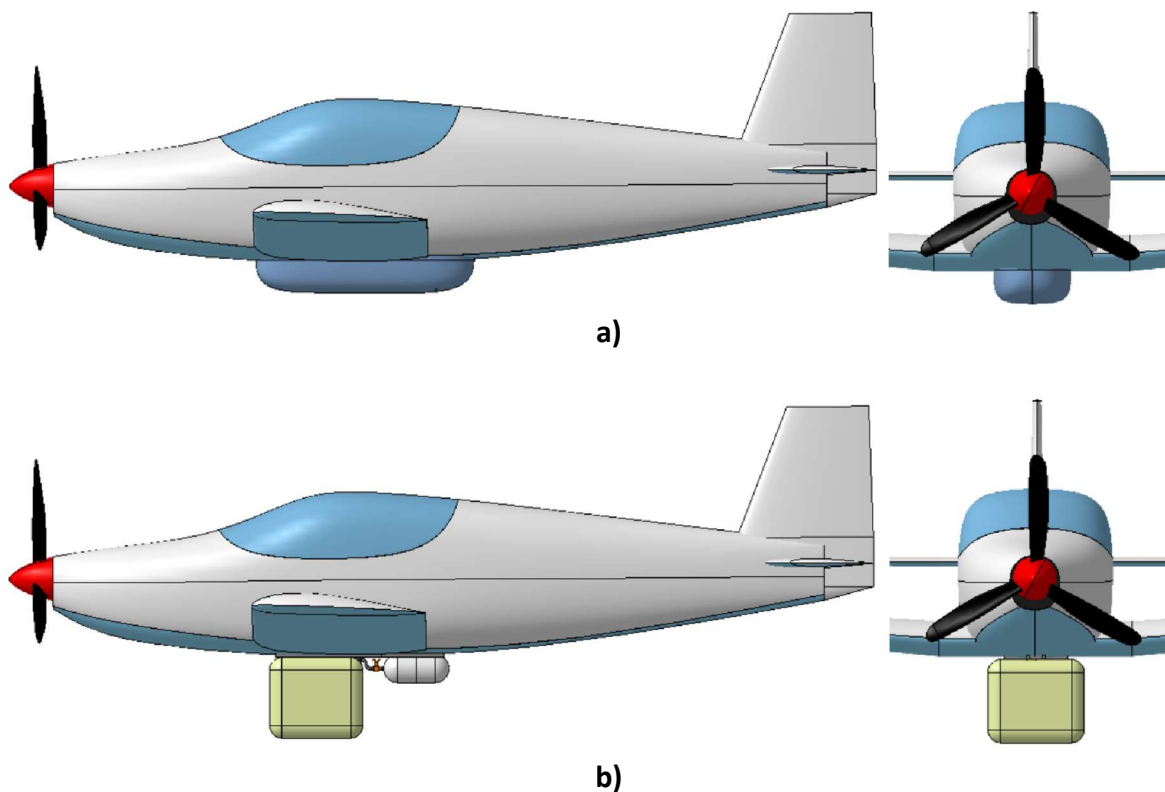
Nákres rozložení systému je uveden na obr. 10.5. Hlavní rozměry jsou uvedeny na obr. 10.6. Potenciální umístění na letounu je možné vidět na obr. 10.7.



Obr. 10.5 - Rozložení hlavních komponent, varianta 1, řez systémem



Obr. 10.6 - Hlavní rozměry systému, varianta 1



Obr. 10.7 - Instalace systému na letounu – a) před aktivací, b) po aktivaci

### 10.3.2 Varianta 2

Varianta 2 zahrnuje několik menších nádržek s chemikáliemi, každá z nich plní přes vlastní směšovací trysku jeden vnitřní segment foambagu. Po rozbalení vnějšího obalu foambagu se tyto nádržky nachází uvnitř vznikajícího objemu pěny. Plyn pro pohon chemikálií je získáván z pyrotechnické nálože podobné hnací patroně automobilového airbagu. Tímto způsobem může být potenciálně zajištěna lepší homogenita pěny vlivem kontroly proudění reagujících chemikálií ve foambagu, čas od aktivace zařízení do vytlačení celého objemu chemikálií do foambagu se pravděpodobně sníží. Potenciální nevýhodou systému je vyšší počet komponent, které jsou z pohledu spolehlivosti sériový systém (pro správnou funkci foambagu je potřeba aktivace všech oddílů) – roste tedy požadavek na spolehlivost jednotlivých součástí (pyrotechnické nálože, systém aktivace). Vyhřívání nádrží může být zajištěné elektricky obdobně variantě 1.

