

UNIVERZITA PARDUBICE
DOPRAVNÍ FAKULTA JANA PERNERA
KATEDRA MECHANIKY, MATERIÁLŮ A ČÁSTÍ STROJŮ

VLIV POČÁTEČNÍCH IMPERFEKČÍ NA PEVNOST A STABILITU TENKOSTĚNNÝCH
SKOŘEPINOVÝCH KONSTRUKCÍ

DISERTAČNÍ PRÁCE

AUTOR PRÁCE: Ing. Petr Tomek
ŠKOLITEL: doc. Ing. Petr Paščenko, Ph. D.

2012

Prohlašuji:

Tuto práci jsem vypracoval samostatně. Veškeré literární prameny a informace, které jsem v práci využil, jsou uvedeny v seznamu použité literatury. Byl jsem seznámen s tím, že se na moji práci vztahují práva a povinnosti vyplývající ze zákona č. 121/2000 Sb., autorský zákon, zejména se skutečností, že Univerzita Pardubice má právo na uzavření licenční smlouvy o užití této práce jako školního díla podle § 60 odst. 1 autorského zákona, a s tím, že pokud dojde k užití této práce mnou nebo bude poskytnuta licence o užití jinému subjektu, je Univerzita Pardubice oprávněna ode mne požadovat přiměřený příspěvek na úhradu nákladů, které na vytvoření díla vynaložila, a to podle okolností až do jejich skutečné výše.

Souhlasím s prezenčním zpřístupněním své práce v Univerzitní knihovně.

V Pohoří dne 5. 1. 2012

Ing. Petr Tomek.....

Poděkování

Touto cestou bych rád poděkoval školiteli doc. Ing. Petru Paščenkovi, Ph. D. za odborné konzultace a cenné rady a připomínky.

ANOTACE

Tato práce se zabývá vlivem počátečních imperfekcí na ztrátu stability tenkostěnných skořepinových konstrukcí. Zkoumaný případ je omezen na prostě podepřený kulový vrchlík zatížený rovnoměrným vnějším přetlakem. Kulový vrchlík je vyztužen obvodovým prstencem.

KLÍČOVÁ SLOVA

kulový vrchlík, ztráta stability, imperfekce, numerická analýza, MKP

TITLE

INFLUENCE OF THE INITIAL IMPERFECTIONS ON THE STRENGTH AND STABILITY OF THE THIN-WALLED STRUCTURES

ANNOTATION

This work deals with influence of the initial imperfections on the loss of stability of thin - walled structures. The problem is limited on the simply supported spherical cap subjected to external pressure. The spherical cap is stiffened by a circumferential ring.

KEYWORDS

Spherical cap, loss of stability, imperfections, numerical analysis, FEM

Petr TOMEK, Ing., Univerzita Pardubice – Dopravní fakulta Jana Pernera, katedra mechaniky, materiálů a částí strojů, email: petr.tomek@upce.cz

Obsah

1. Úvod.....	9
2. Analýza současného stavu v oblasti tématu disertační práce.....	10
2.1 Ztráta stability u tenkostěnných skořepinových konstrukcí	10
2.1.1 Typy a označení numerických analýz	11
2.2 Počáteční imperfekce.....	13
2.3 Současný stav řešení ztráty stability kulového vrchlíku.....	15
2.3.1 Stanovení kritického přetlaku úplné kulové skořepiny	17
2.3.2 Výpočet únosnosti kulového vrchlíku dle ECCS (autor W. Wunderlich)	20
2.3.3 Okrajové podmínky.....	21
2.3.4 Elastická kritická únosnost při boulení	22
2.3.5 Plastická referenční únosnost	24
2.3.6 Charakteristická amplituda imperfekce.....	26
2.3.7 Redukční součinitel pružné imperfekce	27
2.3.8 Poměrná štíhlost - λ	28
2.3.9 Plastická mezní poměrná štíhlost – λ_p	28
2.3.10 Součinitel boulení pro pružně – plastické účinky	29
2.3.11 Charakteristická únosnost při boulení	30
2.3.12 Návrhová únosnost při boulení.	31
2.3.13 Shrnutí	32
3. Definice cílů disertační práce na základě analýzy současného stavu	33
4. Ověření výsledků MKP programů. [22], [24], [25], [26]	34
4.1 Válcová skořepina bez počátečních imperfekcí	34
4.1.1 Experimentální model	35
4.1.2 Numerický model válcové skořepiny.....	36
4.1.3 Vyhodnocení	36
4.2 Válcová skořepina s geometrickou počáteční imperfekcí.	38
4.2.1 Numerický model ideální válcové skořepiny – bez počátečních imperfekcí.....	38
4.2.2 Numerický model reálné skořepiny	39
4.2.3 Experimentální model	39
4.2.4 Vyhodnocení	39

5.	Vliv umístění geometrické počáteční imperfekce (prohlubně) na ztrátu stability kulového vrchlíku [23].....	42
5.1	Příklad provedené numerické analýzy s vlivem materiálové nelinearity	45
5.1.1	Kulový vrchlík s centrální geometrickou imperfekcí.....	45
5.1.2	Kulový vrchlík s boční geometrickou imperfekcí.....	45
5.2	Vyhodnocení.....	47
6.	Vliv natočení a radiálního posuvu obvodového prstence na ztrátu stability kulového vrchlíku.....	48
6.1	Vliv natočení obvodového prstence	48
6.2	Vliv radiálního posuvu prstence	49
6.3	Vyhodnocení.....	51
7.	Příprava experimentu – vývoj zkušebního zařízení	52
7.1	Zkušební zařízení.....	52
7.2	Numerický model	53
7.3	Experimentální model.....	55
7.4	Vyhodnocení.....	56
8.	Vliv počáteční imperfekce na ztrátu stability kulového vrchlíku vyztuženého obvodovým prstencem	58
8.1	Stanovení redukčního faktoru α – model střechy	59
8.1.1	Stanovení redukčního faktoru α – neomezená tangenciální rotace okraje vrchlíku	61
8.1.2	Stanovení redukčního faktoru α – zamezená tangenciální rotace okraje vrchlíku	61
8.1.3	Vyhodnocení	64
8.2	Numerický výpočet zkušebního vzorku	65
8.2.1	Vyhodnocení	67
9.	Z obecnění výsledků numerických analýz.....	68
9.1	Radiální tuhost prstence – parametr A/r	69
9.2	Radiální tuhost prstence – parametr $A/(r \cdot t_c)$	71
9.2.1	Numerický model kulového vrchlíku typ A.....	75
9.2.2	Numerický model vrchlíku typ B.....	78
9.2.3	Vyhodnocení	80
9.3	Využití výsledků v praxi.....	82
10.	Modifikace zkušebního zařízení a zkušebních vzorků.....	83
10.1	První modifikace zkušebního zařízení a zkušebních vzorků.....	83

10.2	Druhá modifikace zkušebního zařízení	83
10.3	Vyhodnocení.....	85
11.	Závěr.....	86
11.1	Stručný souhrn disertační práce.....	86
11.2	Vědecko – technický přínos disertační práce	87
11.3	Uplatnění výsledků v praxi.....	88
11.4	Cíle budoucího výzkumu.....	88
12.	Seznam použité literatury	90
13.	Uvedení vlastních publikací disertanta souvisejících s tématem disertační práce	92
14.	Seznam obrázků	93
15.	Seznam tabulek	96

Tab. 1: Seznam použitých fyzikálních veličin.

Veličina	Popis	Jednotka
A	Plocha průřezu obvodového prstence vrchlíku	mm^2
b	Jednotková šířka prstence.	mm
D	Průměr základní kružnice kulového vrchlíku	mm
D_t	Desková tuhost	Nmm
E	Modul pružnosti v tahu (tlaku)	MPa
E_{tan}	Tangenciální modul zpevnění	MPa
e	Excentricita	mm
F_x	Radiální síla působící na okraji vrchlíku	N
F_y	Osová síla působící na okraji vrchlíku	N
\tilde{F}_x	Radiální síla na jednotku obvodu okraje vrchlíku	N/mm
F_ϑ	Meridiánová síla	N
k_p	Tuhost obvodového prstence.	N/mm
l_g	Délka šablony pro měření imperfekcí	mm
M	Ohybový moment na jednotku obvodu prstence	Nmm^2
p	Vnější přetlak	MPa
p_{in}	Vnitřní přetlak	MPa
p_{Rcr}	Kritický přetlak při boulení	MPa
p_{Rpl}	Plastická referenční únosnost	MPa
p_{Rk}	Charakteristický přetlak při boulení	MPa
p_{Rd}	Návrhová únosnost při boulení	MPa
p_{Ed}	Konstrukční zatížení	MPa
p_{cr}^{GNIA}	Kritický vnější přetlak imperfektního vrchlíku.	MPa
p_{cr}^{GNA}	Kritický vnější přetlak ideálního vrchlíku.	MPa
p_L^{GMNIA}	Limitní (mezní) vnější přetlak imperfektního vrchlíku.	MPa
R	Rádus zakřivení kulového vrchlíku	mm
$R_{p0,2}$	Mez kluzu materiálu	MPa
r	Poloměr základní kružnice kulového vrchlíku.	mm
t_c	Tloušťka stěny pláště kulového vrchlíku	mm
t_r	Tloušťka obvodového prstence	mm
u_y	Posuv bodu ve středu vrchlíku ve směru osy y	mm
w	Šířka obvodového prstence vrchlíku	mm
Δw_k	Charakteristická amplituda imperfekce	mm
Δw	Hloubka prohlubně	mm

VLIV POČÁTEČNÍCH IMPERFEKČÍ NA PEVNOST A STABILITU TENKOSTĚNNÝCH
SKOŘEPINOVÝCH KONSTRUKCÍ

y	Násobitel zatížení	---
α	Redukční součinitel pružné imperfekce (Redukční faktor)	---
α_K	Korekční faktor	---
β	Součinitel rozsahu plastické oblasti	---
Γ	Parametr vlivu radiální tuhosti prstence .	---
δ	Relativní chyba	%
ε	Poměrná deformace	---
η	Interakční exponent	---
λ	Poměrná štíhlost skořepiny	---
λ_0	Mezní poměrná štíhlost skořepiny při stlačení	---
λ_p	Plastická mezní poměrná štíhlost	---
μ	Poissonovo číslo	---
ξ	Parametr vlivu hloubky prohlubně	---
Φ	Poloviční úhel kulového vrchlíku	°
σ	Normálové napětí	MPa
σ_{Rcr}	Kritické normálové napětí	MPa
σ_m	Membránové napětí	MPa
ψ	Parametr radiální tuhosti obvodového prstence	---
χ	Součinitel boulení pro pružně – plastické účinky	---

1. Úvod

Tenkostěnné skořepinové konstrukce se často používají v různých odvětvích průmyslu (chemický, energetický, dopravní, stavební, potravinářský, atd.). Jejich hlavní výhodou je vysoká únosnost při nízké hmotnosti konstrukce. Jeden z možných mezních stavů u těchto typů konstrukcí je ztráta stability. Ztráta stability může být výrazně ovlivněna počátečními imperfekcemi konstrukce. Počáteční imperfekce zpravidla snižují únosnost konstrukce. V některých případech dochází i ke změně tvaru ztráty stability.

Za počáteční imperfekce lze považovat nedokonalosti geometrie, uchycení a zatížení konstrukce, počáteční napětí, či nerovnoměrně rozložené mechanické vlastnosti materiálu, apod. Nejvýznamnější jsou nedokonalosti tvaru (geometrické počáteční imperfekce).

Disertační práce pojednává o vlivu počátečních imperfekcí na ztrátu stability tenkostěnných kulových vrchlíků. Zkoumaná oblast je omezena na prostě podepřený kulový vrchlík, vyztužený obvodovým prstencem. Zkoumaný kulový vrchlík představuje střechu (přepážku) nádrže. Uvažovaný obvodový prstenec působí jako konečná tuhost okraje vrchlíku v radiálním směru. Vrchlík je zatížen rovnoměrným vnějším přetlakem. Počáteční imperfekce jsou uvažovány ve formě nedokonalostí tvaru.

Cílem disertační práce je stanovit nové redukční faktory a vztahy, které by mohly nalézt uplatnění při běžném konstrukčním návrhu kulového vrchlíku v praxi. Redukční faktory by měly vyjádřit vliv nedokonalostí tvaru na ztrátu stability kulového vrchlíku s konečnou tuhostí v radiálním směru. Základem řešení jsou poznatky a výsledky numerických analýz typu GNA, GMNA, GNIA a GMNIA.

V první části písemné práce je podrobně rozebrán současný stav problematiky řešení ztráty stability kulového vrchlíku. V druhé části je uvedena definice cílů disertační práce na základě rozboru současného stavu. Součástí disertační práce je ověření výsledků numerických analýz, provedených metodou konečných prvků (MKP).

Vliv natočení prstence na ztrátu stability střechy (přepážky) je popsán v kap. 6. Vliv počáteční geometrické imperfekce je zkoumán z hlediska hloubky imperfekce a umístění imperfekce. V poslední části je popsána současná fáze průběhu experimentů zkoušek ztráty stability kulových vrchlíků s konečnou tuhostí v radiálním směru.

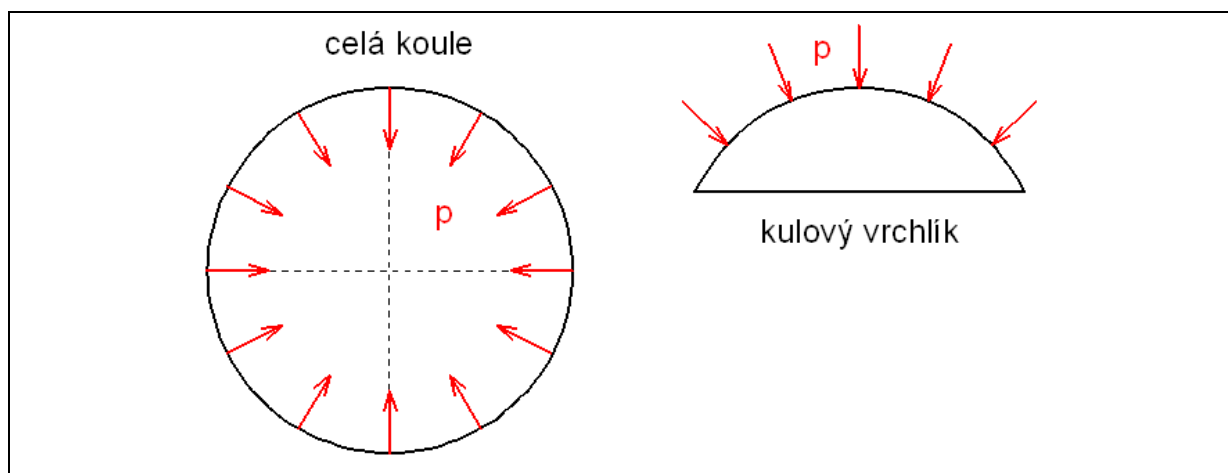
2. Analýza současného stavu v oblasti tématu disertační práce

Disertační práce navazuje na soudobé poznatky pro navrhování ocelových kulových vrchlíků. Analýza současného stavu je založena na studiu odborných publikací, doporučení a předpisů.

2.1 Ztráta stability u tenkostěnných skořepinových konstrukcí

Ztráta stability se projevuje náhlým poklesem únosnosti konstrukce. Pokles únosnosti je doprovázen rozsáhlým deformováním konstrukce (velkými posuvy). Deformování konstrukce je často viditelné pouhým okem. Při ztrátě stability zaujme konstrukce nový rovnovážný stav.

Konstrukce se v novém rovnovážném stavu chová jako před dosažením ztráty stability. To znamená, že únosnost zdeformované konstrukce může opět stoupat. Zatížení je možné zvyšovat až do okamžiku další ztráty stability. Při další ztrátě stability se konstrukce zhroutí do nového tvaru s odlišným počtem a charakterem vln (např. příčně zatížená válcová skořepina). Skořepinové konstrukce se mohou zcela zborit už při první ztrátě stability (např. kulový vrchlík).



Obr. 1: Zatížení kulového vrchlíku a úplné kulové skořepiny vnějším přetlakem (vnitřním podtlakem).

Maximální konstrukční zatížení by nemělo nikdy dosáhnout úrovně odpovídající ztrátě stability skořepinové konstrukce. Ke ztrátě stability může dojít vlivem neočekávaného přetížení konstrukce (nedostatečné dimenzování, apod.). V některých případech je možné konstrukci v novém rovnovážném stavu dále provozovat (např. lokální ztráta stability střešního plechu rámové kuželové střechy vertikální nádrže).

Z hlediska ztráty stability se rozlišují konstrukční skořepinové uzly na standardní a nestandardní. Za standardní konstrukční uzel lze považovat prvek jednoduchého tvaru, který lze popsat analytickými vztahy. U standardního konstrukčního uzlu jednoznačně převládá membránový stav nad stavem ohybovým.

Běžně používanými standardními konstrukčními uzly jsou hladká válcová skořepina, kulová skořepina, atd. Skořepiny s určitým podílem ohybové napjatosti jsou nestandardní konstrukční uzly (např. kulový vrchlík). Ohybový stav u těchto skořepin vychází ze samotné podstaty konstrukce.

U ztráty stability se vyšetřují tři způsoby deformování skořepinové konstrukce:

1. Nelineární kolaps
2. Nelineární buckling (nelineární boulení)
3. Lineární buckling (lineární boulení)

ad 1: Při nelineárním kolapsu dochází k deformování skořepinové konstrukce v osově symetrickém tvaru. Při postupném zvyšování zatížení dojde k náhlému prolomení celého vrchlíku do inverzní polohy (viz Obr. 3, body A a E). Tento tvar deformování je typický pro tenkostěnné konstrukce, které nemají čistě membránovou napjatost. Vznik ohybové napjatosti vychází ze samotné podstaty konstrukce (např. kulový vrchlík, kuželová střecha s malým vzepětím, apod.).

ad 2: Pro nelineární buckling je typickým projevem osově nesymetrický tvar deformace skořepinové konstrukce. Nelineární buckling může nastat před nebo po dosažení nelineárního kolapsu (viz Obr. 3, body B_R).

ad 3: Při lineárním bucklingu dojde v bifurkačním bodě B_L (viz Obr. 3) k rozdělení rovnováhy v tlaku na rovnováhu v tlaku a v ohybu (dochází k rozdělení rovnováhy). Konstrukce zaujme nový rovnovážný tvar. Pro deformovaný tvar skořepiny je charakteristické vytvoření vln (tzv. boulení). Počet a charakter vln závisí na typu úlohy. Hodnotu kritického zatížení je možné získat analýzou zobecnělého problému vlastních čísel a tvarů. Analytické řešení vychází z lineárních rovnic skořepiny. Lineární buckling (lineární ztráta stability) je vyšetřován pouze u standardních konstrukčních uzlů. Způsob deformování nestandardních konstrukčních uzlů odpovídá vždy nelineárnímu kolapsu, nebo nelineárnímu bucklingu.

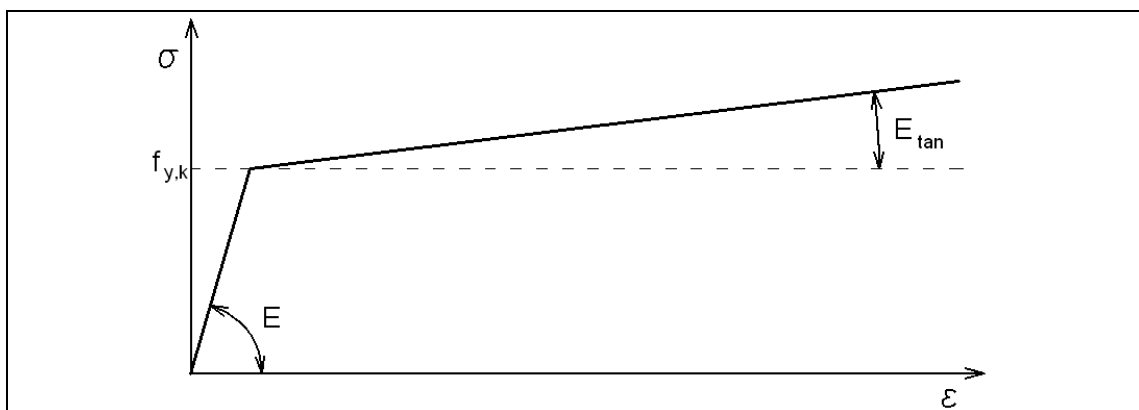
2.1.1 Typy a označení numerických analýz

Jedním ze způsobů vyhodnocení ztráty stability je použití numerických analýz. Numerické analýzy jsou provedeny v programech, které pracují na principu metody konečných prvků (COSMOS/M [5], apod.). Numerické analýzy se dle ČSN EN 1993-1-6 [1] dělí na následující typy:

1. **LBA** – lineární pružnostní analýza rozdělení tvaru (linear elastic bifurcation analysis). Úloha je převedena na zobecnělý problém vlastních čísel a tvarů. Analýza určuje lineární vlastní hodnotu a vlastní tvar tenkostěnné skořepinové konstrukce při rozdělení membránové napjatosti na membránovou a ohybovou. Výsledkem

je vlastní hodnota (kritické zatížení) a k ní příslušný vlastní tvar ztráty stability (viz Obr. 3, bod B_L). Přídavný ohybový účinek, který vzniká u nestandardních konstrukčních uzlů, není u této analýzy zohledněn. Výsledky mohou být výrazně na straně nebezpečné. Z tohoto důvodu nelze numerickou analýzu typu LBA použít pro vyhodnocení ztráty stability u nestandardních konstrukčních uzlů (kulový vrchlík).

2. **GNA** – geometricky nelineární pružnostní analýza (geometrically nonlinear elastic analysis). Analýza zahrnuje pouze geometrickou nelinearitu (tzv. velké posuvy). Při řešení se předpokládá lineárně pružné chování materiálu.
3. **MNA** – materiálově nelineární analýza (materially nonlinear analysis). Analýza zahrnuje pouze materiálovou nelinearitu (plasticitu). V disertační práci je, jako nelineární model chování materiálu, použit von Misesův pružně plastický bilineární model s nepatrným zpevněním v podobě tangenciálního modulu $E_{tan} = \frac{E}{10^4}$ (viz Obr. 2).



Obr. 2: Pružně plastický von Misesův bilineární model chování materiálu.

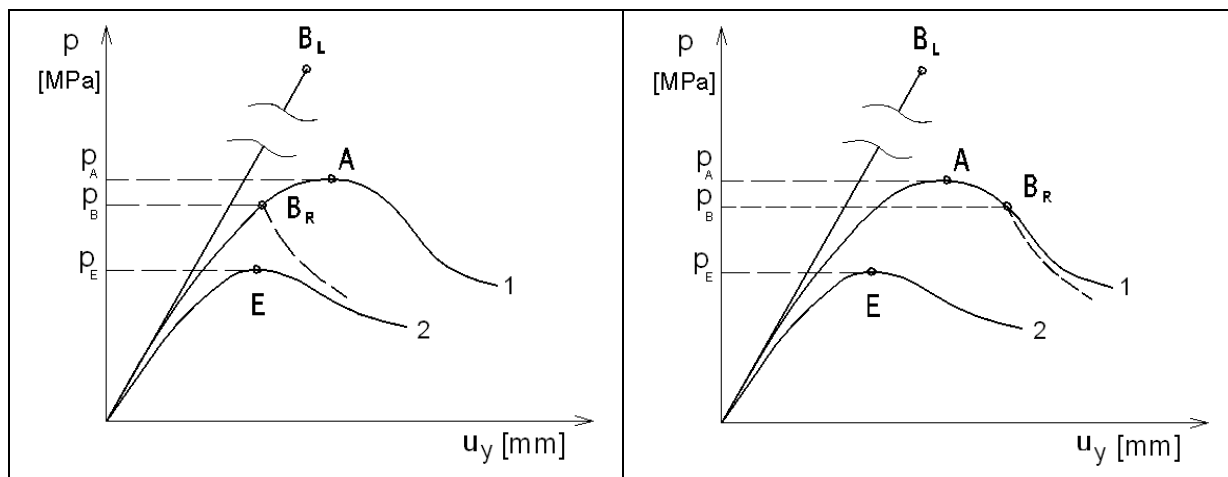
4. **GMNA** – geometricky a materiálově nelineární analýza (geometrically and materially nonlinear analysis). Tato analýza obsahuje obě nelinearity, a to nelineární chování materiálu (plasticitu) a geometrickou nelinearitu (velké posuvy).

Pozn.: Veškeré předcházející typy numerických analýz (1 až 4) nezahrnovaly vliv počátečních imperfekcí na ztrátu stability. Pro řešení ztráty stability imperfektní skořepiny jsou numerické analýzy **GNA** a **GMNA** doplněny o vliv počátečních imperfekcí na ztrátu stability. V analýzách se předpokládají imperfekce nedokonalostí tvaru.

5. **GNIA** – geometricky nelineární pružnostní analýza s uvážením imperfekcí (geometrically nonlinear elastic analysis with included imperfections).

6. **GMNIA** – geometricky a materiálově nelineární analýza s uvažováním imperfekcí (geometrically and materially nonlinear analysis with included imperfections).

Pozn.: Ztráta stability je v disertační práci řešena pomocí numerických analýz typu GNA, GNIA, GMNA a GMNIA. Analýzu typu LBA nelze pro řešený problém použít.



Obr. 3: Průběhy rovnovážných křivek při ztrátě stability kulového vrchlíku.

Na Obr. 3 jsou zobrazeny ukázky rovnovážných křivek ztráty stability kulového vrchlíku. Rovnovážné křivky představují průběh vnějšího přetlaku v závislosti na posuvu bodu ve středu vrchlíku. Nelineární kolaps kulového vrchlíku nastává v bodech A a E. V Bodě B_R dochází k nelineárnímu bucklingu. Způsob deformování vrchlíku může být kombinací osově symetrického a osově nesymetrického tvaru.

Ztráta stability ideálního vrchlíku je znázorněna křivkou 1. Křivka 2 popisuje ztrátu stability reálného vrchlíku. Únosnost reálného vrchlíku může být ovlivněna počátečními imperfekcemi. Pro úplnost je Obr. 3 doplněn o bifurkační bod B_L , který odpovídá lineárnímu bucklingu (lineární ztrátě stability). Bifurkační bod B_L leží ve výrazně vyšších hodnotách než skutečný kritický přetlak ideálního kulového vrchlíku. Uvažování lineárního bucklingu u prostě podepřeného kulového vrchlíku je čistě teoretické, protože u tohoto typu konstrukce (nestandardní uzel) nemůže prakticky nastat.

Při ztrátě stability kulového vrchlíku může ohybový účinek vyvolaný samotnou podstatou konstrukce zcela převládat nad ohybovým účinkem od počátečních imperfekcí. Počáteční imperfekce se potom na průběhu ztráty stability nemusí projevit. Křivky 1 a 2 jsou potom totožné.

2.2 Počáteční imperfekce

Membránová tuhost skořepin je mnohem vyšší než ohybová tuhost. Při ztrátě stability dochází k přeměně membránové energie napjatosti na energii ohybovou. Počáteční imperfekce vnáší do konstrukce ohybový stav od samého počátku zatěžování. Vnesený

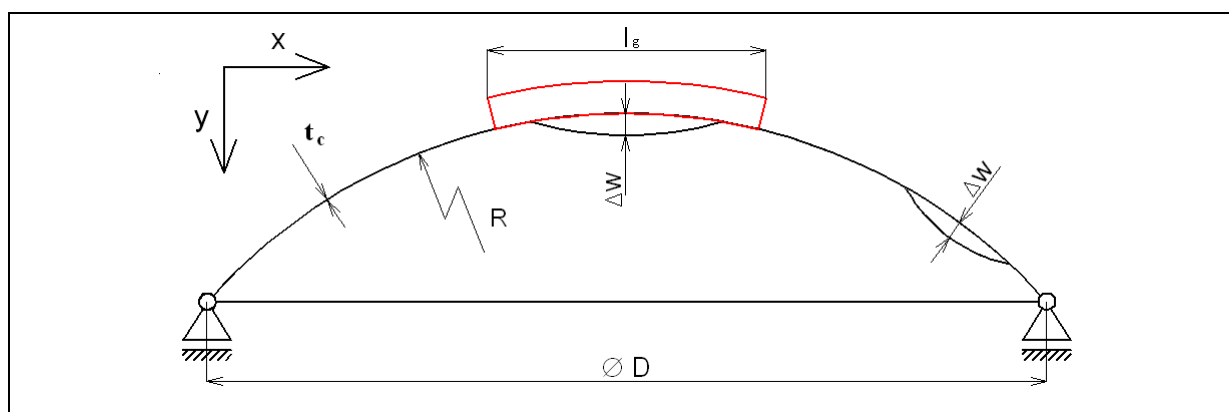
ohybový stav ovlivňuje ztrátu stability skořepinové konstrukce. Ohybový stav může také vznikat ze samotné podstaty konstrukce (kulový vrchlík). U těchto typů konstrukcí je citlivost na počáteční imperfekce méně výrazná než u tenkostěnných konstrukcí s čistě membránovou napjatostí (osově tlačенý válec).

Počáteční imperfekce mohou být například nedokonalosti tvaru, uchycení konstrukce, reálné zatížení konstrukce, zbytková napětí, nerovnoměrné rozložení mechanických veličin materiálu, apod. Nejvýznamnější jsou nedokonalosti tvaru tzv. geometrické počáteční imperfekce. Počáteční geometrické imperfekce mohou být způsobeny při výrobě nebo přepravě zařízení. V některých případech jsou nedokonalosti tvaru vloženy do konstrukce zcela záměrně. Účelem úmyslně vložených geometrických počátečních imperfekcí může být řízené borcení konstrukce. Řízené deformování konstrukce je s výhodou využito v oblasti návrhu deformačních zón dopravních prostředků.

Výzkum vlivu počátečních imperfekcí na ztrátu stability je v disertační práci omezen na vliv nedokonalostí tvaru. Norma ČSN EN 1993-1-6, [1] rozlišuje tři typy nedokonalostí tvaru.

1. ovalitu
2. excentricitu
3. prohlubně

Z geometrických počátečních imperfekcí je u kulových vrchlíků nejvýznamnější prohlubeň (viz Obr. 4). Prohlubeň je definována hloubkou prohlubně a umístěním na plášti vrchlíku. Hloubka prohlubně Δw je měřena pomocí šablony pro měření imperfekcí. Délka šablony je určena vztahem $l_g = 4 * \sqrt{R * t_c}$ [2]. Vliv ostatních nedokonalostí tvaru (ovalita a excentricita) je méně výrazný, a proto není v této disertační práci zkoumán.



Obr. 4: Stanovení charakteristické amplitudy imperfekce (hloubky prohlubně).

Pozn.: Použití konkrétního vztahu pro výpočet délky šablony l_g závisí na typu skořepinové konstrukce.

2.3 Současný stav řešení ztráty stability kulového vrchlíku

V této kapitole je uveden přehled významných autorů, kteří se věnovali výzkumu ztráty stability tenkostěnných konstrukcí. Přehled je doplněn o stručný souhrn výsledků výzkumu jednotlivých autorů. Disertační práce z větší části navazuje na výzkum W. Wunderlicha a P. Paščenka.

D. Bushnell [8] se okrajově zabýval numerickým popisem chování kulových vrchlíků vyztužených obvodovým prstencem. Ve své knize uvádí menší citlivost kulových vrchlíků na počáteční imperfekce. Tento jev odůvodňuje samotnou podstatou konstrukce kulového vrchlíku, která obsahuje výrazný ohybový stav. Autor uvádí, že vliv takto vytvořeného ohybového stavu na ztrátu stability může být vyšší než vliv ohybového stavu od počáteční imperfekce.

J. Blachut a G. D. Galletly [10] zkoumali ztrátu stability vetknuté půlkulové skořepiny a torosferického dna. Autoři popsali nižší vliv počátečních imperfekcí u půlkulové skořepiny (okraje skořepiny vetknuté) než u úplné kulové skořepiny. Tento jev je zřejmě způsoben ohybovým stavem, který se vyskytuje poblíž vetknutého okraje půlkulové skořepiny. Autoři rovněž pozorovali změnu typu tvaru hroucení při ztrátě stability v závislosti na velikosti počáteční imperfekce (nelineární buckling přešel postupně v nelineární kolaps). U torosferického dna autoři zjistili velký vliv okrajových podmínek na ztrátu stability. V několika případech ohybový stav vyvolaný okrajovými podmínkami zcela převládal nad ohybovým stavem vyvolaným počáteční imperfekcí.

M. Esslinger a B. Geier [7] provedli sérii pokusů ztráty stability úplné kulové skořepiny. Zjistili, že úplná koule je velmi citlivá na počáteční imperfekce. Autoři přirovnali citlivost úplné kulové skořepiny k citlivosti osově tlačené válcové skořepiny. Ve své knize [7] podrobně analyzují tvar deformování při ztrátě stability. Potvrdili, že jednomu kritickému zatížení může příslušet více vlastních tvarů ztráty stability.

V jedné ze svých kapitol se autoři zabývají ztrátou stability kulového vrchlíku. Zkoumaný kulový vrchlík byl na okraji vetknutý (viz Obr. 6). Autoři navázali na výsledky experimentálních zkoušek (Klöppel a Jungbluth [11]). V knize [7] je popsán tvar deformace kulového vrchlíku při ztrátě stability a jeho závislost na parametru tenkostěnnosti. Autoři poukazují na nižší zatížení, při kterém docházelo ke ztrátě stability u experimentálních vzorků. Došli k závěru, že toto snížení bylo způsobené počátečními imperfekcemi, zejména nedokonalostí tvaru experimentálního vzorku (patrně vznikl způsobem výroby vzorků) a uložením vrchlíku (konečná tuhost uložení).

W. Wunderlich v článku [3] zkoumal ztrátu stability kulových vrchlíků z hlediska okrajových podmínek, polovičního úhlu kulového vrchlíku, nelineárního chování materiálu (plasticity) a vlivu počátečních imperfekcí. Autor dospěl k jednoduchým vztahům určeným k návrhu kulového vrchlíku pro dané rovnoměrné zatížení. Své poznatky shrnul v evropském doporučení ECCS (stabilita ocelových konstrukcí) [2]. Ve svém výzkumu však nesledoval vliv obvodového prstence na ztrátu stability kulového vrchlíku. Popis výsledků výzkumu, zakotveného v ECCS [2], je uveden v kapitole 2.3.2.

P. Paščenko ve své habilitační práci [4] zkoumal ztrátu stability tenkostěnných kulových vrchlíků s malým vzepětím. Do svých úvah zahrnul i kulové vrchlíky s konečnou tuhostí v radiálním směru. K vyjádření vlivu počátečních imperfekcí na ztrátu stability použil redukční faktor, odvozený pro osově tlačný válec. Sám autor označuje tento přístup s vysokou pravděpodobností za konzervativní. Zároveň doporučuje další výzkum redukčního faktoru, který bude vyjadřovat vliv počátečních imperfekcí na ztrátu stability kulového vrchlíku vyztuženého obvodovým prstencem.

V první části habilitační práce autor vytvořil seznam významných autorů z oblasti výzkumu ztráty stability vrchlíků včetně popisu dosažených výsledků. Výsledky nejvýznamnějších zmiňovaných autorů (Bushnell, Esslinger, Galletly, Blachut) jsou, po prostudování potřebných publikací, převzaty do této disertační práce.

2.3.1 Stanovení kritického přetlaku úplné kulové skořepiny

V současných předpisech a doporučeních je výpočet ztráty stability kulového vrchlíku zpravidla založen na stanovení kritického přetlaku pro úplnou kulovou skořepinu. Kritický přetlak stanovený pro úplnou kouli je dále redukován pomocí součinitelů. V následujícím textu je provedeno odvození vztahu pro výpočet vnějšího kritického přetlaku úplné kulové skořepiny. Odvození kritického tlaku je převzato ze [14].

Lineární diferenciální rovnice pro kulovou skořepinu má tvar:

$$\frac{D_t}{t_c} \nabla^6 w + \sigma \nabla^4 w + \frac{E}{R^2} \nabla^2 w = 0 \quad (1)$$

kde

D_t – desková tuhost,

R – poloměr křivosti,

t_c – tloušťka stěny koule,

σ – normálové napětí,

E – modul pružnosti v tahu,

$\nabla^2 = \frac{\partial^2}{\partial \varphi^2} + \frac{\partial^2}{\partial \zeta^2}$ – Laplaceův operátor.

Dále platí:

$$\nabla^6 = \nabla^2 * \nabla^2 * \nabla^2$$

Konkrétní tvar ztráty stability není brán v úvahu. Řešení lineární diferenciální rovnice musí splňovat následující podmínku.

$$\nabla^2 w = -y^2 w \quad (2)$$

kde

y – Prozatím neznámý násobek zatížení, při kterém dojde ke ztrátě stability.

Podmínka (2) je dosazena do rovnice (1)

$$\begin{aligned} -\frac{D_t}{t_c} y^6 w + \sigma y^4 w - \frac{E}{R^2} y^2 w &= 0 \\ \left(\frac{D_t}{t_c} y^4 - \sigma y^2 + \frac{E}{R^2} \right) y^2 w &= 0 \end{aligned} \quad (3)$$

Rovnice (3) má tři možná řešení. Triviální řešení $y = 0$ a $w = 0$ nejsou uvažovány. Potom řešení rovnice (3) lze napsat ve tvaru:

$$\frac{D_t}{t_c} y^4 - \sigma y^2 + \frac{E}{R^2} = 0$$

$$\sigma = \frac{D_t}{t_c} y^2 + \frac{E}{R^2 * y^2} \quad (4)$$

Z podmínky minima napětí σ

$$\frac{d\sigma}{dy} = 2 * \frac{D_t}{t_c} y - 2 * \frac{E}{R^2 * y^3} = 0 \quad (5)$$

Potom vztah pro výpočet násobku zatížení y je roven:

$$y^2 = \sqrt[2]{\frac{t_c * E}{D_t * R^2}} \quad (6)$$

Pro deskovou tuhost platí:

$$D_t = \frac{E * t_c^3}{12(1 - \mu^2)}$$

Vztah (6) lze psát ve tvaru:

$$y^2 = \sqrt[2]{\frac{12 * (1 - \mu^2)}{t_c^2 * R^2}} = \frac{\sqrt[2]{12 * (1 - \mu^2)}}{t_c * R} \quad (7)$$

Vztah (7) je dosazen do rovnice (4)

$$\sigma_{Rcr} = \frac{E * t_c^3}{12(1 - \mu^2) * t_c} * \frac{\sqrt[2]{12 * (1 - \mu^2)}}{t_c * R} + \frac{E * t_c * R}{R^2 * \sqrt[2]{12 * (1 - \mu^2)}}$$

$$\sigma_{Rcr} = \frac{E * t_c}{12(1 - \mu^2)} * \frac{\sqrt[2]{12 * (1 - \mu^2)}}{R} + \frac{E * t_c}{R * \sqrt[2]{12 * (1 - \mu^2)}}$$

$$\sigma_{Rcr} = \frac{E * t_c * \sqrt[2]{12 * (1 - \mu^2)} + E * t_c * \sqrt[2]{12 * (1 - \mu^2)}}{12(1 - \mu^2) * R}$$

$$\sigma_{Rcr} = \frac{2 * E * t_c}{\sqrt[2]{12 * (1 - \mu^2)} * R}$$

$$\sigma_{Rcr} = \frac{E * t_c}{\sqrt[2]{3 * (1 - \mu^2)} * R} \quad (8)$$

V odborné literatuře se často uvádí vztah (8) ve tvaru (9) pro výpočet ocelové konstrukce ($\mu=0,3$).

$$\sigma_{Rcr} = 0,605 * E * \frac{t_c}{R} \quad (9)$$

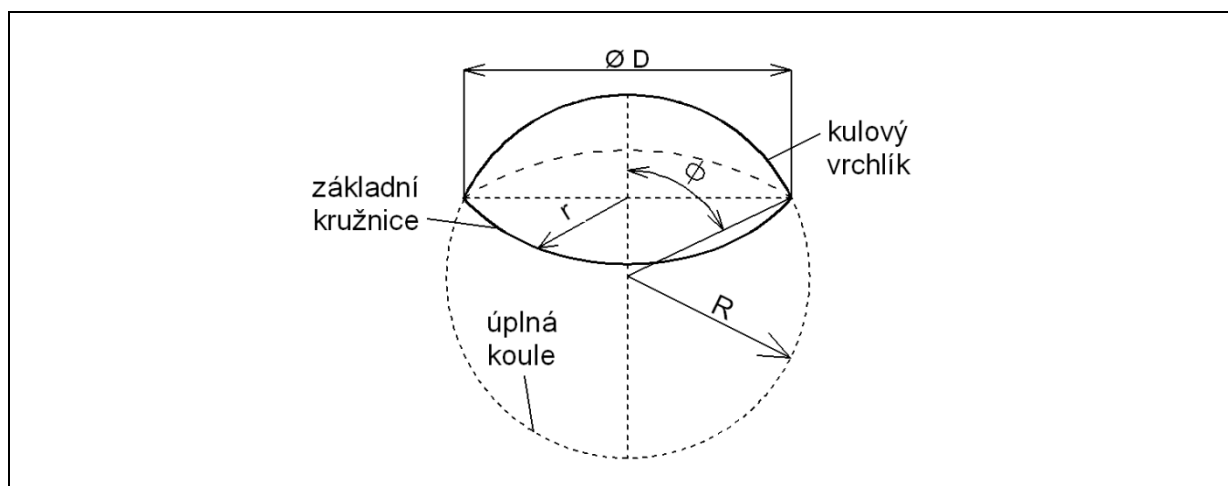
Vztah (9) vyjadřuje kritické normálové napětí, při kterém dochází ke ztrátě stability ocelové koule. Vztah (9) je totožný se vztahem vyjadřujícím kritické osově napětí osově tlačené válcové skořepiny. Kritický vnější přetlak lze stanovit z kritického napětí pomocí kotlového vzorce.

$$p_{Rcr} = \frac{2 * \sigma_{crit} * t_c}{R}$$
$$p_{Rcr} = 1,21 * E * \left(\frac{t_c}{R}\right)^2 \quad (10)$$

Vztah (10) vyjadřuje výpočet kritického zatížení (tlaku), při kterém dochází ke ztrátě stability ideální kulové skořepiny (lineární buckling).