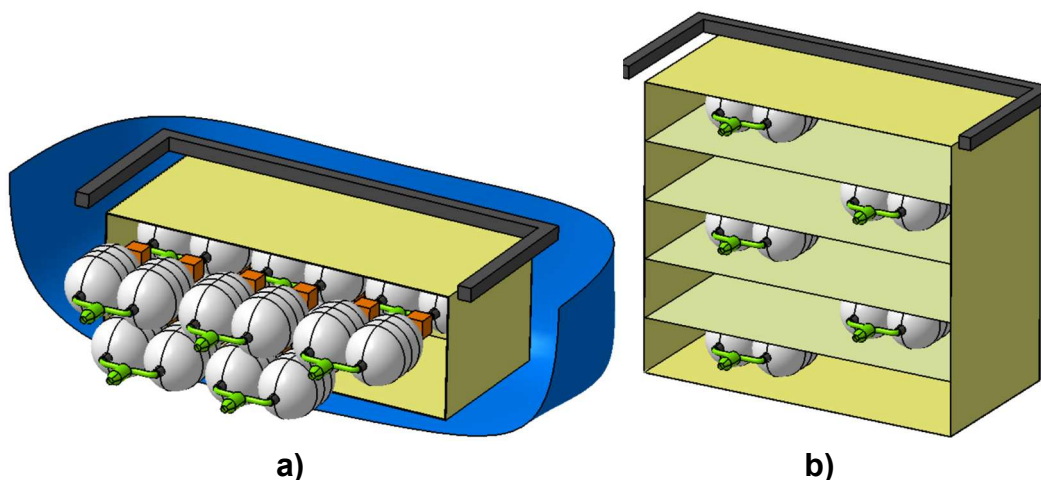
Odhad hmotnosti komponent je uveden v tab. 10.5. Přepočítány jsou odhady hmotnosti strukturních prvků a aerodynamického krytu na základě modelu. Pro nádrž předpokládáme podobný limit tlaku jako u varianty 1, odhad hmotnosti byl získán na základě podobnosti s existující součástí, použit byl zdroj [52]. Pro hmotnost pyrotechnické nálože neexistují použitelné zdroje, jedná se pouze o hrubý odhad.

Výsledná odhadovaná hmotnost systému ve variantě 2 53,6 kg je přibližně o 29 % vyšší než odhad hmotnosti varianty 1 (41,5 kg), je tedy možné ji předběžně považovat za méně výhodnou.

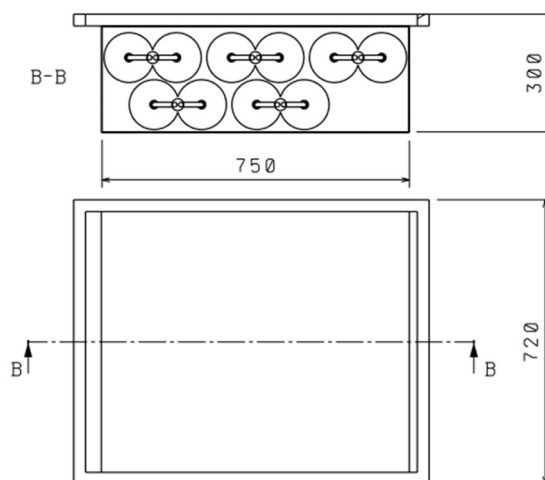
Tab. 10.5 - Odhad hmotnosti pro variantu 2

Součást	Počet jednotek	Jednotka	Hmotnost na jednotku [kg]	Hmotnost [kg]
Chemikálie	25,8	kg	-	25,80
Obal	1,3	kg	-	1,30
Nádrž	20	ks	0,9	18,00
Pyrotechnická hnací patrona	20	ks	0,200	4,00
Tryska	10	ks	0,100	1,00
Rám	3.1	m	0,596	1,85
Aerodynamický kryt	2,1	m <sup>2</sup>	0,800	1,65
<b>Celková hmotnost</b>				<b>53,60</b>

Nákres možného uspořádaní komponent před aktivací a po aktivaci je možné vidět na obr. 10.8. Hlavní rozměry pro tuto variantu je možné vidět na obr. 10.9.



Obr. 10.8 - Rozložení komponent, řez systémem, varianta 2 – a) před aktivací, b) po aktivaci



Obr. 10.9 - Hlavní rozměry, varianta 2

## 11. Závěr

Tato práce se zabývala předběžným návrhem systému využívajícího pěnu pro absorpci nárazu při havarijním přistání letounu za použití padákového záchranného zařízení. Cílem bylo provést rešerši materiálů používaných v letectví pro absorpci nárazu a příkladů jejich použití, dále provést energetickou rozvahu pěnového systému absorpce nárazu a koncepční návrh tohoto systému.

Práce obsahuje rešerši obvyklých podmínek použití padákových záchranných systémů a statistiku hmotnosti dostupných systémů v závislosti na hmotnosti letounu.

Dále byla provedena rešerše možných způsobů, jak řešit utlumení nárazu při padákovém přistání letounů, záchranných modulů, kosmických modulů a nákladu. Dva nalezené případy se zabývaly plynovým airbagem pro použití na ultralehkých letounech. Tyto případy byly použity pro porovnání s navrhovaným pěnovým systémem. Dále byl nalezen jeden dřívější pokus o návrh pěnového systému určeného pro přistání bezpilotního letounu. Z této studie vychází první varianta provedeného koncepčního návrhu.

Dále byla provedena analýza chování pěnových materiálů při nárazu a rešerše metod modelování jejich mechanických charakteristik. Byl zvolen Gibsonův materiálový model modifikovaný podle práce Avalleho. Volba byla provedena zejména pro intuitivnost modelu a jednoduchost práce s jeho parametry, zároveň dostatečně přesně popisuje chování materiálu (deformační křivku v tlaku). Data identifikovaná Avallem pro polyuretanovou pěnu byla použita jako výchozí materiálové parametry při návrhu foambagu. Byl proveden pokus o zahrnutí vlivu rychlosti zatěžování, dostupná data a zvolený způsob výpočtu však v této oblasti umožňují jen přibližné výsledky.

Zkoumán byl proces vzniku pěny zejména jeho charakteristické časy, okolní podmínky potřebné pro tvorbu pěny a vhodné podmínky pro skladování potřebných chemikálií.