2.3.2 Výpočet únosnosti kulového vrchlíku dle ECCS (autor W. Wunderlich)

Základem výpočtu únosnosti kulového vrchlíku jsou vztahy odvozené pro úplnou kulovou skořepinu. Úplná kulová skořepina zatížená rovnoměrným přetlakem má čistě membránovou napjatost. U kulového vrchlíku vzniká ohybový stav již ze samotné podstaty konstrukce. Vztahy, určené pro úplnou kulovou skořepinu, jsou doplněny o faktory (součinitele). Faktory zohledňují vliv ohybového stavu, který je vyvolaný okrajovými podmínkami. Výsledná charakteristická únosnost kulového vrchlíku p_{RK} je kombinací elastické kritické únosnosti p_{RCr} a plastické referenční únosnosti p_{Rpl} .



Obr. 5: Geometrické parametry kulového vrchlíku.

Základní geometrické parametry kulového vrchlíku jsou:

D – průměr kulového vrchlíku,

r – poloměr základní kružnice,

R – poloměr zakřivení,

ϕ – poloviční úhel.

Na obrázku 5 je zobrazen kulový vrchlík jako oddělená část úplné kulové skořepiny. Výpočty publikované v ECCS [2] jsou platné pro kulové vrchlíky, které splňují následující podmínky.

1. Poměr $\frac{R}{t_c} \leq 3000$
2. Poloviční úhel kulového vrchlíku $\phi \leq 135^\circ$
3. Zatížení vnějším přetlakem musí být rovnoměrné.
4. Tloušťka pláště vrchlíku by měla být konstantní.

Pozn.: V případě, že plášť vrchlíku nemá konstantní tloušťku po celé ploše, lze určit takzvanou průměrnou tloušťku stěny pláště vrchlíku jako:

$$t_c = \frac{t_{c_{min1}} + t_{c_{min2}} + t_{c_{min3}}}{3}$$

kde

$t_{c_{min1}}; t_{c_{min2}}; t_{c_{min3}}$ - jsou tři nejmenší tloušťky z minimálně deseti měřených bodů pláště vrchlíku.

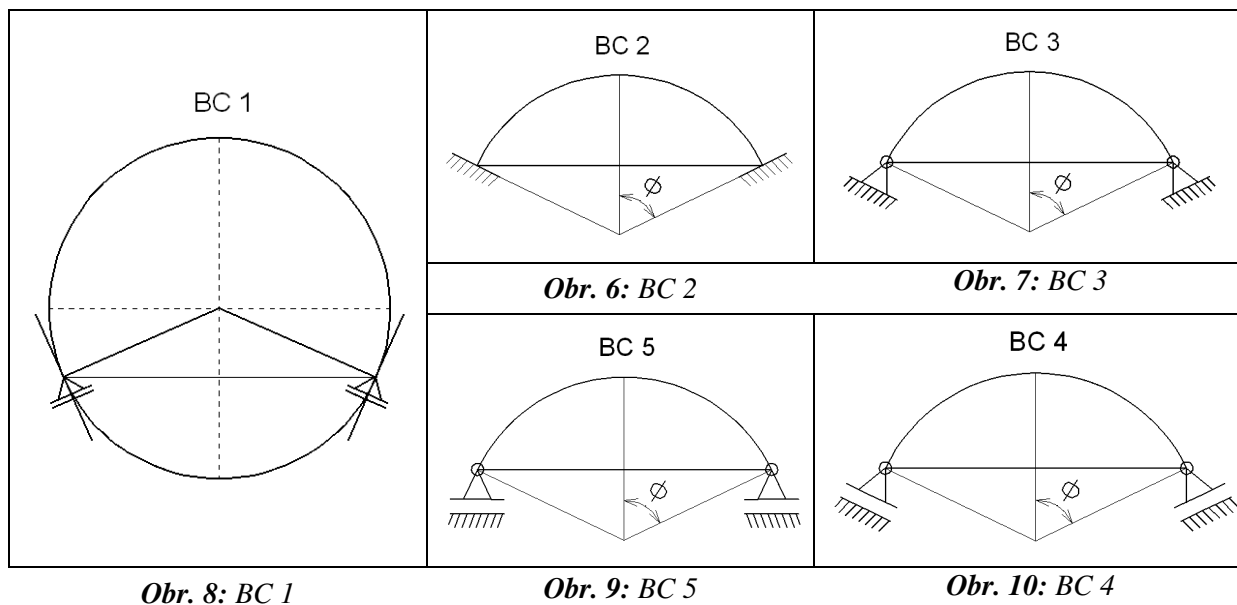
2.3.3 Okrajové podmínky

V disertační práci je značení okrajových podmínek převzato z ECCS [2]. Označení včetně stručného popisu uložení jsou uvedeny v Tab. 2.

Tab. 2: Označení okrajových podmínek uložení kulového vrchlíku.

<i>Označení okrajové podmínky</i>	<i>Název</i>	<i>Popis uložení</i>
BC 1	---	Úplná kulová skořepina bez uvažování podpor.
BC 2	vetknutí	Okraj vrchlíku je vetknut (je zamezeno posuvům a rotacím).
BC 3	kloub	Okrajová podmínka zamezuje radiálním a meridiánovým posuvům (jsou povoleny pouze rotace).
BC 4	---	Zamezení posuvů v radiálním a meridiánovém směru, avšak okraj vrchlíku se může volně pohybovat ve směru kolmém na střední plochu vrchlíku.
BC 5	prostě podepřený vrchlík	Okraj vrchlíku se může volně pohybovat v rovině základní kružnice vrchlíku.

Zkoumaný případ v disertační práci je omezen na kulový vrchlík vyztužený obvodovým prstencem, který představuje konstrukci typu střecha nádrže, nebo přepážka cisterny. Ostatní typy okrajových podmínek nejsou v rámci disertační práce řešeny.



2.3.4 Elastická kritická únosnost při boulení

Dle ECCS [2] není nutné kontrolovat kulový vrchlík na odolnost při boulení, pokud jsou splněny následující podmínky:

$$\frac{R}{t_c} \leq \frac{E}{20 * R_{p0,2}} * C_c \quad (11)$$

kde

E – modul průřezu v tahu (tlaku),

R – poloměr zakřivení vrchlíku,

t_c – tloušťka pláště vrchlíku,

$$\frac{r}{R} \leq \frac{1,1}{\sqrt{\frac{R}{t_c}}} \quad (12)$$

r – poloměr základní kružnice kulového vrchlíku.

Tab. 3: Mechanické hodnoty materiálu použité pro výpočet veličin dle ECCS.

Veličina	Hodnota	Jednotka
E	2,1 E+5	MPa
μ	0,3	-
$R_{p0,2}$	190	MPa

Pro výpočet průběhů jednotlivých veličin jsou použity mechanické hodnoty materiálu z Tab. 3. Stanovení kritického přetlaku při boulení vychází ze vzorce pro kritický přetlak úplné kulové skořepiny, který stanovil Zoelly v roce 1915 (viz kap. 2.3.1). W. Wunderlich doplnil rovnici o faktor C_c , který zohledňuje vliv ohybového stavu na kritické zatížení. Míra ovlivnění kritického zatížení závisí na typu okrajových podmínek vrchlíku. Hodnoty faktoru C_c obsahuje tabulka Tab. 4.

$$p_{Rcr} = \frac{2}{\sqrt{3(1-\mu^2)}} * C_c * E * \left(\frac{t_c}{R}\right)^2 \quad (13)$$

kde

μ - Poissonovo číslo,

C_c - faktor zohledňující vliv okrajové podmínky.

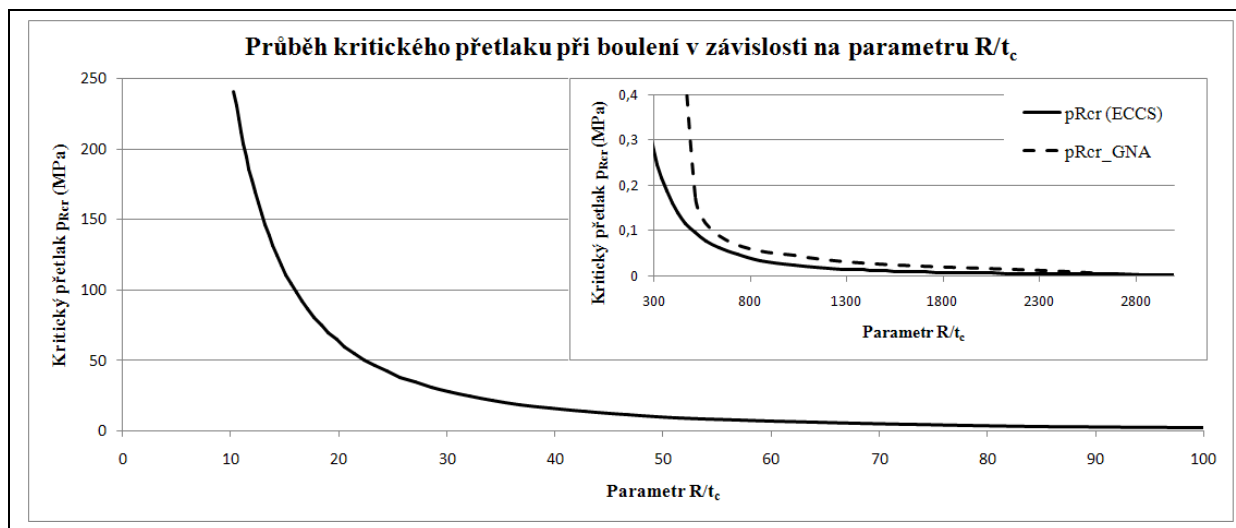
Tab. 4: Hodnoty faktoru C_c pro různé typy okrajových podmínek.

BC	1	2	3	4	5
C_c	1,0	0,8	0,7	0,4	0,1
Platné za splnění podmínky	---	$\phi \leq 135^\circ$			

Závislost kritického přetlaku při boulení p_{Rcr} na parametru tenkostěnnosti R/t_c je zobrazena na Obr. 11. Křivka je stanovena pro prostě podepřený vrchlík (BC 5), který je zatížen rovnoměrným vnějším přetlakem. Z průběhu křivky je patrná citlivost kritického přetlaku na změnu parametru tenkostěnnosti R/t_c . Hodnota kritického přetlaku p_{Rcr} se snižuje s rostoucím parametrem tenkostěnnosti R/t_c .

Pro ověření rovnice (13) byly provedeny numerické analýzy typu GNA. Výsledek porovnání je ukázán na Obr. 11. Hodnoty kritického přetlaku při boulení p_{Rcr} stanovené dle ECCS [2] jsou nižší než hodnoty p_{cr}^{GNA} vypočítané numerickou analýzou typu GNA. Tento jev je zřejmě způsobený faktorem C_c , který zohledňuje okrajové podmínky uložení kulového vrchlíku (prostě podepřený vrchlík \Rightarrow BC 5 \Rightarrow $C_c = 0,1$).

Faktor C_c byl stanoven W. Wunderlichem proto, aby běžný konstruktér mohl snadno navrhnout kulový vrchlík. Použití rovnice (13) při konstrukčním návrhu kulového vrchlíku je jednoduché a konzervativní. Výsledky, dle evropského doporučení ECCS [2], jsou proto na bezpečné straně.



Obr. 11: Průběh kritického přetlaku při boulení.

Pro výzkum vlivu počátečních geometrických imperfekcí na ztrátu stability zkoumaného kulového vrchlíku není možné rovnici (13) s dostatečnou přesností použít. Výsledky stanovené pro prostě podepřený vrchlík by byly pravděpodobně příliš konzervativní. Kritický přetlak při boulení je v disertační práci počítán pomocí numerických analýz typu GNA. Výsledky výzkumu vhodně doplní současné poznatky obsažené v soudobých předpisech a doporučeních (ČSN EN 1993–1-6 [1]; ECCS [2]).

2.3.5 Plastická referenční únosnost

Jako základní vztah pro výpočet plastické referenční únosnosti je použit vztah pro výpočet úplné kulové skořepiny. W. Wunderlich doplnil rovnici o faktor C_{pl} , který zohledňuje vliv ohybového stavu od okrajových podmínek na únosnost kulového vrchlíku. Hodnoty faktoru C_{pl} , pro jednotlivé typy uložení vrchlíku jsou obsaženy v Tab. 5.

Hodnota plastické referenční únosnosti je dána vztahem:

$$p_{Rpl} = R_{p0,2} * C_{pl} * \frac{2 * t_c}{R} \quad (14)$$

kde

$R_{p0,2}$ – mez kluzu materiálu,

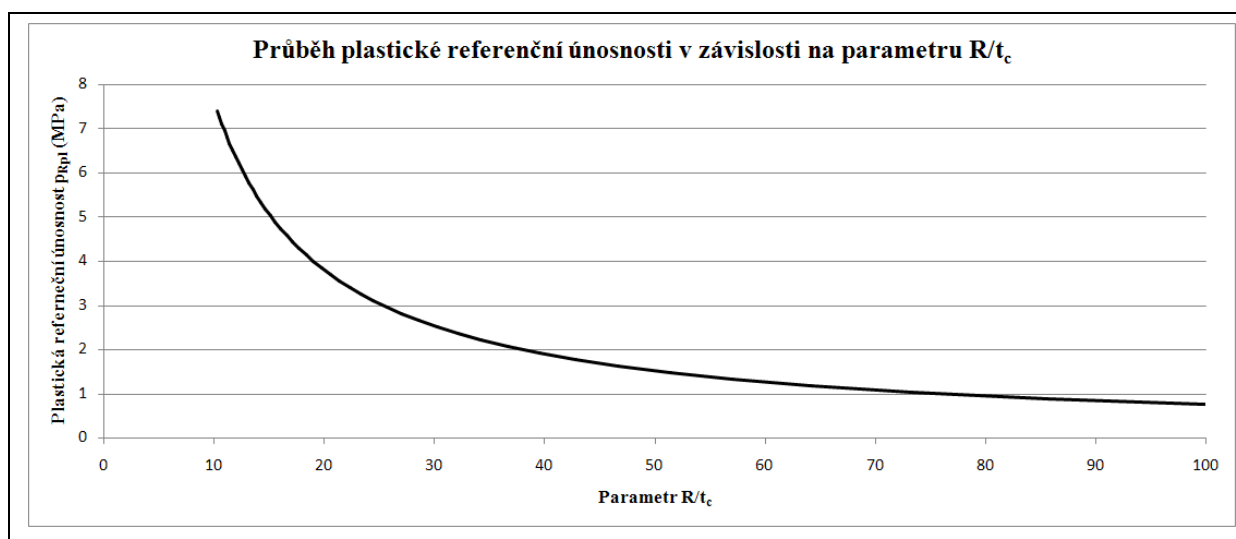
C_{pl} – faktor zohledňující vliv okrajové podmínky viz Tab. 5.

Pozn.: Vztah (14) představuje výpočet přetlaku, při kterém je kulová skořepina v mezním stavu plasticity. Tedy membránové napětí $\sigma_m = R_{p0,2}$.

Tab. 5: Hodnoty faktoru C_{pl} pro různé typy okrajových podmínek.

BC	1	2	3	4	5
C_{pl}	1,0	0,9	0,9	0,8	0,2
Platné za splnění podmínky	---	$\phi \leq 135^\circ$			

Pozn.: Značení okrajových podmínek uložení kulového vrchlíku je obsaženo v Tab. 2.



Obr. 12: Průběh plastické referenční únosnosti.

Obrázek 12 ukazuje průběh plastické referenční únosnosti p_{Rpl} v závislosti na parametru tenkostěnnosti R/t_c . Průběh je vytvořen pro případ kulového vrchlíku prostě podepřeného BC 5 (viz Obr. 9). Mechanické vlastnosti materiálu, použitého při výpočtu, jsou uvedeny v Tab. 3. Pokud se parametr tenkostěnnosti R/t_c zvyšuje, potom plastická referenční únosnost klesá. Pokles plastické referenční únosnosti je pro dané podmínky méně výrazný než u kritického přetlaku při boulení (viz Obr. 11).

2.3.6 Charakteristická amplituda imperfekce.

Charakteristická amplituda imperfekce Δw_k vyjadřuje maximální povolenou hloubku prohlubně. Její hodnota závisí na třídě přesnosti výroby a na geometrických rozměrech kulového vrchlíku. U reálných vrchlíků je hodnota charakteristické amplitudy imperfekce měřena pomocí šablony pro měření geometrických počátečních imperfekcí (Obr. 4).

Charakteristická amplituda imperfekce je dána vztahem:

$$\Delta w_k = \frac{1}{Q} \sqrt{R * t_c} \quad (15)$$

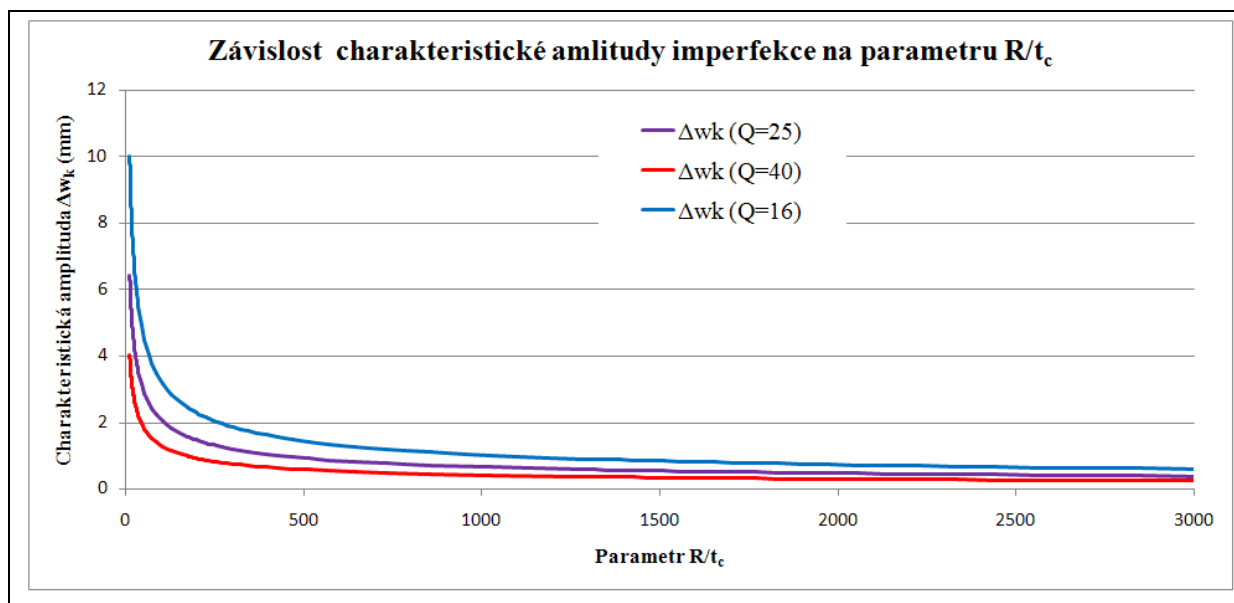
kde

Q - součinitel vlivu jakosti výroby z *Tab. 6*.

Tab. 6: Hodnoty součinitele vlivu jakosti výroby dle jednotlivých tříd.

Třída jakosti výroby	Popis třídy	Q
1	Speciální	40
2	Vysoká	25
3	Základní	16

Závislost pro jednotlivé třídy přesnosti výroby maximální dovolené charakteristické amplitudy imperfekce zobrazuje křivka na Obr. 13. Je zřejmé, že maximální dovolená hloubka prohlubně roste s klesajícím parametrem tenkostěnnosti R/t_c .



Obr. 13: Průběh charakteristické amplitudy imperfekce pro jednotlivé třídy přesnosti.

2.3.7 Redukční součinitel pružné imperfekce

Vliv geometrické počáteční imperfekce na únosnost skořepinového vrchlíku je vyjádřen redukčním součinitelem α . Pro výpočet redukčního součinitele pružné imperfekce α je v ECCS [2] určený vztah:

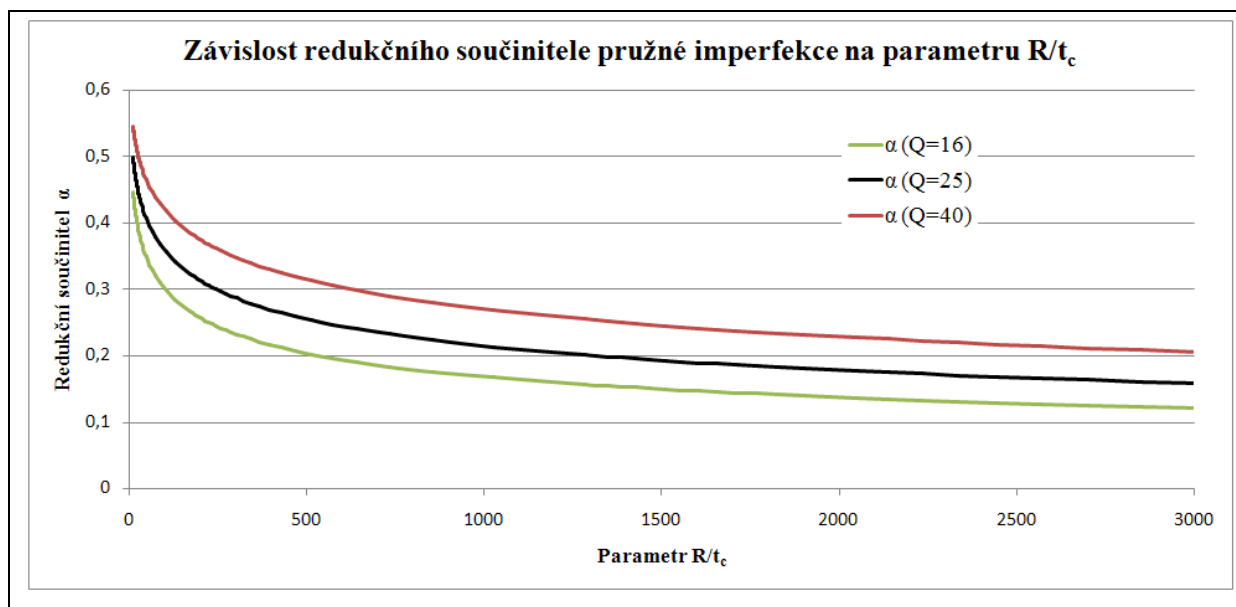
$$\alpha = \frac{0,70}{1 + 1,90 * \left(\frac{\Delta w_k}{t_c}\right)^{0,75}} \quad (16)$$

kde

Δw_k – charakteristická amplituda imperfekce.

Příklad průběhu redukčního součinitele pružné imperfekce α je zobrazený na Obr 14. Ze závislosti vyplývá zvýšená citlivost na počáteční geometrické imperfekce pro vyšší parametr tenkostěnnosti R/t_c . Se zvyšujícím se parametrem tenkostěnnosti R/t_c hodnota redukčního součinitele pružné imperfekce α klesá.

Redukční součinitel je v ECCS konzervativně stanoven pro kloubově uložený vrchlík (BC 3). U prostě podepřeného vrchlíku je ohybový účinek vyvolaný uložením vrchlíku vyšší než u kloubově uloženého vrchlíku. Proto lze předpokládat, že redukční součinitel pružné imperfekce uvedený v ECCS je pro prostě podepřený vrchlík příliš konzervativní. Jedním z cílů disertační práce je proto stanovení závislosti redukčního faktoru na změně radiální tuhosti vrchlíku.



Obr. 14: Průběh redukčního součinitele pružné imperfekce.

2.3.8 Poměrná štíhlost - λ

Poměrná štíhlost kulového vrchlíku je dána vztahem:

$$\lambda = \sqrt{\frac{p_{Rpl}}{p_{Rcr}}} \quad (17)$$

kde

p_{Rcr} – elastická kritická únosnost při boulení,

p_{Rpl} – plastická referenční únosnost.

2.3.9 Plastická mezní poměrná štíhlost – λ_p

Plastická mezní poměrná štíhlost λ_p určuje mezní hodnotu, která odděluje pružně plastickou ztrátu stability a pružnou ztrátu stability. Vypočítá se jako:

$$\lambda_p = \sqrt{\frac{\alpha}{1 - \beta}} \quad (18)$$

kde

α - redukční součinitel pružné imperfekce při posuzování boulení,

β - součinitel rozsahu plastické oblasti v interakčních vztazích pro posuzování boulení.

Tab. 7: Doporučené hodnoty pro dané veličiny dle doporučení ECCS.

<i>Veličina</i>	<i>Hodnoty veličin dle doporučení z ECCS</i>
λ_0	0,2
β	0,7
η	1

2.3.10 Součinitel boulení pro pružně – plastické účinky

Součinitel boulení pro pružně – plastické účinky χ při posuzování boulení vyplývá pro různé hodnoty poměrné štíhlosti λ ze vztahů (19), (20) a (21). Doporučené hodnoty pro λ_0 , β a η jsou převzaty z ECCS [2], viz Tab. 7.

$$\chi = 1; \text{ pro } \lambda \leq \lambda_0 \quad (19)$$

$$\chi = 1 - \beta * \left(\frac{\lambda - \lambda_0}{\lambda_p - \lambda_0} \right)^\eta; \text{ pro } \lambda_0 \leq \lambda \leq \lambda_p \quad (20)$$

$$\chi = \frac{\alpha}{\lambda^2}; \text{ pro } \lambda_p \leq \lambda \quad (21)$$

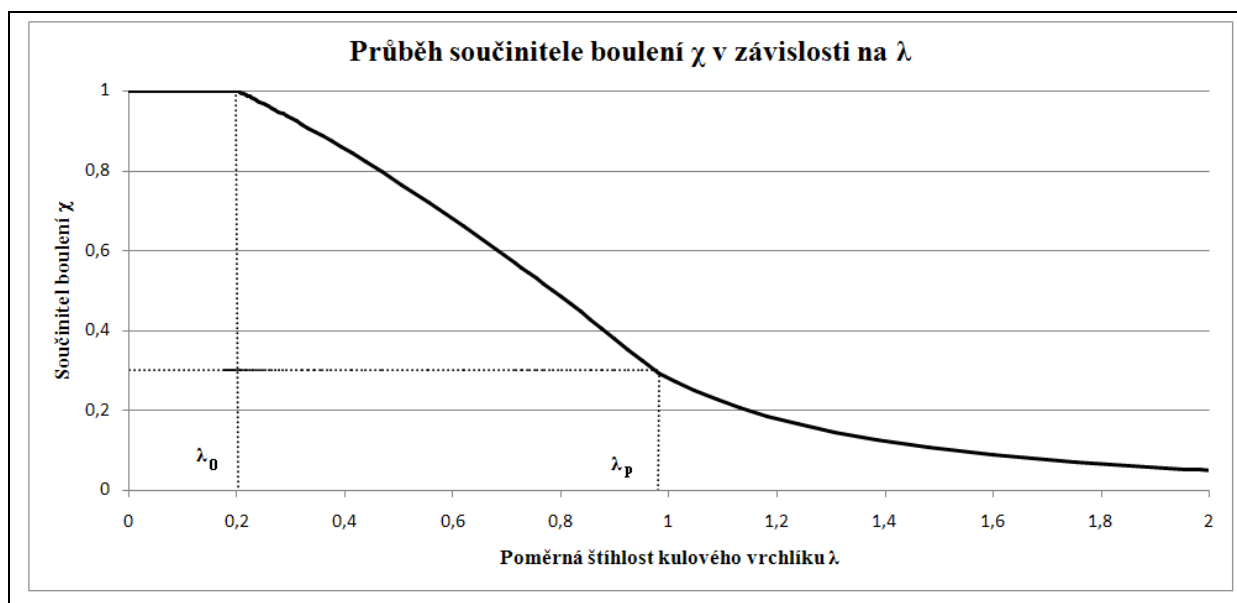
kde

λ_0 - mezní poměrná štíhlost skořepiny při stlačení,

λ_p - plastická mezní poměrná štíhlost,

α - redukční součinitel pružné imperfekce při posuzování boulení,

β - součinitel rozsahu plastické oblasti v interakčních vztazích pro posuzování boulení.



Obr. 15: Průběh součinitele boulení.

Průběh součinitele boulení v pružně plastické oblasti χ v závislosti na poměrné štíhlosti skořepiny λ je zobrazen na Obr. 15. Průběh je vytvořen pro konkrétní případ kulového vrchlíku prostě podepřeného (Obr. 9). Mechanické hodnoty materiálu použitého při výpočtu součinitele boulení χ jsou uvedeny v Tab. 3.

V intervalu $\lambda \leq \lambda_0$ v podstatě nastává mezní stav plasticity. Charakteristický přetlak při boulení je roven plastické referenční únosnosti $p_{Rk} = p_{Rpl}$. Vliv počátečních geometrických imperfekcí není v tomto intervalu zohledněn. Uvažuje se pouze ohybový stav vyvolaný okrajovou podmínkou vrchlíku.

Při hodnotách λ v intervalu mezi $\lambda_0 \leq \lambda \leq \lambda_p$ dochází ke ztrátě stability v pružně – plastické oblasti. Únosnost kulového vrchlíku je snížena vlivem ztráty stability, nebo změnou geometrie během zatěžování (velké posuvy). Charakteristický přetlak při boulení je stanoven podle vzorce $p_{Rk} = \chi * p_{Rpl}$. Vliv počátečních geometrických imperfekcí je vyjádřen redukčním součinitelem pružné imperfekce α . Do výpočtu vstupuje prostřednictvím plastické mezní poměrné štíhlosti λ_p (18).

Pro hodnoty $\lambda \geq \lambda_p$ již nedochází k výraznému ovlivňování únosnosti vlivem nelineárního chování materiálu (plasticity). Ztráta stability probíhá převážně v pružné oblasti. Výpočet charakteristického přetlaku při boulení vychází z kritického přetlaku při boulení p_{Rcr} . Kritický přetlak při boulení p_{Rcr} je násobený redukčním součinitelem pružné imperfekce α tedy $p_{Rk} = \alpha * p_{Rcr}$. Vliv počátečních geometrických imperfekcí je vyjádřen přímo redukčním součinitelem α .

2.3.11 Charakteristická únosnost při boulení

Charakteristická únosnost při boulení zohledňuje pružně plastické chování materiálu a vliv počátečních geometrických imperfekcí reálné konstrukce.

Charakteristický přetlak při boulení je určen vztahem:

$$p_{Rk} = \chi * p_{Rpl} \tag{22}$$

kde

p_{Rpl} – plastická referenční únosnost,

χ – součinitel boulení pro pružně – plastické účinky při posuzování boulení.

Pozn.: Příklad průběhu charakteristického přetlaku při boulení v závislosti na parametru tenkostěnnosti R/t_c je zobrazen na Obr. 16.

2.3.12 Návrhová únosnost při boulení.

Návrhová únosnost při boulení je maximální dovolené zatížení kulového vrchlíku. Její hodnota je předepsaná vztahem:

$$p_{Rd} = \frac{p_{Rk}}{\gamma_M} \quad (23)$$

kde

γ_M – dílčí součinitel únosnosti při boulení.

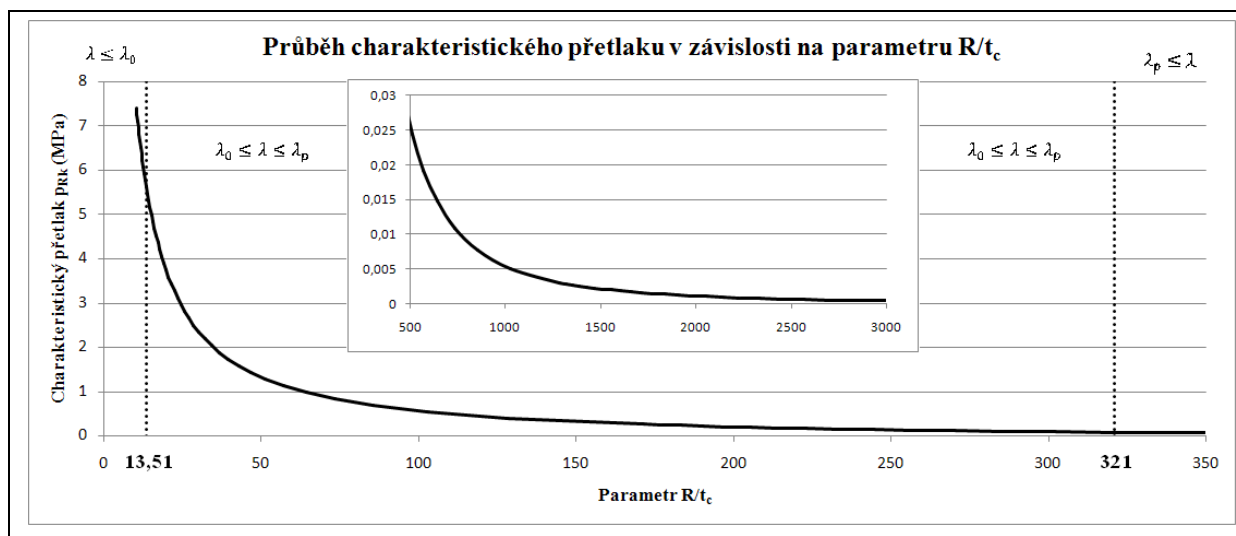
Pozn.: V ECCS [2] je doporučena hodnota pro dílčí součinitel únosnosti $\gamma_M = 1,1$.

Konstrukční návrh kulového vrchlíku musí splňovat následující pevnostní podmínku:

$$p_{Ed} \leq p_{Rd} \quad (24)$$

kde

p_{Ed} - konstrukční zatížení kulového vrchlíku.



Obr. 16: Průběh charakteristického přetlaku v závislosti na parametru R/t_c .

Na obrázku 16 je zobrazena křivka, která popisuje průběh charakteristického přetlaku p_{Rk} v závislosti na parametru tenkostěnnosti R/t . Křivka je vytvořena pro vrchlík vyrobený z běžné uhlíkové oceli. Mechanické vlastnosti materiálu jsou uvedeny v Tab. 3.

U vrchlíků s parametrem tenkostěnnosti $R/t_c \leq 13,51$ se konstrukce v podstatě hrouť pouze dosažením mezního stavu plasticity. V tomto intervalu se vliv geometrických počátečních imperfekcí neuvažuje. V intervalu $13,51 \leq R/t_c \leq 321$ probíhá ztráta stability v pružně - plastické oblasti. Únosnost konstrukce je určena mezním stavem ztráty stability

a nelineárním chováním materiálu (plasticitou). U vrchlíků s parametrem tenkostěnnosti $R/t_c \geq 321$ probíhá ztráta stability v pružné oblasti. V této oblasti je vliv nelineárního chování materiálu zanedbatelný.

2.3.13 Shrnutí

Vztahy pro výpočet kulových vrchlíků s konečnou tuhostí v radiálním směru nejsou v ECCS [2] uvedeny. Řešení, s použitím vztahů pro výpočet prostě podepřeného vrchlíku, je zřejmě konzervativní. Vliv ohybového stavu od okrajových podmínek na únosnost kulového vrchlíku je vyjádřen pomocí faktorů C_c a C_{pl} . Z porovnání výsledků na Obr. 11 vyplývá, že použití faktoru C_c je konzervativní. Hodnoty kritického vnějšího přetlaku při boulení p_{Rcr} , stanovené dle ECCS [2], jsou proto na bezpečné straně.

Redukční součinitel α je v ECCS konzervativně stanoven pro kloubově uložený vrchlík. Lze předpokládat, že redukční součinitel α pružné imperfekce uvedený v ECCS je pro prostě podepřený vrchlík s konečnou tuhostí v radiálním směru příliš konzervativní. Jedním z cílů disertační práce je proto stanovení nové závislosti redukčního faktoru α , který bude zohledňovat radiální tuhost okraje vrchlíku.

3. Definice cílů disertační práce na základě analýzy současného stavu

Disertační práce navazuje na soudobé poznatky vědy a techniky ohledně navrhování ocelového kulového vrchlíku. Tyto poznatky jsou zapracovány do norem, předpisů a doporučení [1], [2], [18]. Výpočet kulového vrchlíku s konečnou tuhostí v radiálním směru není uveden v evropském doporučení ECCS [2] ani v normě ČSN EN 1993-1-6 [1].

V habilitační práci [4] autor zkoumal mezní zatížení vrchlíku s konečnou tuhostí v radiálním směru. Vliv geometrických počátečních imperfekcí na ztrátu stability kulového vrchlíku zde však není v dostatečné míře zohledněn. Autor použil redukční faktor α stanovený pro osově tlačný válec.

Redukční faktor α uvedený v ECCS (rovnice 16) byl stanoven W. Wunderlichem pro kloubově uložený vrchlík (BC 3). Ohybový účinek u tohoto typu uložení vrchlíku vyvolaný samotnou podstatou konstrukce může být nižší v porovnání s vrchlíkem s konečnou tuhostí v radiálním směru. Vliv počáteční imperfekce na ztrátu stability tím může být výrazně nižší než u kloubově uloženého vrchlíku (BC 3). Použití redukčního faktoru α dle vztahu (16) je v případě vrchlíku vyztuženého obvodovým prstencem na straně bezpečné, ale může být také příliš konzervativní.

Cílem disertační práce je stanovit nové redukční faktory a vztahy, které by mohly nalézt uplatnění při běžném konstrukčním návrhu kulového vrchlíku v praxi. Redukční faktory by měly vyjádřit vliv nedokonalostí tvaru na ztrátu stability kulového vrchlíku s konečnou tuhostí v radiálním směru.

Základem jsou poznatky a výsledky numerických analýz typu GNA, GMNA, GNIA a GMNIA. Analýzy jsou provedeny v programovém vybavení COSMOS/M [5] a CosmosWorks [6].

Dalším cílem disertační práce je připravit experimentální zkoušky ztráty stability zkušebních vzorků. Zkušební vzorky imitují reálné kulové vrchlíky vyztužené obvodovým prstencem. Cílem provedených experimentů je ověřit výsledky numerických analýz.

4. Ověření výsledků MKP programů.

[22], [24], [25], [26]

Numerické analýzy jsou provedeny v MKP programu COSMOS/M [5]. Lze předpokládat, že výsledky MKP programů u silně nelineárních úloh v oblasti daleko za ztrátou stability, se mohou lišit. Výsledky publikované v této disertační práci jsou určeny pro běžné užití při návrhu kulových vrchlíků s obvodovými prstenci. Výsledky získané programem COSMOS/M [5] je nezbytné ověřit pomocí jiného MKP programu. Pro verifikaci výsledků byl použit program ANSYS 11 [13]. Výsledky byly posuzovány ze dvou základních hledisek.

1. Rovnovážná (zatěžovací) křivka
2. Tvar deformování konstrukce

Výsledky obou MKP programů, byly zároveň porovnány s výsledky experimentu. Hlavním cílem bylo ověřit průběh zatěžující síly a způsob deformování konstrukce v oblasti daleko za první ztrátou stability.

U kulového vrchlíku probíhá ztráta stability ve velmi krátkém čase. V současné době není dostatečně vyřešeno snímání vnějšího přetlaku v závislosti na posuvu bodu ve středu vrchlíku. Rovnovážnou charakteristiku kulového vrchlíku nyní nelze s dostatečnou přesností získat. Zkušební vzorek typu kulový vrchlík není pro testování MKP programů vhodný.

Pro ověření MKP programů byla použita válcová skořepina. Skořepina byla příčně zatěžována tuhým razníkem. Experimentální vzorek imitoval vodorovnou válcovou skořepinu umístěnou na sedlové podpoře. U příčně zatížené válcové skořepiny lze rovnovážnou charakteristiku získat pomocí běžných měření.

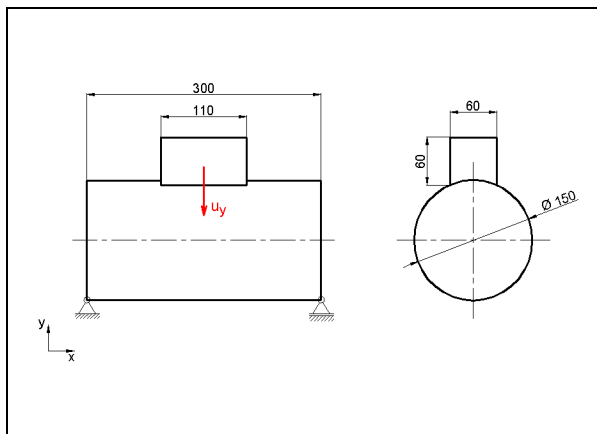
Pro testování vlivu geometrické imperfekce byly vyrobeny dva zkušební vzorky. Jeden vzorek obsahoval uměle vyrobenou počáteční imperfekci (bouli v oblasti víka) a druhý vzorek obsahoval pouze neúmyslně vložené počáteční imperfekce. Pro oba zkušební vzorky byly provedeny nelineární numerické analýzy a výsledky byly vzájemně porovnány.

4.1 Válcová skořepina bez počátečních imperfekcí

Zkušební vzorek válcové skořepiny obsahoval neúmyslně vložené počáteční imperfekce, které vznikly během výroby (svařování). Tyto počáteční imperfekce nebyly při numerických analýzách zohledněny. Limitní síla u zkušebního vzorku může být proto výrazně nižší v porovnání s numerickou analýzou ideálního modelu.