Stěžejním bodem práce je vytvoření výpočetního skriptu v prostředí MATLAB, který provádí základní dimenzování foambagu. Na základě vložených materiálových parametrů, parametrů letounu a požadovaných podmínek dopadu počítá přípustné geometrické konfigurace foambagu včetně jejich hmotnosti. Zahrnuta byla také kontrola vlivu obalu foambagu na pohlcenou energii, jeho podíl se ukazuje být nepříliš významným, je tedy zanedbán. Tento výpočetní skript byl následně použit pro výpočet možných konfigurací foambagu pro definovaný případ – ultralehký letoun o vzletové hmotnosti 600 kg. Předběžný výpočet ukázal, že je pravděpodobně možné nalézt funkční konfiguraci foambagu s přijatelnou hmotností.

Protože zásadním požadavkem na foambag je jeho rychlá aktivace, bylo potřeba získat materiálové charakteristiky pěny, která může být vypěněna ve velmi krátkém čase. Byl nalezen obalový systém s polyuretanovou pěnou, který umožnil provést sérii materiálových zkoušek. Na této pění byl stanoven přibližný čas tvorby 10 s. Byly naměřeny materiálové charakteristiky v závislosti na hustotě pěny a rychlosti zatěžování. Pěna s vyšší hustotou byla uměle získána aktivací pěnového sáčku ve formě o určitém sníženém objemu. Bylo provedeno měření vlivu stárí pěny na její mechanické vlastnosti, tento vliv byl zahrnut do výpočetního modelu. Dále byl

proveden pokus s aktivací pěnového sáčku při snížené a zvýšené teplotě pro stanovení vlivu na reakční časy.

Se stanovenými materiálovými parametry byl proveden nový výpočet za použití vyvinutého MATLAB skriptu. Tento výpočet ukázal méně příznivé výsledky než předběžný výpočet, zejména co se týče hmotnosti foambagu. Z toho je možné učinit závěr, že by bylo žádoucí vyvinout pěnu s lepšími mechanickými charakteristikami při zachování rychlosti reakce.

Byly identifikovány základní konstrukční uzly navrhovaného systému a nastíněna jejich možná provedení. Vybrány byly dvě varianty, které byly rozpracovány podrobněji, byl proveden odhad jejich hmotnosti a vytvořeny nákresy sestavení hlavních komponent. Nižší hmotnost byla stanovena u varianty 1, v porovnání s návrhy plynových airbagů pro letouny stejné hmotnostní kategorie je nicméně přibližně 2,8krát vyšší.

Jako jeden z hlavních problémů navrhovaného systému je možné identifikovat rychlost tvorby pěny limitující minimální výšku použití systému. Dalším problémem v praktických podmínkách je potřeba údržby. Chemikálie tvořící pěnu mají v současné podobě ve vhodných skladovacích podmínkách životnost přibližně jeden rok. To klade vysoké nároky na pravidelné výměny chemikálií a zbavování se nádrží se starými chemikáliemi. V reálných podmínkách je také obtížné zaručit dodržení předepsaných podmínek skladování. Bylo by potřeba provést dlouhodobou studii s měřením teploty v místě zamýšleného umístění systému na letadle v běžném provozu.

V rámci dalšího výzkumu by bylo vhodné provést pádovou zkoušku systému o navržených parametrech v plném měřítku pro ověření výsledků výpočetního modelu. Z hlediska technologie překážka pro konstrukci funkčního prototypu navrhovaného zařízení neexistuje. Jeho praktičnost, zejména v porovnání s konkurenčními systémy plynových airbagů je však sporná.

## Použitá literatura

- [48] AIR ZENITH. *5-Gallon Air Tank* [online]. [cit. 2024-05-19]. Dostupné z: <https://air-zenith.com/product/5-gallon-air-tank/>
- [49] ARIANEGROUP. Pyrotechnic Valves for Space Propulsion Systems. *Space-propulsion.com* [online]. [cit. 2024-05-19]. Dostupné z: <https://www.space-propulsion.com/spacecraft-propulsion/valves/pyrotechnic-valve.html>
- [43] ASTM. D1621 – 16, *Standard Test Method for Compressive Properties of Rigid Cellular Plastics*. 2016.
- [30] AVALLE, Massimiliano, Giovanni BELINGARDI a Andrea IBBA. Mechanical models of cellular solids: Parameters identification from experimental tests. *International Journal of Impact Engineering* [online]. 2006, **34**(1), 3-27 [cit. 2024-04-12]. Dostupné z: doi:doi:10.1016/j.ijimpeng.2006.06.012
- [7] BALLISTIC RECOVERY SYSTEMS, INC. *OWNER'S MANUAL AND GENERAL INSTALLATION GUIDE FOR BRS-6™ EMERGENCY PARACHUTE RECOVERY SYSTEMS*. Rev. A. 2011. Part № 020002-01. Dostupné také z: [http://www.brs-vertrieb.de/wp-content/uploads/pdf/owners\\_manual.pdf](http://www.brs-vertrieb.de/wp-content/uploads/pdf/owners_manual.pdf)
- [42] BENDJABALLAH, D., A. BOUCHOUCHA, M. L. SAHLI a J-C. GELIN. Numerical analysis of side airbags deployment in out-of-position situations. *International Journal of Mechanical and Materials Engineering* [online]. 2017, **2017**(12) [cit. 2024-04-13]. Dostupné z: doi:10.1186/s40712-016-0070-2
- [12] CRAWFORD, Harry. *Survivable Impact Forces on Human Body Constrained by Full Body Harness* [online]. 2003 [cit. 2024-04-09]. Dostupné z: [https://www.c2safety.com/wp-content/uploads/2020/05/belastning\\_vid\\_fall\\_och\\_falldampare.pdf](https://www.c2safety.com/wp-content/uploads/2020/05/belastning_vid_fall_och_falldampare.pdf)
- [47] DUPONT FROTH-PAK. *DuPont™ Froth-Pak™ Foam Systems 180/600* [online]. [cit. 2024-05-19]. Dostupné z: <https://www.dupont.co.uk/content/dam/dupont/amer/us/en/performance-building-solutions/public/documents/en/TDS-FrothPakFoamSystems-180-600-EN.pdf>
- [51] EHLINIK.CZ. *Hliníkový jeří 30x30x2* [online]. [cit. 2024-05-19]. Dostupné z: <https://www.ehlinik.cz/ploche-a-ctvercove-hlinikove-tyce-plochace-hranoly/kat-K300000101.html>
- [13] EIBAND, Martin. NASA. *Human Tolerance to Rapidly Applied Accelerations: A Summary of the Literature* [online]. 1959 [cit. 2024-04-09]. Dostupné z: <https://ntrs.nasa.gov/citations/19980228043>
- [8] EUROPEAN AVIATION SAFETY AGENCY. *Certification Specifications and Acceptable Means of Compliance for Large Aeroplanes*. Amendment 11. 2011.
- [9] EUROPEAN AVIATION SAFETY AGENCY. *Certification Specifications for Normal, Utility, Aerobatic, and Commuter Category Aeroplanes*. Amendment 3. 2012.