4.1.1 Experimentální model

Na základě předběžné numerické analýzy byl vyroben experimentální model. Rozměry modelu jsou uvedeny na obrázku 17. Tloušťka pláště skořepiny je $\delta_1=0,56 \text{ mm}$, vík $\delta_2=8 \text{ mm}$. Sedlo bylo vyrobeno z tenkostěnného čtvercového uzavřeného profilu (hrana 60 mm) o tloušťce stěny 3 mm. Z důvodu dosažení dokonalé tuhosti sedla byl profil podélně vyztužen a opatřen víky. Sedlo a víka jsou ke skořepině přivařeny. Na Obr. 18 je zobrazen experimentální model uchycený v lisu.



Obr. 17: Rozměry numerického a experimentálního modelu válcové skořepiny.



Obr. 18: Experimentální model válcové skořepiny.

Po celý průběh experimentu byla zaznamenávána síla, která působila na sedlo. Rovnovážná charakteristika je zobrazena na Obr. 21 Experiment byl ukončen při svislém posunu sedla $u_y = 65 \text{ mm}$. Deformovaný model je zobrazen na Obr. 20. Po skončení experimentu byla provedena tahová zkouška materiálu vzorku testované skořepiny, ke zjištění skutečné meze kluzu. Tato hodnota byla použita v následující numerické analýze.



Obr. 19: Zkušební vzorek při $u_y=0 \text{ mm}$



Obr. 20: Závěr experimentu při $u_y=65 \text{ mm}$

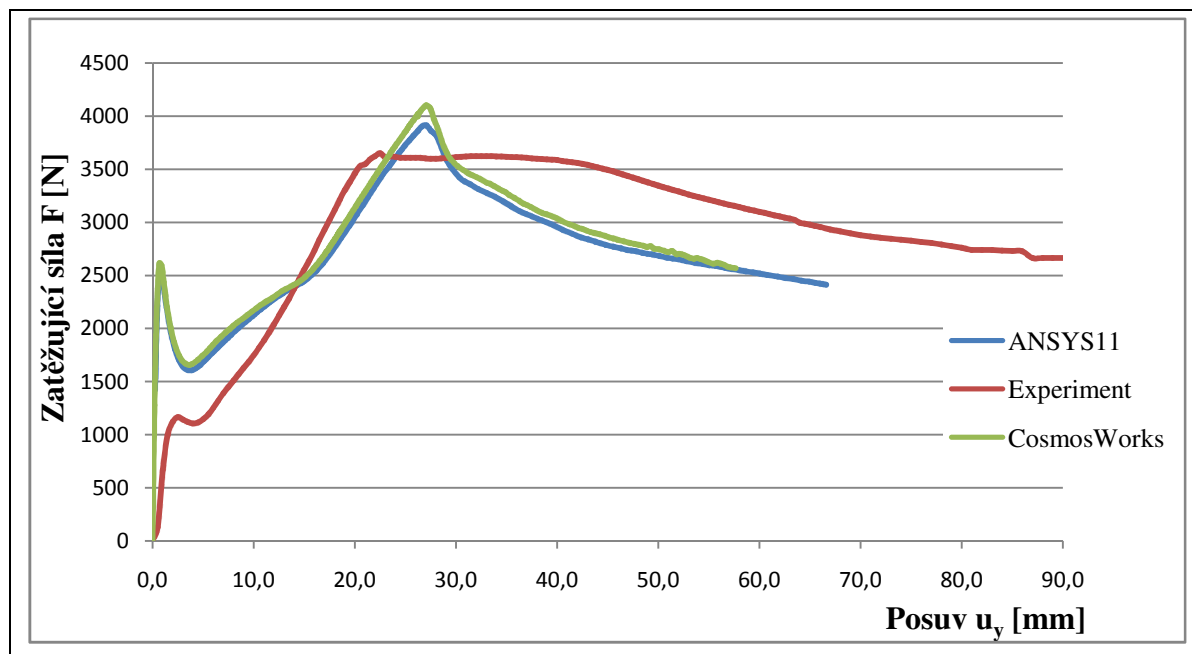
4.1.2 Numerický model válcové skořepiny

Geometrické rozměry numerického modelu jsou shodné s experimentálním vzorkem (viz Obr. 17 a 18). Pro numerickou analýzu je uvažován von Misesův bilineární model chování materiálu s mezí kluzu $R_{p0,2}=170 \text{ MPa}$ (Obr. 2). V elastické oblasti je předepsán modul pružnosti $E=2,06 \cdot 10^5 \text{ MPa}$ a v plastické oblasti z důvodu konvergence nepatrné zpevnění v podobě tangenciálního modulu $E_{tan} \sim E/10^4 \text{ MPa}$; Poissonovo číslo použitého materiálu je $\mu = 0,3$.

V programu ANSYS 11 byl při výpočtu použitý prvek SHELL4 node181 a v programu CosmosWorks parabolický trojúhelníkový prvek. Nelineární numerické analýzy byly typu GMNA. Iterační proces byl řízen strategií přírůstků posuvu. Vliv počátečních imperfekcí na ztrátu stability byl zanedbán.

4.1.3 Vyhodnocení

Rovnovážné charakteristiky jsou zobrazeny na Obr. 21. V průběhu zatěžování dochází ke dvěma ztrátám stability. První nastala při cca $u_y=1 \text{ mm}$ a druhá při $u_y=26 \text{ mm}$. První ztráta stability nastala u reálné skořepiny nepatrně později. Tento jev lze zdůvodnit vymezením vůlí mezi pláštěm válcové skořepiny a podložkou. Po prvotní ztrátě stability jsou již průběhy zatěžující síly podobné. U reálné skořepiny došlo ke druhé ztrátě stability dříve (v okamžiku, kdy $u_y=22 \text{ mm}$).

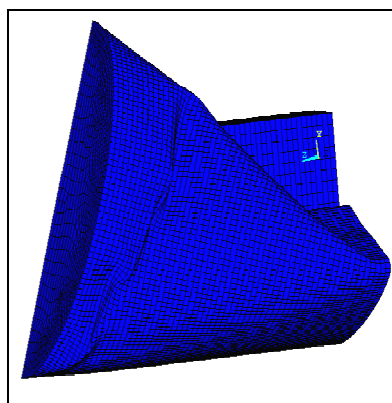


Obr. 21: Rovnovážné charakteristiky.

Hladká válcová skořepina je standardní konstrukční uzel. Únosnost standardního uzlu je velmi citlivá na počáteční imperfekce. Limitní síla při první ztrátě stability u zkušební vzorku je výrazně nižší, než u numerických modelů. Výrazně nižší limitní síla při první ztrátě stability je s největší pravděpodobností způsobena počátečními imperfekcemi vzniklými při výrobě zkušební vzorku. Při výrobě jakéhokoliv zkušební vzorku nelze zabránit vzniku počátečních imperfekcí.

Limitní zatížení u druhé ztráty stability vykazuje menší rozdíl mezi zkušebním vzorkem a numerickými modely. Při první ztrátě stability se na plášti skořepiny vytvořily vlny, v jejichž vrcholech postupně vznikají ostré proplastizované hrany. Proplastizované hrany začnou působit jako výtuzná žebra.

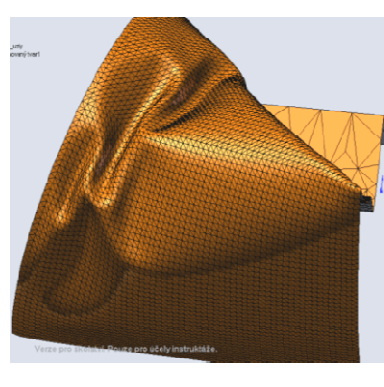
V souladu s teorií skořepinových konstrukcí takto vyztužená konstrukce již není na počáteční imperfekce tolik citlivá. Tím lze vysvětlit menší rozdíl mezi skutečnou hodnotou limitní síly a numerickým řešením ideální skořepiny, než tomu bylo u první ztráty stability. Rozdíly v rovnovážné charakteristice v oblasti po druhé ztrátě stability jsou pravděpodobně způsobeny zvoleným modelem chování materiálu.



Obr. 22: ANSYS 11



Obr. 23: Zkušební vzorek



Obr. 24: CosmosWorks

Na obrázcích 22÷24 jsou tvary deformovaných modelů. Je patrné, že oba použité MKP programy velmi věrně simulují chování zkušební vzorku daleko za mezním stavem. Za povšimnutí stojí zejména tvar a umístění vytvořených vln na Obr. 24. Program CosmosWorks lépe popsal počet a rozložení vln a to navzdory použitému typu sítě (typ volná). V programu ANSYS 11 byla použita kvalitní mapovaná síť, přesto výsledky nedosáhly přesnosti programu CosmosWorks. Odchyly od zkušební vzorku jsou přičítány počátečním imperfekcím.

4.2 Válcová skořepina s geometrickou počáteční imperfekcí.

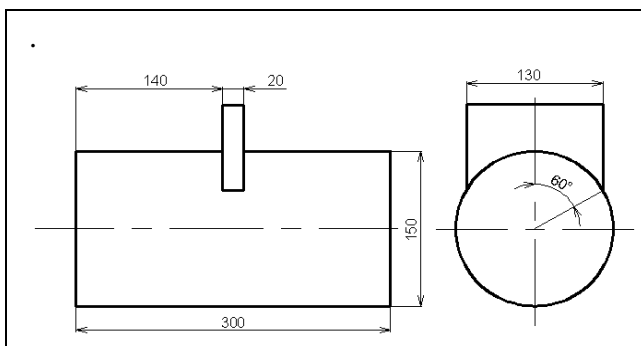
Další zkušební vzorek válcové skořepiny obsahoval úmyslně vloženou geometrickou počáteční imperfekcí (boule v místě víka). Tato počáteční imperfekce byla vložena do numerických analýz. Vliv ostatních imperfekcí byl zanedbán. Lze předpokládat, že sledovaná počáteční imperfekce má o řád vyšší vliv než ostatní imperfekce. Vliv ostatních imperfekcí na limitní sílu zkušebního vzorku by měl být nevýrazný. Pro porovnání vlivu počáteční geometrické imperfekce byly provedeny numerické analýzy dvou modelů. U prvního numerického modelu jsou počáteční imperfekce zanedbány. Druhý numerický model obsahoval předem vloženou geometrickou počáteční imperfekcí (bouli v oblasti víka). Numerické výpočty byly provedeny pouze v programu CosmosWorks.

4.2.1 Numerický model ideální válcové skořepiny – bez počátečních imperfekcí

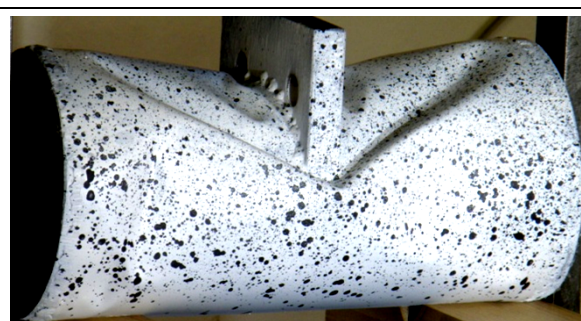
Rozměry numerického modelu jsou uvedeny na Obr. 25. Numerický model v deformovaném stavu je zobrazen na Obr. 27. Skořepina a zatížení jsou symetrické vzhledem k podélné a příčně rovině. Tvar ztráty stability je předpokládán symetrický k podélné rovině. Při výpočtu je proto použita polovina skořepiny. Zbytek je nahrazen okrajovými podmínkami symetrie. Tloušťka pláště skořepiny je $\delta_1=0,53 \text{ mm}$ a vík $\delta_2=16 \text{ mm}$. Sedlo bylo vyrobeno z plechu o tloušťce 20 mm.

Poloviční úhel opásání sedlové podpory je roven $\theta=60^\circ$. Byla provedena numerická analýza typu GMNA. Při výpočtu byl uvažován von Misesův bilineární model chování materiálu s mezí kluzu $R_{p0,2}=189 \text{ MPa}$. V elastické oblasti je předepsán modul pružnosti $E=1,9 \cdot 10^5 \text{ MPa}$ a v plastické oblasti z důvodu konvergence nepatrné zpevnění v podobě tangenciálního modulu $E_{tan}=E/10^4=19 \text{ MPa}$; Poissonovo číslo použitého materiálu je $\mu = 0,3$.

Sít' numerického modelu byla vytvořena parabolickým skořepinovým elementem. Výpočet byl řízen strategií přírůstku oblouku zatěžovací charakteristiky.



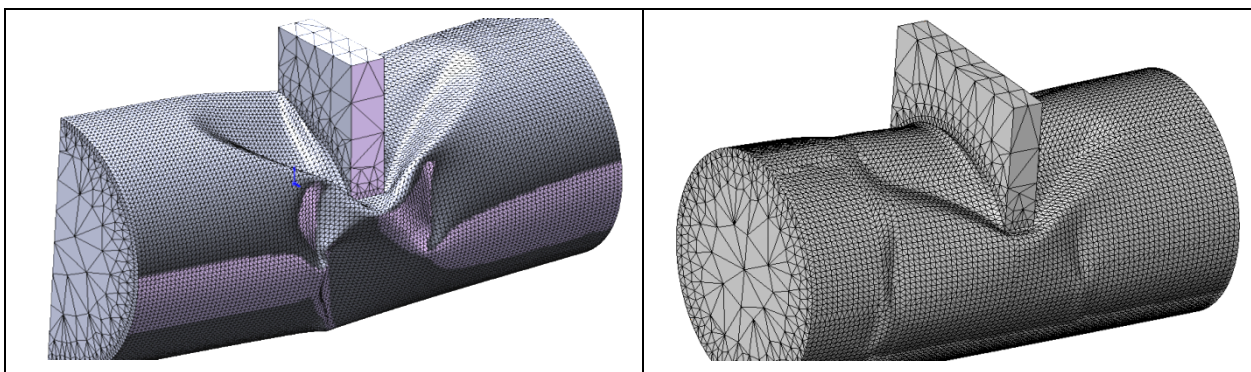
Obr. 25: Rozměry válcové skořepiny.



Obr. 26: Deformovaný tvar ($U_y=30 \text{ mm}$).

4.2.2 Numerický model reálné skořepiny

Numerický model reálné skořepiny (viz Obr. 28) obsahuje sledovanou geometrickou počáteční imperfekci. Rozměry, síť a model chování materiálu jsou shodné s numerickým modelem ideální skořepiny. Geometrie skořepiny není symetrická k žádné rovině. Jako výpočtový model musela být použita celá skořepina. Provedená numerická analýza byla typu GMNIA.



Obr. 27: Deformovaný tvar num. modelu ideální skořepiny ($u_y=22$ mm).

Obr. 28: Deformovaný tvar numerického modelu reálné skořepiny ($u_y=8$ mm).

4.2.3 Experimentální model

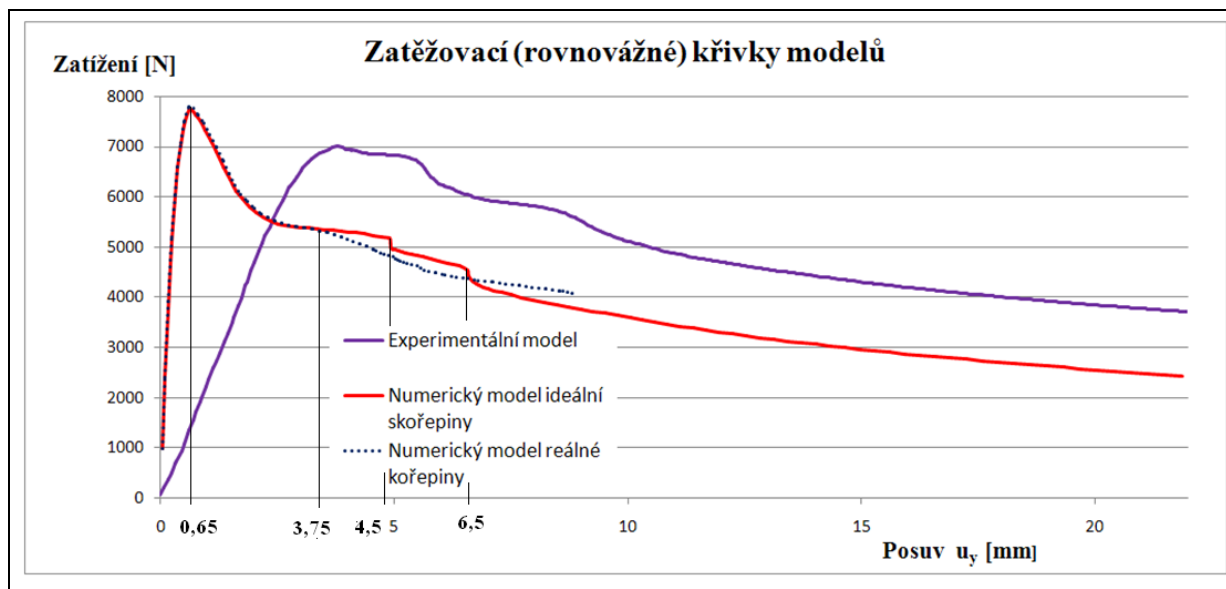
Rozměry zkušebního vzorku jsou uvedeny na Obr. 25. Geometrické rozměry jsou shodné s numerickými modely. Sedlo a víka jsou ke skořepině přivařena. Experimentální model obsahoval úmyslně vloženou geometrickou počáteční imperfekci. Sledovaná imperfekce je o řád větší než imperfekce vzniklé při výrobě. Vliv ostatních imperfekcí na ztrátu stability by měl být zanedbatelný.

Po celý průběh experimentu byla zaznamenávána síla, která působila na sedlo. Deformovaný model je zobrazen na Obr. 26. Rovnovážná charakteristika je uvedena na Obr. 29. Po skončení experimentu byla provedena tahová zkouška materiálu vzorku testované skořepiny, ke zjištění skutečné meze kluzu. Tato hodnota byla použita u obou numerických analýz.

4.2.4 Vyhodnocení

V této kapitole je provedeno porovnání výsledků numerických analýz s výsledky experimentu. Výsledky jsou hodnoceny ze tří hledisek:

1. Limitní zatížení (únosnost)
2. Tvar ztráty stability (průběh deformování)
3. Vliv úmyslně vložené geometrické počáteční imperfekce



Obr. 29: Zatěžující (rovnovážné) křivky.

4.2.4.1 Numerický model ideální skořepiny

Zatěžovací křivka je zobrazena na Obr. 29. Během zatěžování došlo ke třem ztrátám stability. První nastala při svislém posuvu $u_y \approx 0,65$ mm. Druhá a třetí ztráta stability jsou nevýrazné a nastaly při $u_y \approx 4,5$ mm a $u_y \approx 6,5$ mm. Tvar deformování je symetrický vzhledem k podélné rovině. Při výpočtu nemohla být použita $\frac{1}{4}$ skořepiny, protože tvar deformování není symetrický vzhledem k příčné rovině. Z porovnání rovnovážných křivek plyne, že únosnost skořepiny nebyla významně ovlivněna vloženou imperfekcí. Tvar deformování je odlišný od zkušebního vzorku. Odlišnosti jsou zejména v počtu a umístění vln. Toto je pravděpodobně způsobeno vloženou geometrickou imperfekcí.

4.2.4.2 Numerický model reálné skořepiny

Zatěžovací křivka je zobrazena na Obr. 29. Během zatěžování došlo ke dvěma ztrátám stability. První nastala při svislém posuvu $u_y \approx 0,65$ mm. Druhá nevýrazná ztráta stability nastala při $u_y \approx 3,75$ mm. Při hodnotě svislého posuvu $u_y \approx 8$ mm došlo ke zhavarování (divergenci) numerického výpočtu. K divergenci pravděpodobně došlo v důsledku třetí ztráty stability. Limitní zatížení je shodné s limitním zatížením numerického modelu ideální skořepiny. Tvar ztráty stability je odlišný (viz Obr. 28). Vložená geometrická imperfekce způsobila změnu počtu a umístění vln. Vlny se přesunuly z oblasti pod sedlovou podporou do oblasti víka skořepiny. Tvar ztráty stability numerického modelu reálné skořepiny lépe odpovídá tvaru ztráty stability zkušebního vzorku.

4.2.4.3 Experimentální model

Počet ztrát stability je shodný s numerickým modelem ideální skořepiny. Limitní zatížení u první ztráty stability je nižší. Toto snížení únosnosti je zřejmě způsobeno jinými počátečními imperfekcemi, které byly při výpočtu zanedbány. Rovnovážná křivka je ekvidistantně posunuta do vyšších hodnot. Nejpravděpodobnější příčina této odlišnosti je zvolený model chování materiálu (von Misesův model). U numerického modelu je uvažováno nepatrné zpevnění z důvodu konvergence. U skutečného materiálu je zpevnění vyšší.

Z rovnovážné křivky (Obr. 29) je patrné, že tuhost zkušebního vzorku je nižší než tuhost numerických modelů. Nižší tuhost je zřejmě vyvolána použitím dřevěných podpor u zkušebního vzorku.

Z porovnání výsledků plyne, že vložená imperfekce měla významný vliv na tvar ztráty stability. Na snížení únosnosti zkušebního vzorku skořepiny se menší mírou podílely imperfekce, které byly při výpočtu zanedbány. Numerický výpočet reálné skořepiny, provedený v programu CosmosWorks, prokázal dobrou shodu s výsledky experimentu.

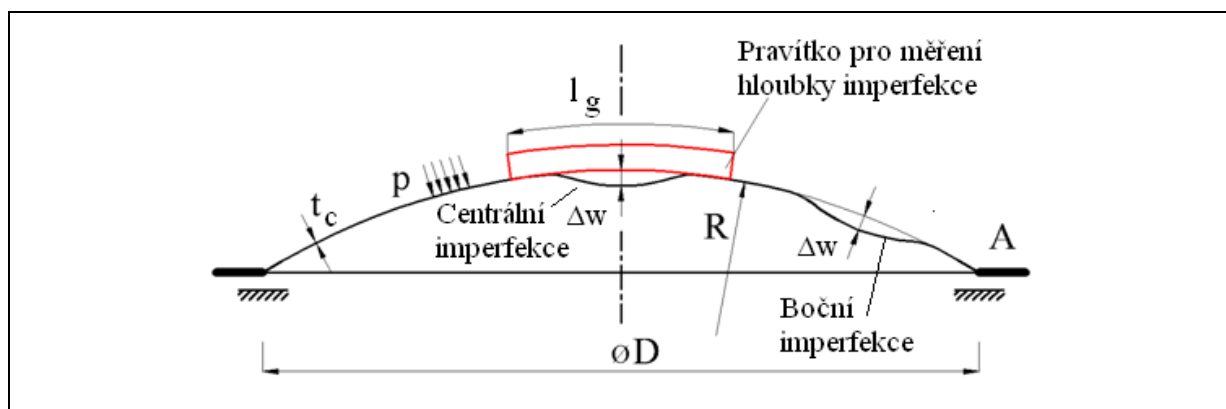
Tab. 8: Výsledky numerických analýz a výsledek provedeného experimentu.

	<i>Výpočet z [2]a [15]</i>	<i>Experiment</i>	<i>Num. Ideální s.</i>	<i>Num. Reálná s.</i>
<i>Limitní zatížení F_L (N)</i>	7 588	7 007	7 728	7 788
<i>Relativní chyba δ (%)</i>	8,3 %	---	10,3 %	11,1 %

5. Vliv umístění geometrické počáteční imperfekce (prohlubně) na ztrátu stability kulového vrchlíku [23]

V této kapitole jsou porovnány dvě geometrické počáteční imperfekce. Imperfekce jsou uvažovány ve formě prohlubní. Centrální imperfekce je umístěna ve středu vrchlíku. Boční imperfekce je vytvořena u vnějšího okraje vrchlíku. Cílem této kapitoly je určit, která imperfekce má větší vliv na ztrátu stability kulového vrchlíku. Vliv imperfekcí je testován pomocí numerických analýz typu GNIA a GNA. Aby výsledky analýz nebyly zkresleny pružně plastickým chováním materiálu, je materiál uvažován elastický v celém rozsahu.

Jako výpočtové modely jsou použity kulové vrchlíky o poloměru křivosti $R=2400 \text{ mm}$, průměru základní kružnice $D=1400 \text{ mm}$ (viz Obr. 30). Výpočet je proveden pro dva typy okrajových podmínek a to pro prostě podepřený okraj (BC 5) a kloubově uložený okraj (BC 3). Prostě podepřené vrchlíky jsou vyztuženy obvodovými prstenci o průřezech $A_1=800 \text{ mm}^2 / A_2=1600 \text{ mm}^2 / A_3=2400 \text{ mm}^2$.



Obr. 30: Prostě podepřený kulový vrchlík vyztužený obvodovým prstencem.

Vliv počáteční imperfekce na únosnost kulového vrchlíku je vyjádřen redukčním faktorem $\alpha \in (0; 1)$.

$$\alpha = \frac{p_{cr}^{GNIA}}{p_{cr}^{GNA}} \quad (25)$$

kde

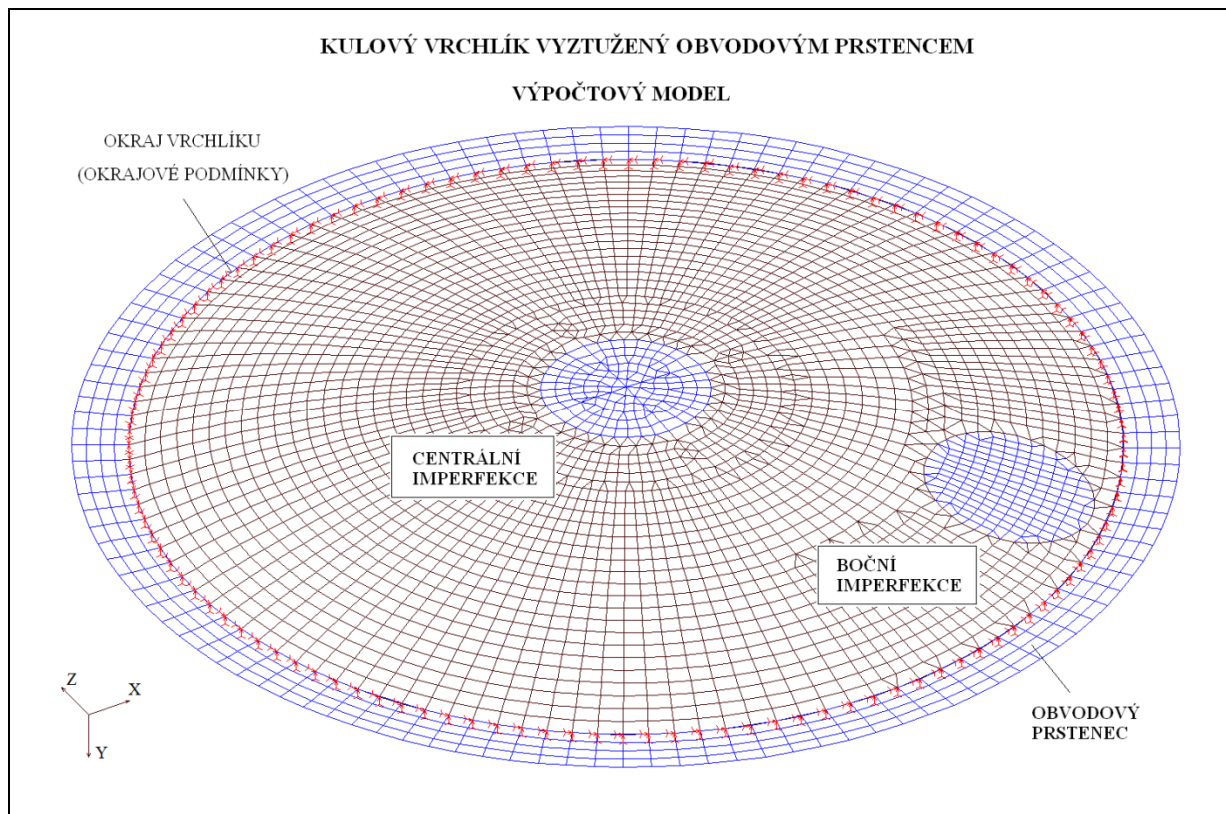
p_{cr}^{GNIA} – kritický vnější přetlak numerického modelu, který obsahuje počáteční imperfekci,

p_{cr}^{GNA} – kritický vnější přetlak numerického modelu ideálního vrchlíku.

Numerické analýzy jsou provedeny v programu COSMOS/M [5]. Výpočtový model je zobrazen na Obr. 31. Kombinovaná síť je vytvořena skořepinovými elementy SHELL4T a SHELL3T. Numerický model je zatížen vnějším přetlakem (vnitřním podtlakem). Pro řízení iteračního procesu je použita strategie přírůstku oblouku zatěžovací charakteristiky.

Hloubka imperfekce je stanovena pro jednotlivé parametry R/t_c podle vztahu z [2]:

$$\Delta w = 0,04 \cdot \sqrt{R \cdot t_c} \quad (26)$$

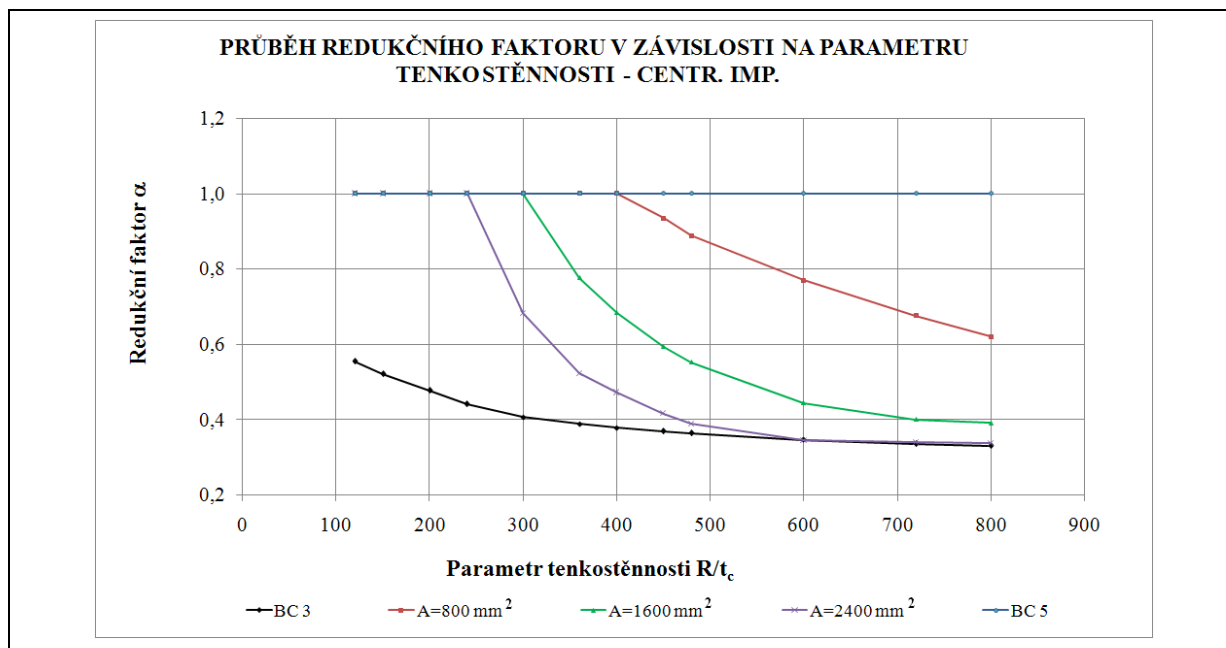


Obr. 31: Kulový vrchlík vyztužený obvodovým prstencem – výpočtový model.

Na následujících grafech (Obr. 32 a Obr. 33) jsou zobrazeny závislosti redukčního faktoru α na parametru tenkostěnnosti R/t_c . Pro každý z bodů křivek je provedena nelineární numerická analýza typu GNIA. Křivky jsou získány jako lineární interpolace mezi vybranými body.

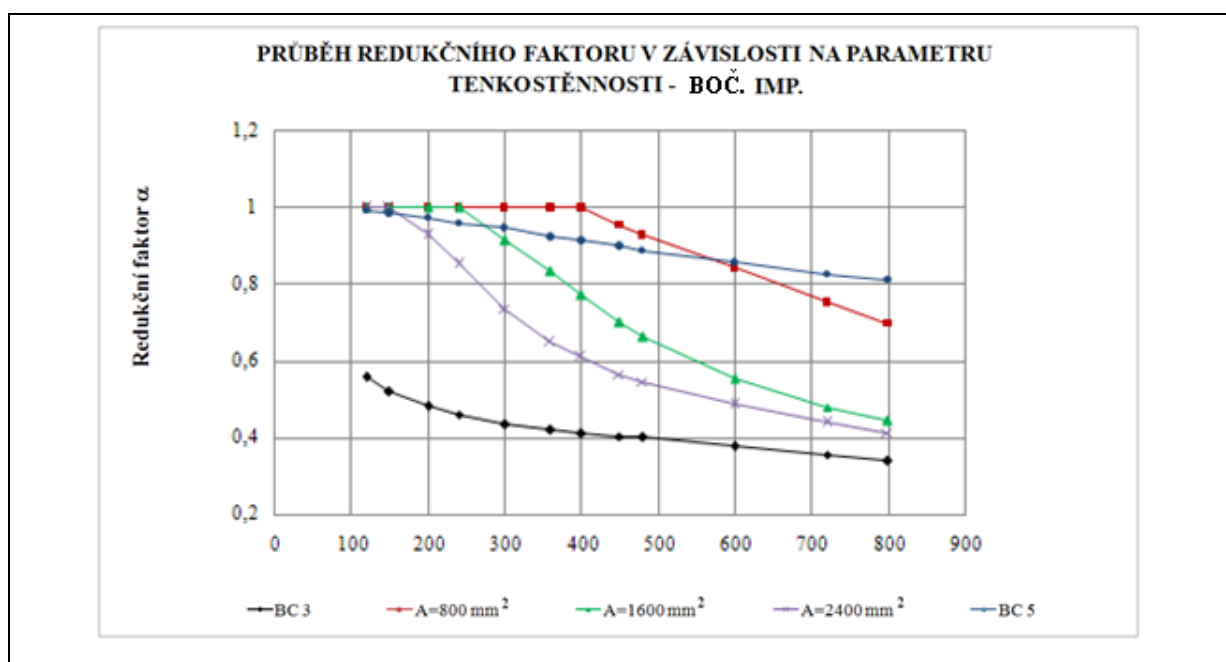
Pro úplnost jsou grafy doplněny ze [4] o křivky dvou krajních případů uložení (kloubově uložený vrchlík a prostě podepřený vrchlík). Kloubově uložený vrchlík (BC 3) představuje nekonečnou tuhost v radiálním směru. Prostě podepřený vrchlík (BC 5) nemá zabráněný posuv v radiálním směru. Výsledky vrchlíku vyztuženého obvodovým prstencem by měly vždy ležet mezi těmito dvěma krajními případy.

Z následujících dvou grafů na Obr. 32 a Obr. 33 plyne, že kulové vrchlíky s tužším obvodovým prstencem ($A_3=2400 \text{ mm}^2$) jsou citlivější na boční imperfekci. Na centrální imperfekci jsou více citlivé kulové vrchlíky opatřené měkčím obvodovým prstencem ($A_1=800 \text{ mm}^2$).



Obr. 32: Závislost redukčního faktoru na tenkostěnnosti – centrální imperfekce.

Z porovnání grafů na Obr. 32 a Obr. 33 vyplývá, že rozdíl mezi centrální a boční imperfekcí je přijatelný. V další části disertační práce je uvažována pouze centrální geometrická imperfekce (prohlubeň).



Obr. 33: Závislost redukčního faktoru na tenkostěnnosti – boční imperfekce.

Pozn.: Z grafu na Obr. 33 nelogicky vyplývá menší citlivost na boční imperfekci u vrchlíku vyztuženého obvodovým prstencem oproti vrchlíku, který je prostě podepřen (BC 5). Tento jev nastává v nižších hodnotách parametru tenkostěnnosti R/t_c . Nelogické chování je pravděpodobně způsobeno zanedbáním vlivu natočení obvodového prstence na ztrátu stability.

5.1 Příklad provedené numerické analýzy s vlivem materiálové nelinearity

Pro ukázkou je zde uveden příklad numerické analýzy GMNIA kulového vrchlíku s centrální a boční imperfekcí. Pro lepší názornost je zohledněna i materiálová nelinearita. Redukční faktor nevyjadřuje vliv plastického chování materiálu na ztrátu stability. Pro výpočet redukčního faktoru je nutné uvažovat pouze geometrickou nelinearitu. Výsledky analýzy typu GMNIA jsou zde uvedeny jako ukázkový příklad ztráty stability konkrétního kulového vrchlíku a nejsou použity při výpočtu redukčního faktoru.

Ukázkový příklad kulového vrchlíku má poloměr křivosti $R=2400\text{ mm}$, průměr základní kružnice $D=1400\text{ mm}$, parametr tenkostěnnosti $R/t_c=400$. Kulový vrchlík je vyztužen obvodovým prstencem o ploše průřezu $A=1600\text{ mm}^2$. Průřez prstence je volen tak, aby výsledky ležely mezi krajními hodnotami pro vrchlík kloubově uložený a prostě podepřený.

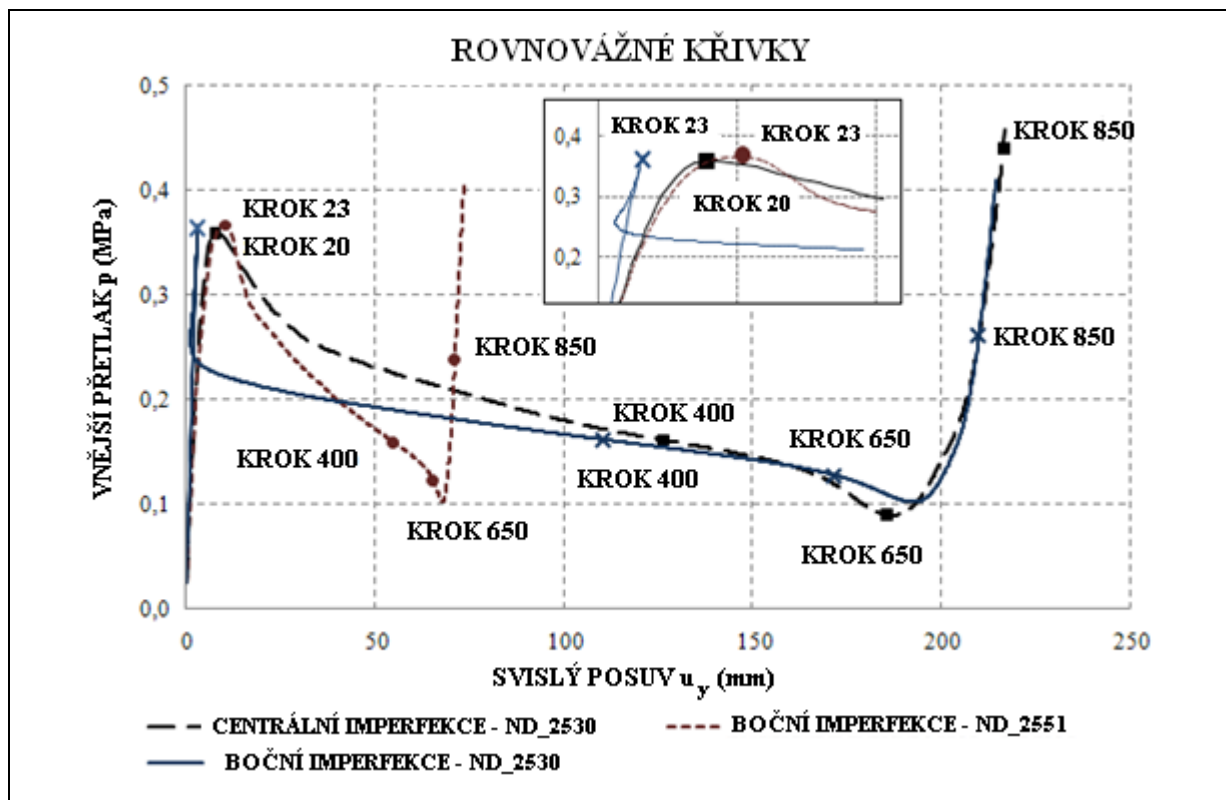
Hloubka centrální a boční imperfekce je $\Delta w=4,8\text{ mm}$. Jako model chování materiálu byl použit von Misesův model s modulem pružnosti v elastické části $E=2E+5\text{ MPa}$, Poissonovým číslem $\mu=0,3$ a mezí kluzu $R_{p0,2}=250\text{ MPa}$. V plastické části je z důvodu konvergence numerického řešení předepsáno nepatrné zpevnění ve formě tangenciálního modulu $E_{tan}=E/10000$. Iterační proces je řízen strategií přírůstku oblouku zatěžovací charakteristiky. Numerický model je zobrazen na Obr. 31.