- [37] FARUQUE, Omar, Nengquan LIU a Clifford C. CHOU. Strain Rate Dependent Foam - Constitutive Modeling and Applications. *JOURNAL OF MATERIALS & MANUFACTURING* [online]. 1997, **1997**(106), 904-912 [cit. 2024-04-13]. Dostupné z: <https://www.jstor.org/stable/44657639>
- [20] FASANELLA, Edwin L. NASA LANGLEY RESEARCH CENTER. *Multi-Terrain Earth Landing Systems Applicable for Manned Space Capsules* [online]. 2008 [cit. 2024-04-15]. LF99-6941. Dostupné z: <https://ntrs.nasa.gov/citations/20090026491>
- [10] FEDERAL AVIATION ADMINISTRATION. *Dynamic Evaluation of Seat Restraint Systems and Occupant Protection on Transport Airplanes*. Change 1. 2006.
- [11] FEDERAL AVIATION ADMINISTRATION. *Dynamic Testing of Part 23 Airplane Seat/Restraint Systems and Occupant Protection*. 1989.
- [6] GALAXY GRS. *Technické parametry* [online]. [cit. 2024-04-09]. Dostupné z: <http://www.galaxysky.cz/technicke-parametry-s26-cz>
- [26] GIBSON, Lorna J. a Michael F. ASHBY. *Cellular solids: Structure and Properties*. Second Edition. Cambridge University Press, 1997. ISBN 0521495601.
- [31] GOGA, Vladimir. Testing and Application of New Phenomenological Material Model for Foam Materials. *Posterus* [online]. 2010, **3**(1), 1-11 [cit. 2024-04-12]. ISSN 1338-0087. Dostupné z: <http://www.posterus.sk/?p=3923>
- [50] GUMEX. *TUBIPRESS 20 BAR - Hadice na postřikovače* [online]. [cit. 2024-05-19]. Dostupné z: <https://www.gumex.cz/h/tubipress-20-bar-hadice-na-postrikovace-01156#sekce=variant-table-placeholder>
- [3] HÁJEK, Tomáš. *Implementace prvků pasivní bezpečnosti do záchranných systémů malých letounů*. Brno, 2022. Disertační práce. Vysoké učení technické v Brně.
- [15] HEIMBS, Sebastian. *Energy Absorption in Aircraft Structures* [online]. 2012 [cit. 2024-04-09]. Dostupné z: [http://www.heimbs-online.de/Heimbs\\_2012\\_IWHEM.pdf](http://www.heimbs-online.de/Heimbs_2012_IWHEM.pdf)
- [23] HOLNICKI-SZULC, Jan, Rami FARAJ, Cezary GRACZYKOWSKI, et al. ADAPTIVE AIRBAG SYSTEMS FOR PROTECTION OF GENERAL AVIATION. In: *AeroBest 2023* [online]. Lisboa, 2003 [cit. 2024-04-15]. Dostupné z: <https://www.ippt.pan.pl/repository/open/o8462.pdf>
- [25] ILC DOVER. *Impact Bags* [online]. [cit. 2024-04-15]. Dostupné z: <https://www.ilcdover.com/products/impact-bags/>
- [21] JACKSON, Karen E., Richard L. BOITNOTT, Edwin L. FASANELLA, Lisa E. JONES a Karen H. LYLE. *A History of Full-Scale Aircraft and Rotorcraft Crash Testing and Simulation at NASA Langley Research Center* [online]. 2006 [cit. 2024-04-15]. Dostupné z: <https://www.researchgate.net/publication/237133544>
- [36] JEONG, Kwang Young, Seong Sik CHEON a Mahbubul Bisit MUNSHI. A constitutive model for polyurethane foam with strain rate sensitivit. *Journal of*