5.1.1 Kulový vrchlík s centrální geometrickou imperfekcí

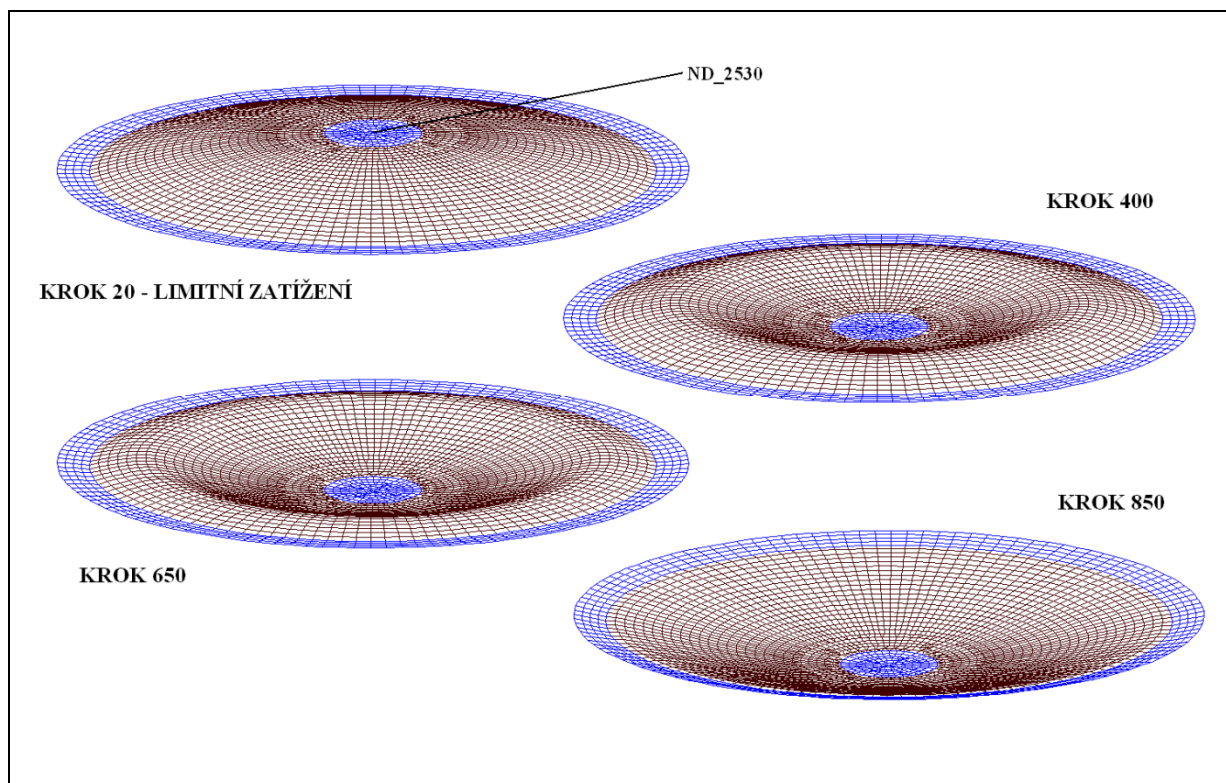
Rovnovážná křivka (závislost vnějšího přetlaku na svislém posuvu uzlu ND_2530) je ukázána na Obr. 34. Do hodnoty vnějšího přetlaku $p\approx 0,3\text{ MPa}$ vykazuje model lineární chování. Ztráta stability nastává ve výpočtovém kroku 20 – hodnota limitního zatížení $p_L=0,359\text{ MPa}$. Po ztrátě stability dochází ke snížení únosnosti a k prolomení vrchlíku do inverzní polohy. Tvar ztráty stability je zachycen na Obr. 35. Z průběhu je patrné, že ztráta stability probíhala v osově symetrickém tvaru (nelineární kolaps).

5.1.2 Kulový vrchlík s boční geometrickou imperfekcí

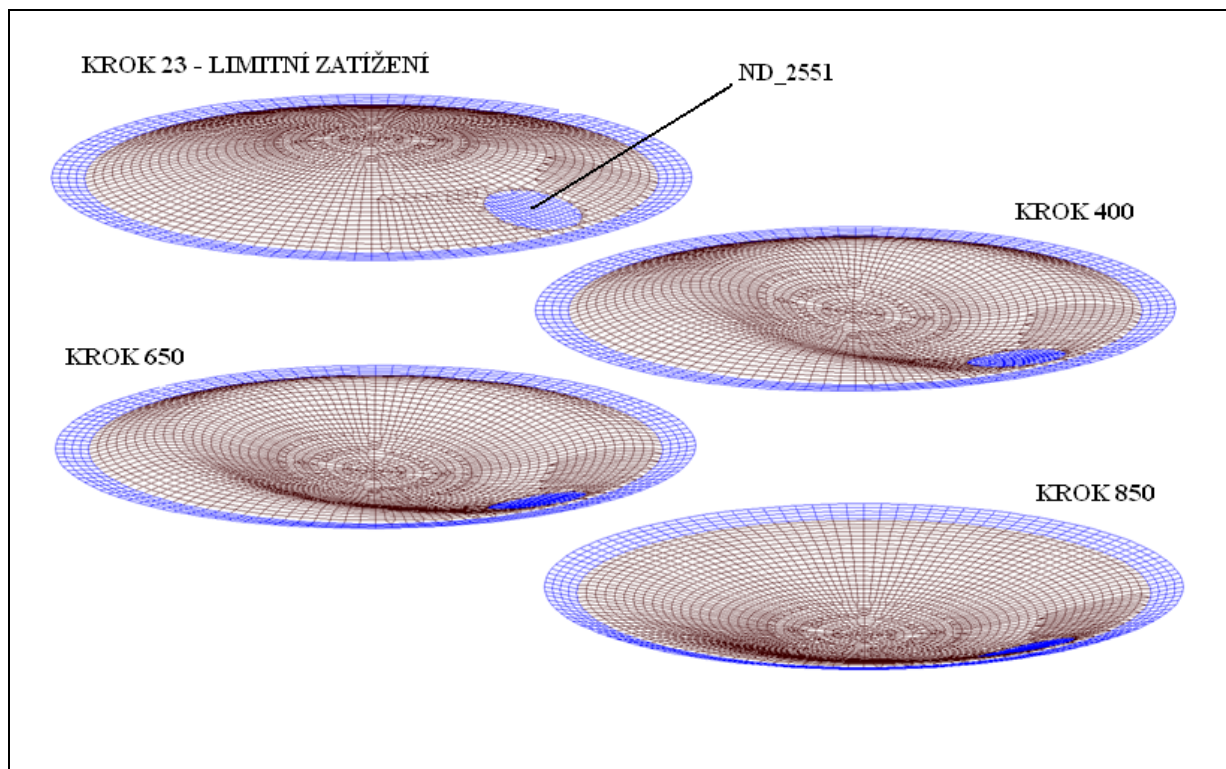
Rovnovážné křivky (závislost vnějšího přetlaku na svislém posuvu uzlu) jsou ukázány na Obr. 34. Graf na Obr. 34 obsahuje dvě křivky pro uzel uprostřed vrchlíku ND_2530 uzel uprostřed boční imperfekce ND_2551. Do hodnoty vnějšího přetlaku $p\approx 0,3\text{ MPa}$ vykazuje model lineární chování. Ztráta stability nastává ve výpočtovém kroku 23 – hodnota limitního zatížení $p_L=0,366\text{ MPa}$. Po ztrátě stability dochází ke snížení únosnosti a k prolomení vrchlíku do inverzní polohy. Tvar ztráty stability je zachycen na Obr. 36. Z průběhu je patrné, že ztráta stability probíhala v osově nesymetrickém tvaru (nelineární buckling).



Obr. 34: Rovnovážné křivky pro různé umístění imperfekce.



Obr. 35: Tvar ztráty stability pro vybrané kroky výpočtu – centrální imperfekce.



Obr. 36: Tvar ztráty stability pro vybrané kroky výpočtu – boční imperfekce.

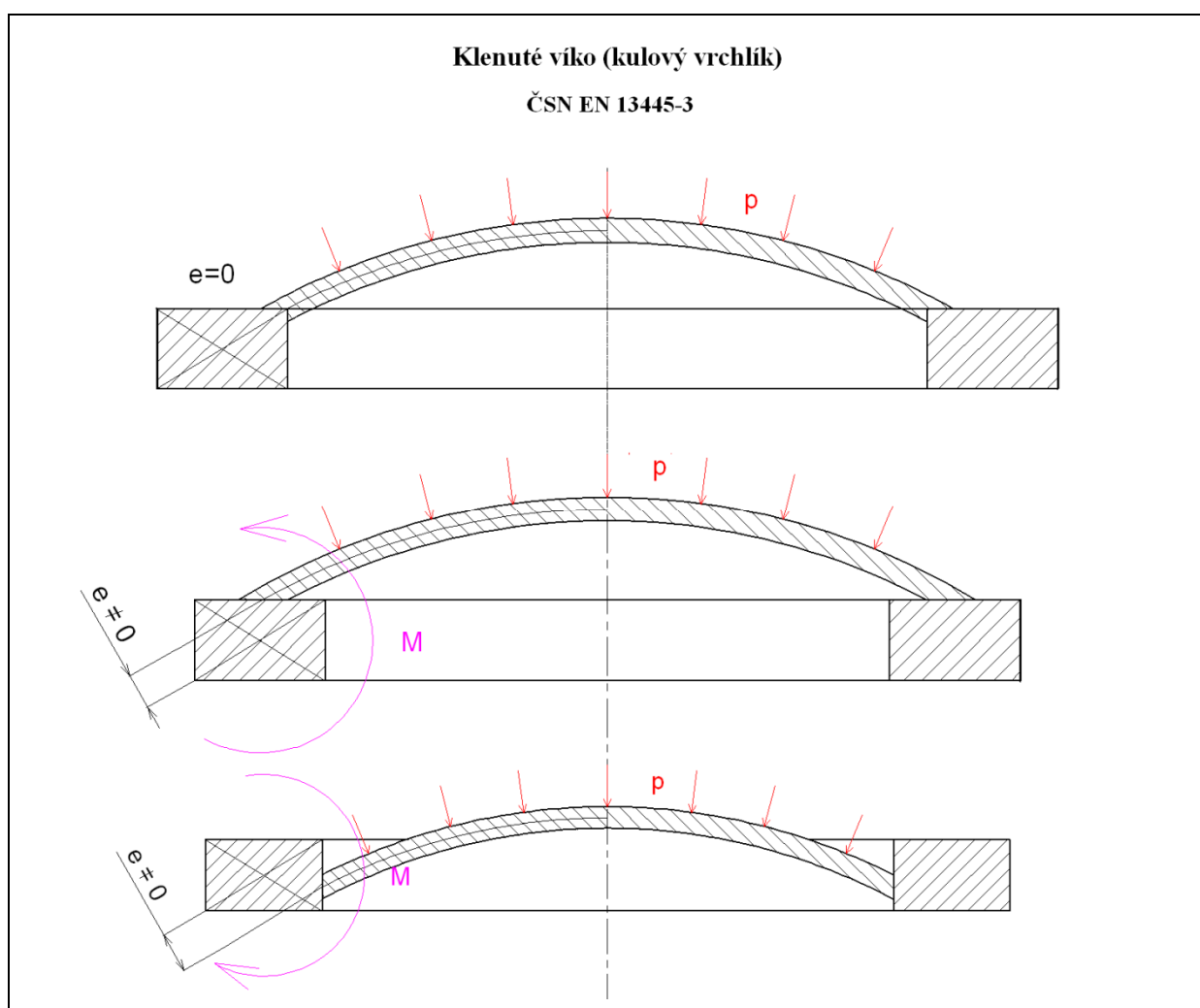
5.2 Vyhodnocení

Únosnost vrchlíku nebyla výrazně citlivá na umístění imperfekce. Odchyly mezi centrální a boční imperfekcí spočívaly zejména ve tvaru ztráty stability. Pro stanovení redukčního faktoru bude v disertační práci nadále použita pouze centrální imperfekce. Redukční faktor bude s dostatečnou přesností platit i pro jiné umístění geometrické počáteční imperfekce (prohlubně).

6. Vliv natočení a radiálního posuvu obvodového prstence na ztrátu stability kulového vrchlíku

6.1 Vliv natočení obvodového prstence

Obvodový prstenec působí jako konečná tuhost v radiálním směru. V praxi existuje řada normativních podkladů pro dimenzování skořepinových nádob zatížených vnějším přetlakem. Například v ČSN EN 13445–3 [18] je uveden postup dimenzování klenutých vík ve tvaru vrchlíků, kde příruba zpravidla působí jako obvodový prstenec. Rozměry příruby vzhledem k ostatním rozměrům vrchlíku jsou mnohem větší v porovnání s případem řešeným v této disertační práci. Natočení mohutné příruby (umístění vrchlíku vůči těžišti prstence) je důležitý faktor, který může ovlivnit únosnost konstrukce.



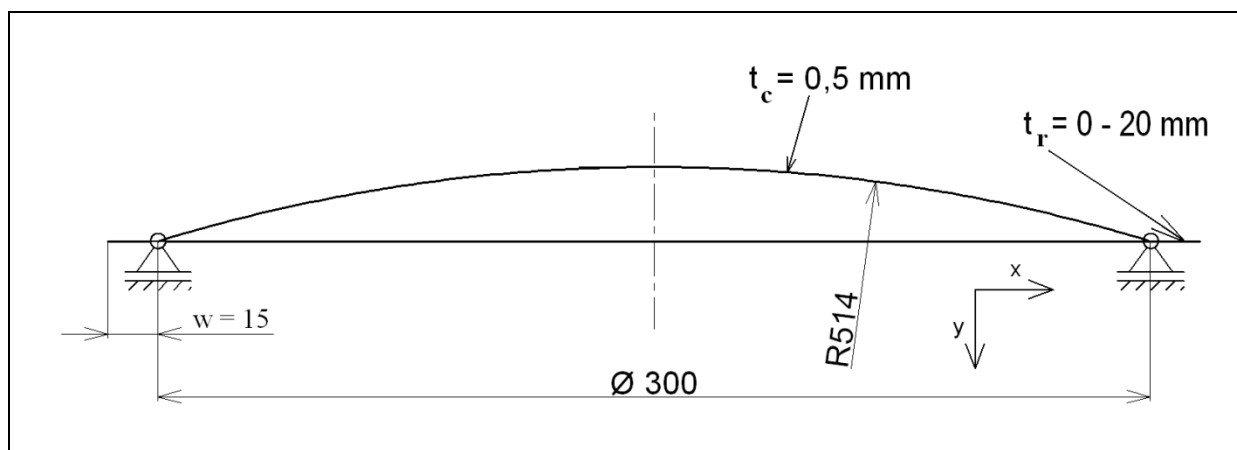
Obr. 37: Kulové vrchlíky řešené v ČSN EN 13445–3.[18]

U konstrukcí zobrazených na Obr. 37 vliv natočení příruby na ztrátu stability převládá nad radiálním posuvem. Při návrhu se proto radiální posuv neuvažuje.

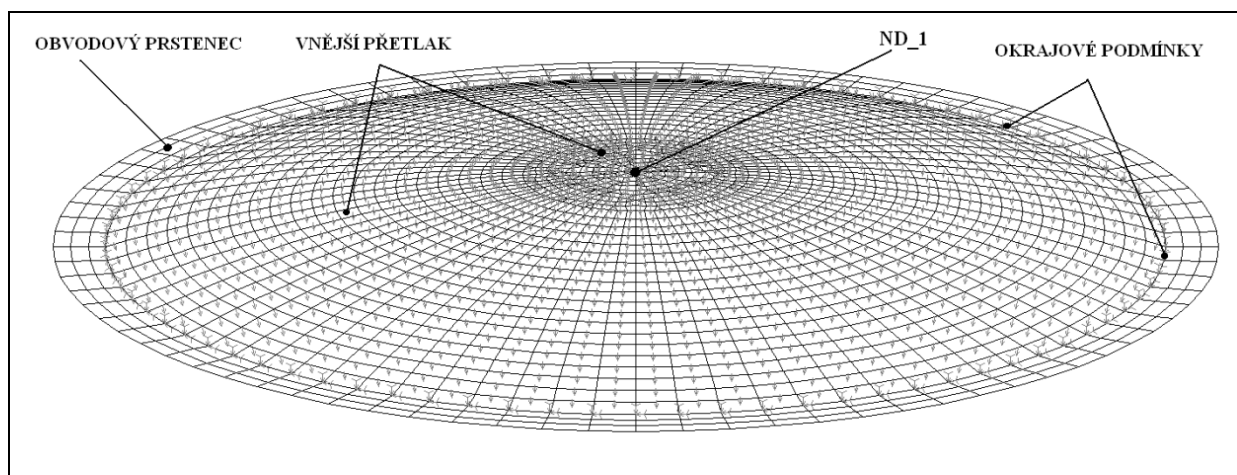
6.2 Vliv radiálního posuvu prstence

Kulový vrchlík řešený v této disertační práci představuje například střechu nádrže, nebo přepážku v cisterně. Geometrické rozměry obvodového prstence jsou oproti ostatním rozměrům kulového vrchlíku výrazně menší (viz Obr. 38). Lze očekávat, že natočení prstence nebude mít velký vliv na únosnost tohoto typu vrchlíku. Naopak únosnost může být významně ovlivněna jen radiální tuhostí prstence. V této kapitole je ověřen vliv natočení prstence na únosnost kulového vrchlíku, který imituje střechu (přepážku) nádrže.

Při výpočtu byly provedeny numerické analýzy tří modelů. Numerické modely kulového vrchlíku se odlišují pouze v okrajových podmínkách. Výpočtový model s geometrickými rozměry je uveden na Obr. 38. Numerický model s pravidelnou skořepinovou sítí je zobrazen na Obr. 39. V jednom případě byl okraj vrchlíku prostě podepřen (neomezená tangenciální rotace). U druhého modelu byla prostě podepřenému okraji vrchlíku navíc zamezena tangenciální rotace. Hlavní otázkou je, které okrajové podmínky se nejvíce přiblíží výsledkům skutečné střechy. Výsledky numerických modelů kulového vrchlíku byly porovnány se skutečnou střechou válcové nádrže.

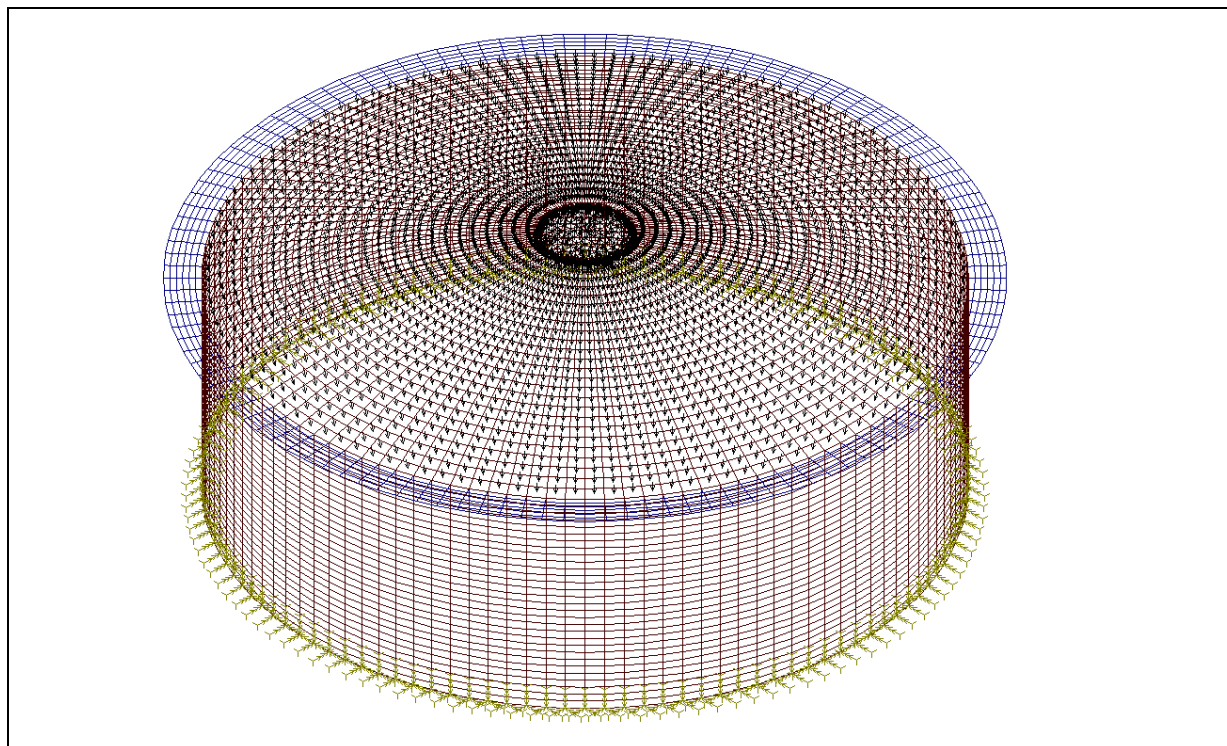


Obr. 38: Rozměry numerického modelu kulového vrchlíku.