- Mechanical Science and Technology* [online]. **26**(7) [cit. 2024-04-12]. Dostupné z: doi:10.1007/s12206-012-0509-1
- [34] JUNG, Seongmun. *Plot Digitizer for MATLAB* [online]. 2021 [cit. 2024-05-15]. Dostupné z: <https://www.mathworks.com/matlabcentral/fileexchange/97322-plot-digitizer-for-matlab>
- [18] KELLAS, Sotiris a Karen E. JACKSON. *Deployable System for Crash-Load Attenuation*. 2007. Dostupné také z: <https://ntrs.nasa.gov/citations/20070021731>
- [17] KELLAS, Sotiris a Karen E. JACKSON. NASA LANGLEY RESEARCH CENTER. *Full-Scale Crash Test of an MD-500 Helicopter with Deployable Energy Absorbers*. 2010. Dostupné také z: <https://ntrs.nasa.gov/search.jsp?R=20100019313>
- [1] KNACKE, Theo W. *Parachute Recovery Systems Design Manual*. Para Publishing, 1992. ISBN 0-915516-85-3.
- [35] KOUMLIS, S. a L. LAMBERSON. Strain Rate Dependent Compressive Response of Open Cell Polyurethane Foam. *Experimental Mechanics* [online]. 2019, **2019**(59), 1087-1103 [cit. 2024-04-13]. Dostupné z: doi:0.1007/s11340-019-00521-3
- [44] LABORTECH S.R.O. *Product Information: Electromechanical Testing Machines LabTest 6.500 – 6.600* [online]. Ver. 1.0. 2018 [cit. 2024-05-15]. Dostupné z: <https://www.labortech.cz/wp-content/uploads/2019/02/LabTest-6.500-6.600-v1.0-ENG-2017.pdf>
- [4] LETECKÁ AMATÉRSKÁ ASOCIACE ČESKÉ REPUBLIKY. ZS 2. LAA ČR [online]. [cit. 2024-04-20]. Dostupné z: <https://www.laacr.cz/predpisy/zs-2/#hlava4>
- [29] LI, Dawei, Wenhe LIAO, Ning DAI a Yi Min XIE. Comparison of Mechanical Properties and Energy Absorption of Sheet-Based and Strut-Based Gyroid Cellular Structures with Graded Densities. *Materials* [online]. 2019, **12**(13) [cit. 2024-04-12]. Dostupné z: doi:10.3390/ma12132183
- [39] LU, Wei-Yang, Bonnie ANTOUN, Mike NIELSEN, Weinong CHEN a Bo SONG. Strain Rate Dependence of Polyurethane Foam Materials. In: *U.S. Department of Energy Office of Scientific and Technical Information* [online]. 2008 [cit. 2024-04-12]. Dostupné z: <https://www.osti.gov/servlets/purl/1146385>
- [41] MARTER, A. D., A. S. DICKINSON, F. PIERRONE a M. BROWNE. A Practical Procedure for Measuring the Stiffness of Foam like Materials. *Experimental Techniques* [online]. 2018, **2018**(42), 439-452 [cit. 2024-04-13]. Dostupné z: doi:0.1007/s40799-018-0247-0
- [14] MCKENNEY, William R. *HUMAN TOLERANCE TO ABRUPT ACCELERATIONS: A SUMMARY OF THE LITERATURE* [online]. Dynamic Science, 1970 [cit. 2024-04-09]. Dostupné z: <https://apps.dtic.mil/sti/citations/AD0708916>
- [28] MCKINNON, Caitlin Alma. *Understanding the Reaction Kinetics of Polyurethane Flexible Foam*. Melbourne, 2022. Diplomová práce. Florida Institute of Technology.

- [16] MEHAFFIE, Stephen R. AIR FORCE FLIGHT DYNAMICS LAB WRIGHT-PATTERSON AFB. *INVESTIGATION OF A DEPLOYABLE POLYURETHANE FOAM GROUND IMPACT ATTENUATION SYSTEM FOR AEROSPACE VEHICLES* [online]. 1979 [cit. 2024-04-09]. AFFDL-TR-78~145. Dostupné z: <https://apps.dtic.mil/sti/citations/tr/ADA070077>
- [27] MINOGUE, Edel. *AN IN-SITU STUDY OF THE NUCLEATION PROCESS OF POLYURETHANE RIGID FOAM FORMATION*. Dublin, 2000. Disertační práce. Dublin City University.
- [45] OPPON, C., P. M. HACKNEY, I. SHYHA a M. Brikett. Effect of Varying Mixing Ratios and Pre-Heat Temperature on the Mechanical Properties of Polyurethane (PU) Foam. *Procedia Engineering* [online]. 2015, **132**, 701-708 [cit. 2024-05-19]. Dostupné z: doi:10.1016/j.proeng.2015.12.550
- [52] PACBRAKE. *HP10263 Basic 1/2 Gallon Air Tank Polished Aluminum* [online]. [cit. 2024-05-20]. Dostupné z: <https://pacbrake.com/hp10263-basic-12-gallon-air-tank-polished-aluminum.html>
- [2] PEJCHAR, Jan a Tomáš HÁJEK. MODERN METHODS OF PARACHUTE RESCUE SYSTEM TESTING. *24th International Conference ENGINEERING MECHANICS 2018* [online]. 2018, 665-668 [cit. 2024-04-09]. Dostupné z: doi:10.21495/91-8-665
- [40] RINDE, J. A. Poisson's Ratio for Rigid Plastic Foams. *JOURNAL OF APPLIED POLYMER SCIENCE*. 1970, **1970**(14), 1913-1926.
- [32] SEALED AIR CORPORATION. *Instapak Quick RT A - Material Safety Data Sheet* [online]. 2013 [cit. 2024-04-22]. Dostupné z: <https://www.physics.purdue.edu/primelab/safety/MSDS/Instapak%20Quick%20Tuff%20RT%20Component%20A.pdf>
- [33] SEALED AIR CORPORATION. *Instapak Quick RT B - Material Safety Data Sheet* [online]. 2013 [cit. 2024-04-22]. Dostupné z: <https://www.physics.purdue.edu/primelab/safety/MSDS/Instapak%20Quick%20Tuff%20RT%20Component%20B.pdf>
- [19] SHANE, S. Joseph. NASA. *Design and Testing of an Energy-Absorbing Crewseat for the F/FB-111 Aircraft: Volume I - Final Report* [online]. 1985 [cit. 2024-04-22]. Dostupné z: <https://ntrs.nasa.gov/api/citations/19850025820/downloads/19850025820.pdf>
- [46] SIGMA-ALDRICH. *Poly[(phenyl isocyanate)-co-formaldehyde]* [online]. [cit. 2024-05-19]. Dostupné z: <https://www.sigmaaldrich.com/CZ/en/product/aldrich/406597>
- [38] SONG, Bo, Weinong W. CHEN, Songbai DOU, Nancy A. WINFREE a Joseph H. KANG. *Strain-rate effects on elastic and early cell-collapse responses of a polystyrene foam* [online]. 2004, **2005**(31), 509-531 [cit. 2024-04-13]. Dostupné z: doi:10.1016/j.ijimpeng.2004.02.003

- [5] STRATOS 07 S.R.O. *Summary of all rescue systems* [online]. [cit. 2024-04-09]. Dostupné z: <https://www.stratos07.cz/en/rescue-systems-for-aircraft/summary-of-all-rescue-systems>
- [22] Teledyne Ryan AQM-34V Firebee. *Valka.cz* [online]. [cit. 2024-04-15]. Dostupné z: <https://www.valka.cz/Teledyne-Ryan-AQM-34V-Firebee-t69687>
- [24] THE BOEING COMPANY. *Commercial Crew Transportation System (CCTS) Environmental Assessment For the Boeing Starliner Launch from Cape Canaveral Air Force Station and Landing and Recovery at the U.S. Army White Sands Missile Range* [online]. 2019 [cit. 2024-04-15]. DCC1-01290-01. Dostupné z: <https://ntrspublic.grc.nasa.gov/main/CCAFS-WSMR%20Environmental%20Assessment%20Final%206-4-19%20Rev2.pdf>

## Seznam zkratek

### Zkratka

PE

PMI

PU

PVC

PZZ

### Význam

Polyethylen

Polymethakrylimid

Polyuretan

Polyvinylchlorid

Padákové záchranné zařízení

## Seznam hlavních veličin

$a$	$[-]$	Koeficient regresní funkce pro hmotnost PZZ
$A$	$[MPa]$	Koeficient Rushova modelu
$b$	$[-]$	Koeficient regresní funkce pro hmotnost PZZ
$B$	$[MPa]$	Koeficient Rushova modelu
$C_D$	$\left[ \frac{m^3}{kg} \right]$	Koeficient přetvoření na počátku densifikace
$C_E$	$\left[ \frac{MN \cdot m^4}{kg^2} \right]$	Koeficient modulu pružnosti
$C_h$	$\left[ \frac{MN \cdot m}{kg} \right]$	Koeficient skonu oblasti plateau
$C_y$	$\left[ \frac{MN \cdot m^{\frac{5}{2}}}{kg^{\frac{3}{2}}} \right]$	Koeficient meze kluzu
$D$	$[-]$	Koeficient oblasti densifikace
$d_{buňka}$	$[mm]$	Velikost buňky pěny
$d_{ref}$	$[mm]$	Referenční rozměr
$D_0$	$[m]$	Průměr vrchlíku padáku
$E$	$[MPa]$	Modul pružnosti v tahu
$E_C$	$[J]$	Celková mechanická energie
$E_D$	$[J]$	Deformační energie
$E_{DT}$	$[J]$	Deformační energie v příčném směru
$E_{Df}$	$[J]$	Deformační energie obalu foambagu
$E_f$	$[MPa]$	Modul pružnosti tkaniny obalu
$E_K$	$[J]$	Kinetická energie
$E_P$	$[J]$	Potenciální energie
$E_s$	$[MPa]$	Modul pružnosti základního materiálu pěny
$F_D$	$[N]$	Brzdná síla
$g$	$[m/s^2]$	Tíhové zrychlení
$G$	$[MPa]$	Modul pružnosti ve smyku
$h$	$[MPa]$	Sklon plastické oblasti
$H$	$[m]$	Výška bloku pěny
$k_h$	$[-]$	Součinitel změny obvodu horizontálního řezu
$k_{t,20s}$	$[-]$	Koeficient vlivu stárí pěny pro čas 20 s
$k_v$	$[-]$	Součinitel změny obvodu vertikálního řezu
$k_1$	$[-]$	Exponent vlivu stárí pěny

$k_2$	[-]	Exponent vlivu stáří pěny
$L$	[m]	Rozměr podstavy bloku pěny
$l$	[mm]	Délka potrubí
$L_0$	[m]	Počáteční délka
$m$	[kg]	Hmotnost pěny
$m$	[-]	Koeficient vztahu pro vliv rychlosti zatěžování
$m$	[-]	Exponent oblasti densifikace
$m$	[-]	Exponent Rushova modelu
$M$	[-]	Koeficient vlivu rychlosti zatěžování
$m_A$	[kg]	Hmotnost složky pěny A
$m_{celková}$	[kg]	Hmotnost systému foambagu + PZZ
$m_f$	[kg]	Hmotnost obalu foambagu
$m_R$	[kg]	Hmotnost PZZ
$m_{TOW}$	[kg]	Vzletová hmotnost letounu
$n$	[-]	Násobek zatížení v těžišti
$n$	[-]	Padáková konstanta
$n$	[-]	Exponent Rushova modelu
$N$	[-]	Počet buněk
$o_h$	[m]	Obvod bloku pěny v horizontálním řezu
$o_v$	[m]	Obvod bloku pěny ve vertikálním řezu
$p_{atm}$	[MPa]	Atmosférický tlak
$p_0$	[MPa]	Tlak plynu v buňkách pěny
$Q$	[m <sup>3</sup> /s]	Objemový tok
$Q_m$	[kg/s]	Hmotnostní průtok
$Q_{max}$	[kg/s]	Maximální hmotnostní průtok
$r$	[mm]	Poloměr potrubí
$s$	[m]	Stlačení deformační zóny absorberu energie
$S$	[m <sup>2</sup> ]	Kontaktní plocha foambagu
$t$	[s]	Doba vyprázdnění nádrže s chemikálií
$t_f$	[mm]	Tloušťka tkaniny obalu foambagu
$t_f$	[s]	Doba aktivace PZZ
$v$	[m/s]	Rychlost letu
$v_A$	[-]	Objemový poměr složky pěny A
$v_B$	[-]	Objemový poměr složky pěny B
$v_{max}$	[m/s]	Maximální rychlost výtoku kapaliny

$v_p$	[–]	Poměr objemu hanciho plynu
$v_{ref}$	[m/s]	Výchozí rychlost ustáleného klesání
$v_0$	[m/s]	Počáteční rychlost
$v_1$	[m/s]	Počáteční rychlost dopadu
$v_2$	[m/s]	Koncová rychlost dopadu
$V$	[m <sup>3</sup> ]	Objem
$V_A$	[m <sup>3</sup> ]	Objem složky pěny A
$V_B$	[m <sup>3</sup> ]	Objem složky pěny B
$V_f$	[m <sup>3</sup> ]	Aktivní objem tkaniny foambagu
$V_{forma}$	[m <sup>3</sup> ]	Objem formy
$V_p$	[m <sup>3</sup> ]	Objem hnacího plynu
$W_{DT}$	[J/m <sup>3</sup> ]	Měrná energie příčné deformace pěny
$W_f$	[J/m <sup>3</sup> ]	Měrná energie pohlcená obalem foambagu
$\Delta L$	[m]	Změna délky
$\Delta p$	[MPa]	Přetlak
$\Delta H$	[m]	Stlačení foambagu
$\varepsilon$	[–]	Přetvoření
$\dot{\varepsilon}$	[s <sup>-1</sup> ]	Rychlost zatěžování
$\varepsilon_D$	[–]	Přetvoření na počátku oblasti densifikace
$\varepsilon_e$	[–]	Přetvoření na konci elastické oblasti
$\varepsilon_f$	[–]	Přetvoření tkaniny obalu foambagu
$\varepsilon_{max}$	[–]	Maximální přetvoření bloku pěny
$\varepsilon_T$	[–]	Příčné přetvoření bloku pěny
$\varepsilon_{T,max}$	[–]	Maximální příčné přetvoření bloku pěny
$\varepsilon_x$	[–]	Přetvoření v podélném směru
$\varepsilon_y$	[–]	Přetvoření v příčném směru
$\dot{\varepsilon}_0$	[s <sup>-1</sup> ]	Počáteční rychlost zatěžování
$\eta$	[–]	Účinnost absorberu energie
$\Phi$	[–]	Poměr otevřených a uzavřených buněk pěny
$\kappa$	[–]	Poissonova konstanta plynu
$\mu$	[–]	Poissonův poměr
$\mu$	[Pa · s]	Dynamická viskozita
$\rho$	[kg/m <sup>3</sup> ]	Hustota
$\rho_A$	[kg/m <sup>3</sup> ]	Hustota složky pěny A
$\rho_B$	[kg/m <sup>3</sup> ]	Hustota složky pěny B

$\rho_f$	$[kg/m^3]$	Hustota tkaniny obalu
$\rho_{forma}$	$[kg/m^3]$	Cílová hustota pěny ve formě
$\rho_s$	$[kg/m^3]$	Hustota základního materiálu pěny
$\rho_0$	$[kg/m^3]$	Nominální hustota pěny
$\sigma$	$[MPa]$	Napětí
$\sigma_D$	$[MPa]$	Napětí v oblasti densifikace
$\sigma_E$	$[MPa]$	Napětí v elastické oblasti
$\sigma_{lim}$	$[MPa]$	Maximální přípustné napětí
$\sigma_{max}$	$[MPa]$	Napětí na vytvrzené pěně
$\sigma_p$	$[MPa]$	Napětí v plastické oblasti, Modifikovaný Gibsonův model
$\sigma_{pl}$	$[MPa]$	Napětí v oblasti plateau
$\sigma_{p0}$	$[MPa]$	Napětí v plastické oblasti, Gibsonův model
$\sigma_{yf}$	$[MPa]$	Mez kluzu tkaniny obalu foambagu
$\sigma_{ys}$	$[MPa]$	Mez kluzu základního materiálu pěny

## Seznam obrázků

Obr. 2.1 - Statistika výšky aktivace PZZ [2] .....	12
Obr. 2.2 - Obálka použitelnosti záchranných systémů [3].....	13
Obr. 2.3 - Závislost hmotnosti PZZ na vzletové hmotnosti, regresní funkce .....	15
Obr. 3.1 - Požadavky na testování zádržných systémů [11].....	16
Obr. 3.2 - Eibandovy křivky [13].....	17
Obr. 4.1 - Analýza hmotnosti padákových systémů, airbagů a brzdících raket [1]....	19
Obr. 4.2 - Typy energií nárazu pohlcujících struktur [15] .....	20
Obr. 4.3 - Typy energií nárazu pohlcujících struktur [15] .....	21
Obr. 4.4 - Charakteristická voštinová struktura a její hlavní směry [1] .....	21
Obr. 4.5 - Typický pracovní diagram airbagu [1].....	22
Obr. 4.6 - Nárazové testy záchranného modulu F-111 [21] .....	23
Obr. 4.7 - AQM-34V [22].....	23
Obr. 4.8 - Systém airbagu SOFTLAND na letounu Skylander [23].....	24
Obr. 4.9 - Systém airbagu pro TL STREAM [3] .....	24
Obr. 4.10 - Zatížení působící na simulovanou posádku helikoptéry při pádové zkoušce s absorpčním systémem a bez něj [17] .....	25
Obr. 4.11 - Testovací setup, helikoptéra MD-500 [17].....	25
Obr. 4.12 - Boeing Starliner po přistání [25] .....	26
Obr. 4.13 - Airbagy přistávacího modulu Mars Exploration Rover [20].....	26
Obr. 4.14 - Náskres zařízení [16] .....	29
Obr. 5.1 - Pěna s otevřenou (vlevo) a uzavřenou (vpravo) strukturou [26] .....	31
Obr. 5.2 - Specifická energie pohlcená pěnou [29].....	31
Obr. 5.3 - Porovnání přesnosti modelů [30].....	34
Obr. 6.1 - Fáze tvorby pěny [28].....	36
Obr. 7.1 - Změna tvaru vzorku vlivem lokálního omezení příčné deformace [41].....	41
Obr. 7.2 - Silová rovnováha příčné deformace pěny a obalu.....	43
Obr. 7.3 - Blokové schéma výpočetního skriptu .....	48
Obr. 8.1 - Hmotnost foambagu, prvotní výpočetní případ.....	49
Obr. 8.2 - Objem foambagu, prvotní výpočetní případ.....	50
Obr. 8.3 - Plocha foambagu, prvotní výpočetní případ .....	50
Obr. 8.4 - Výška foambagu, prvotní výpočetní případ .....	50
Obr. 9.1 - Sáček před aktivací .....	52
Obr. 9.2 - Zkušební vzorek .....	53
Obr. 9.3 - Zkušební vzorky – přechodová a pozdější varianta značek .....	54
Obr. 9.4 - Vzorek ve zkušební stroji, zapojení siloměru.....	54
Obr. 9.5 - Instalace optického systému .....	54
Obr. 9.6 - Deformační křivky vzorků série 0.....	56
Obr. 9.7 - Forma na řízené vypěňování .....	57
Obr. 9.8 - Naměřené deformační křivky a průměrná hodnota, hustotní třídy .....	59
Obr. 9.9 - Porovnání deformačních křivek v závislosti na hustotě .....	60
Obr. 9.10 - Závislost deformační křivky na rychlosti zatěžování .....	62
Obr. 9.11 - Závislost deformační křivky na rychlosti zatěžování, výběr .....	62

Obr. 9.12 - Deformační křivky pro vzorky různého stáří .....	64
Obr. 9.13 - Závislost napětí na čase pro $\varepsilon = 0,2$ .....	65
Obr. 9.14 - Porovnání vzorků aktivovaných za různých teplot.....	66
Obr. 9.15 - Fotografie buněčné struktury, analýza velikosti buňky .....	68
Obr. 10.1 - Hmotnost možných konfigurací foambagu s novými parametry .....	70
Obr. 10.2 - Objem možných konfigurací foambagu s novými parametry .....	70
Obr. 10.3 - Kontaktní plocha možných konfigurací s novými parametry.....	71
Obr. 10.4 - Výška možných konfigurací foambagu s novými parametry.....	71
Obr. 10.5 - Rozložení hlavních komponent, varianta 1, řez systémem.....	77
Obr. 10.6 - Hlavní rozměry systému, varianta 1 .....	77
Obr. 10.7 - Instalace systému na letounu – a) před aktivací, b) po aktivaci.....	78
Obr. 10.8 - Rozložení komponent, řez systémem, varianta 2 .....	79
Obr. 10.9 - Hlavní rozměry, varianta 2.....	79

## Seznam tabulek

Tab. 2.1 - Hmotnosti balistických záchranných zařízení, podle [5], [6], [7] .....	14
Tab. 3.1 - Limitní hodnoty působícího zrychlení [3] .....	16
Tab. 7.1 - Parametry modifikovaného Gibsonova modelu pro PU pěnu [30].....	38
Tab. 7.2 - Konstanty závislosti na rychlosti zatěžování, $\varepsilon_0 = 0,02 s^{-1}$ .....	40
Tab. 7.3 - Poissonův poměr pro PU pěny [40].....	41
Tab. 7.4 - Základní mechanické vlastnosti tkanin automobilových airbagů [42] .....	42
Tab. 9.1 - Parametry stroje LabTest 6.500 [44] .....	53
Tab. 9.2 - Rozdělení vzorků do hustotních tříd .....	58
Tab. 9.3 - Parametry vzorků sérií 1-5 .....	58
Tab. 9.4 - Koeficienty Gibsonova modelu určené na základě měření.....	60
Tab. 9.5 - Parametry vzorků použitých pro závislost na rychlosti zatěžování.....	61
Tab. 9.6 - Stáří vzorků v době zkoušky .....	63
Tab. 9.7 - Koeficienty závislosti mechanických vlastností na stáří pěny .....	65
Tab. 9.8 - Parametry rychlosti reakce .....	66
Tab. 10.1 - Základní parametry foambagu, hustota $80 \text{ kg/m}^3$ .....	71
Tab. 10.2 - Parametry složek pěny .....	74
Tab. 10.3 - Parametry nádrže.....	75
Tab. 10.4 - Odhad hmotnosti pro variantu 1 .....	76
Tab. 10.5 - Odhad hmotnosti pro variantu 2 .....	79

## **Seznam příloh**

Příloha A: Výpočetní model

Příloha B: Soubor dat získaných měření