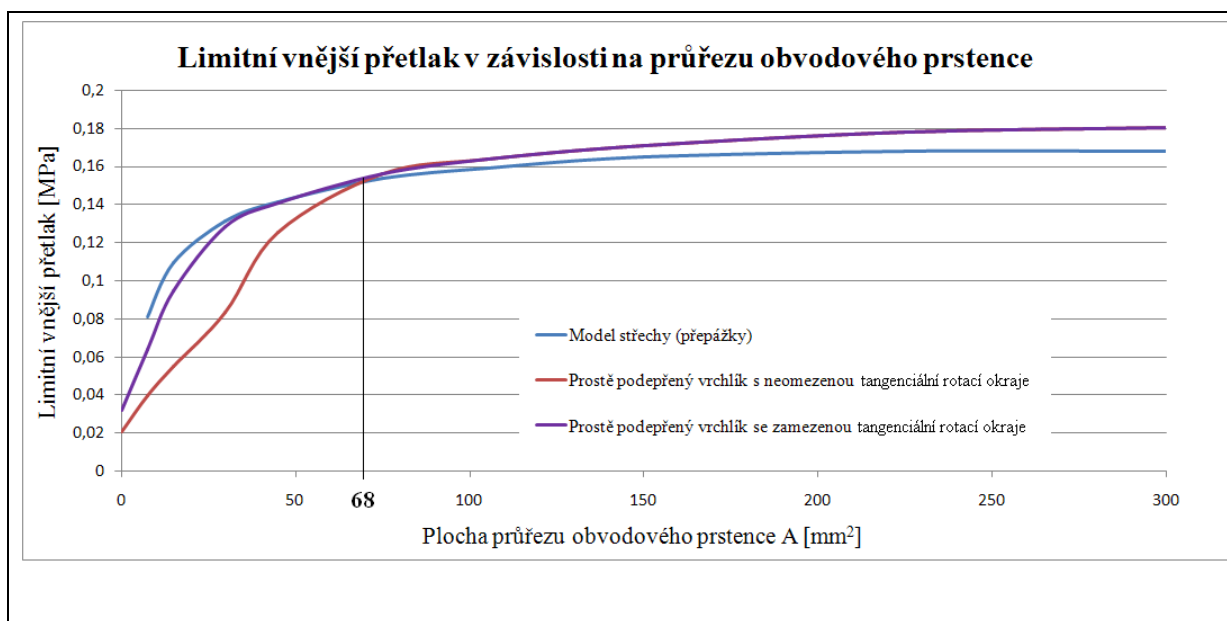
Obr. 39: Numerický model kulového vrchlíku.

Skutečná střecha je imitována třetím numerickým modelem (Obr. 40). Kulový vrchlík je umístěn na válcové plášti. Spodní okraj válcové pláště je vetknut.



Obr. 40: Numerický model skutečné střechy nádrže (přepážky).

Numerické modely byly zatíženy vnějším přetlakem. Mapovaná síť byla vytvořena prvkem SHELL4T. Numerické analýzy byly typu GMNA, kde byl použit von Misesův model nelineárního chování materiálu. Modul pružnosti v tahu $E=2E+5$ MPa, Poissonovo číslo $\mu=0.3$, mez kluzu $R_{p0,2} = 180$ MPa a tangenciální modul $E_{tan}=E/10^4=20$ MPa.



Obr. 41: Závislost vnějšího limitního přetlaku na ploše průřezu obvodového prstence.

Numerické analýzy byly provedeny pro vybrané plochy průřezu prstence. Výsledky jsou zobrazeny na Obr. 41. Graf zobrazuje průběhy limitního vnějšího přetlaku v závislosti na průřezu obvodového prstence. V grafu jsou znázorněny křivky pro jednotlivé numerické modely.

Z grafu vyplývá, že odchylky mezi numerickým modelem skutečné střechy nádrže (Obr. 40) a modelem kulového vrchlíku se zamezenou tangenciální rotací okraje, jsou přijatelné. Natočení prstence ovlivňuje výsledky u vrchlíků vyztužených měkkými prstenci ($A < 68 \text{ mm}^2$). U vrchlíků vyztužených prstenci o ploše průřezu $A > 68 \text{ mm}^2$ nedochází k ovlivnění únosnosti vlivem natočení prstence.

6.3 Vyhodnocení

U klenutých den (vrchlíků) řešených v ČSN EN 13445–3 [18] vliv natočení mohutné příruby na ztrátu stability převládá nad radiálním posuvem. Při návrhu podobných konstrukcí se proto radiální posuv neuvažuje. Toto ale není případ kulového vrchlíku řešeného v disertační práci. Kulový vrchlík zkoumaný v disertační práci představuje konstrukci typu střecha nádrže, nebo přepážka cisterny. U tohoto typu konstrukce převládá vliv radiálního posuvu na ztrátu stability oproti vlivu natočení prstence.

Pro zjednodušení bude vliv imperfekcí na ztrátu stability střechy (přepážky) zkoumána pouze pomocí numerického modelu kulového vrchlíku. Zanedbání válcového pláště zjednoduší numerické výpočty a budoucí experimenty. Z předešlého textu jednoznačně vyplývá, že numerický model kulového vrchlíku vyztuženého obvodovým prstencem se chová, jako skutečná střecha, pokud je při výpočtu zamezena tangenciální rotace okraje vrchlíku. Prostě podepřený vrchlík (BC 5) se přibližuje numerickému modelu skutečné střechy až pro tužší obvodové prstence ($A > 68 \text{ mm}^2$).

Vliv počátečních imperfekcí na ztrátu stability skutečné střechy (přepážky) je nadále v disertační práci zkoumán pouze pomocí numerického modelu prostě podepřeného vrchlíku se zamezenou tangenciální rotací okraje. Výsledky stanovené pro kulový vrchlík se zamezenou tangenciální rotací okraje budou ověřeny experimentálně.

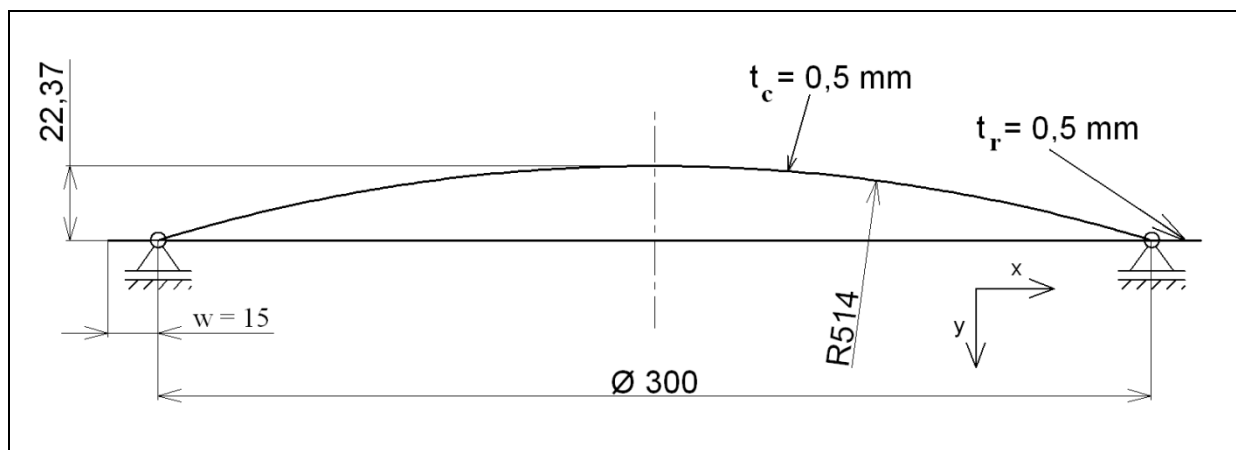
Numerické analýzy jsou v kap. 8 a kap. 9 pro úplnost doplněny o výsledky vypočítané pro prostě uložený vrchlík (BC 5) s volnou tangenciální rotací okraje. Tyto výsledky nebudou experimentálně ověřeny a mají pouze informativní charakter.

7. Příprava experimentu – vývoj zkušebního zařízení

Výsledky numerických analýz budou ověřeny pomocí experimentů. V této kapitole jsou stanoveny geometrické rozměry zkušebního vzorku. Dále je popsána první etapa vývoje zkušebního zařízení pro zkoušky ztráty stability tenkostěnných kulových vrchlíků. Zkušební zařízení bylo vyvinuto v rámci této disertační práce a je k dispozici na katedře mechaniky, materiálů a částí strojů. Během vývoje zkušebního zařízení byla provedena první série zkoušek ztráty stability. První série zkoušek měla za úkol otestovat funkčnost zkušebního zařízení, zvolenou tloušťku obvodového prstence a způsob výroby zkušebních vzorků.

Rozměry kulového vrchlíku jsou uvedeny na Obr. 42. Tloušťka stěny pláště vrchlíku je $t_c=0,5\text{ mm}$. Vrchlík je vyztužen obvodovým prstencem o šířce $w=15\text{ mm}$. Tloušťka prstence je $t_r=0,5\text{ mm}$. Geometrické rozměry jsou voleny s ohledem na možnosti zkušebního zařízení (parametry vývěvy). Tloušťka prstence je v první sérii testů shodná s tloušťkou pláště vrchlíku. Obvodový prstavec o tloušťce $t_r=0,5\text{ mm}$ vzniká při výrobě samotného zkušebního vzorku. Zkušební vzorek je proto snadněji vyrobitelný a levnější než vrchlík s odlišnou tloušťkou prstence a pláště.

První série experimentů měla za úkol pouze ověřit geometrické rozměry zkušebních vzorků a funkčnost zkušebního zařízení. Numerický model a ani zkušební vzorky první série experimentů neobsahovaly úmyslně vložené počáteční imperfekce.



Obr. 42: Rozměry experimentálního modelu kulového vrchlíku.

7.1 Zkušební zařízení

Zkušební zařízení (Obr. 44) je vyrobeno z válcové skořepiny (trubky) o délce 300 mm , vnějším průměru $\text{Ø } 273\text{ mm}$ a tloušťce stěny $7,5\text{ mm}$. Válec je na konci uzavřen víkem o tloušťce 20 mm . Na druhý konec válce je přivařená příruba o vnějším průměru $\text{Ø } 345\text{ mm}$ a tloušťce 18 mm . Na přírubu je přilepeno pryžové těsnění o tloušťce 5 mm .

Do pláště válce jsou přivařeny vývody pro připojení vývěvy, analogového manometru a škrťacího ventilu. Velikost vnějšího přetlaku (podtlaku) je postupně zvyšována pomocí škrťacího ventilu až do limitní hodnoty vnějšího přetlaku vrchlíku. Velikost limitního vnějšího přetlaku (podtlaku) je odečítána z manometru.



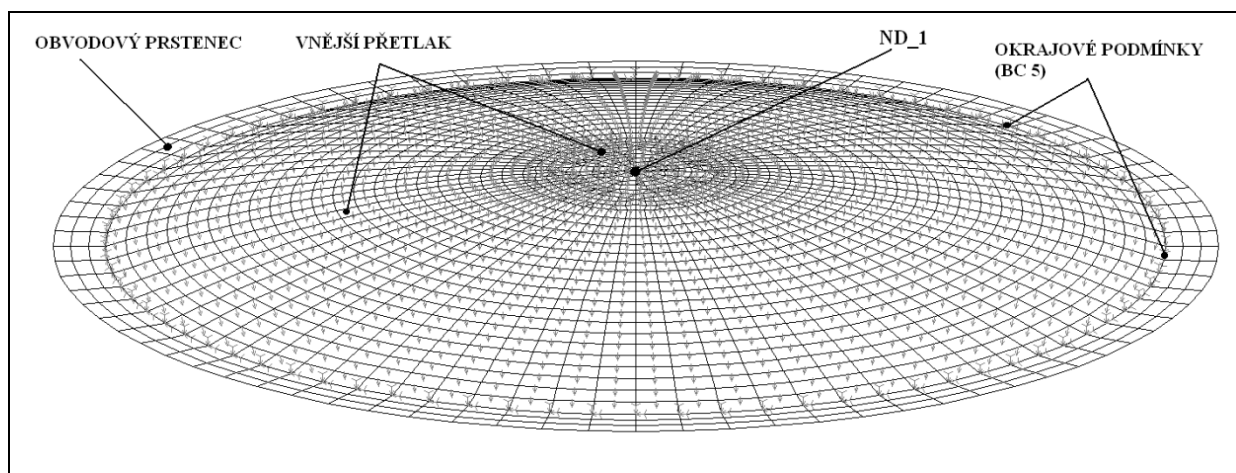
Obr. 43: Experimentální model vrchlíku.



Obr. 44: Zkušební zařízení.

7.2 Numerický model

Před samotnou výrobou zkušebního zařízení byla provedena numerická analýza zkušební vzorku. Rozměry numerického modelu jsou uvedené na Obr. 42. Numerický model je zobrazen na Obr. 45. Při numerické analýze je uvažován von Misesův bilineární model pružně plastického chování materiálu s předpokládanou mezí kluzu $R_{p0,2}=180\text{ MPa}$. V elastické oblasti je předepsán modul pružnosti $E=2\cdot 10^5\text{ MPa}$ a v plastické oblasti je z důvodu konvergence úlohy předepsáno nepatrné zpevnění v podobě tangenciálního modulu $E_{tan}=20\text{ MPa}$.

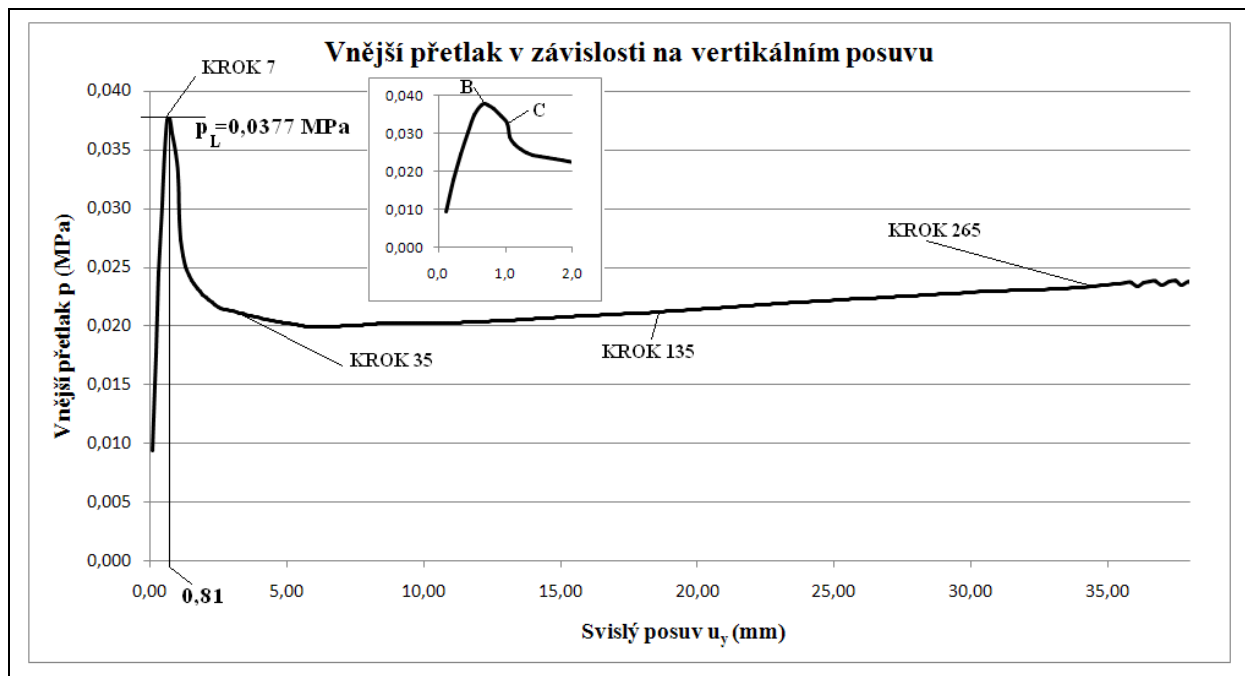


Obr. 45: Numerický model kulového vrchlíku.

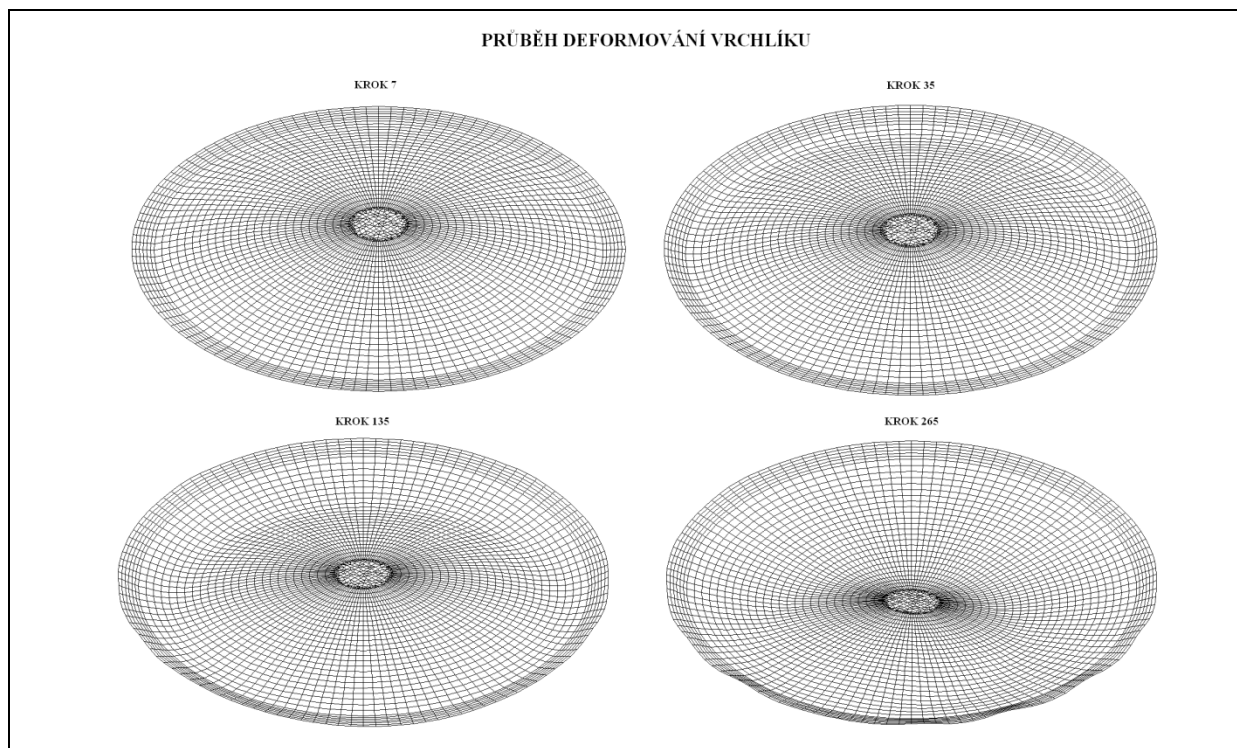
Mapovaná síť byla vytvořena čtyřuzlovými skořepinovými elementy SHELL4T, viz Obr. 45. Výpočet byl proveden nelineární numerickou analýzou typu GMNA, která zohledňuje materiálovou nelinearitu (plasticitu) a geometrickou nelinearitu (velké posuvy). Pro řízení iteračního procesu byla použita strategie řízení přírůstku oblouku zatěžovací křivky (Arc Length Control). Vliv počáteční geometrické imperfekce na ztrátu stability nebyl zahrnut do numerické analýzy. Při výpočtu byly použity okrajové podmínky BC 5 (prosté podepření - Obr. 42). Numerický model nezohledňoval pryžové těsnění a neobsahoval GAP elementy pro simulaci vzájemného kontaktu. Vliv tření mezi pryžovým těsněním a prstencem vrchlíku byl zanedbán.

Rovnovážná křivka (závislost zatížení na vertikálním posuvu u_y středu vrchlíku ND_1) je zobrazena na Obr 46. Z rovnovážné křivky je patrné, že při hodnotě posuvu $u_y=0,81 \text{ mm}$ (výpočtový krok 7) dochází ke ztrátě stability vrchlíku (hodnota limitního zatížení $p_{lim}=0,0377 \text{ MPa}$). Průběh deformování numerického modelu vrchlíku je zobrazen na Obr. 47.

Ztráta stability zpočátku probíhala v osově symetrickém tvaru (nelineární kolaps). V bodě C (viz Obr. 46) došlo k nelineárnímu bucklingu, tedy ke ztrátě stability v asymetrickém tvaru. Při deformování vrchlíku došlo k viditelnému natočení a zvlnění obvodového prstence.



Obr. 46: Rovnovážná křivka.



Obr. 47: Průběh deformování numerického modelu (osově nesymetrický tvar deformace).

7.3 Experimentální model

Rozměry reálného vzorku jsou ukázány na Obr. 42. Zkoušený vzorek reálného kulového vrchlíku je zobrazen na Obr. 48. Vzorek zatím není opatřen umělou imperfekcí v podobě prohlubně. Na Obr. 49 je zachycen volně položený vrchlík na zkušebnímu zařízení. Při experimentu byl zaznamenán limitní vnější přetlak, při kterém došlo ke ztrátě stability vrchlíku, viz Tab. 9. Deformovaný tvar zkušební vzorku před a po provedení pokusu je zobrazen na Obr. 48.



Obr. 48: Původní a deformovaný experimentální vzorek vrchlíku.



Obr. 49: Experimentální vzorek vrchlíku umístěný na zkušebním zařízení.

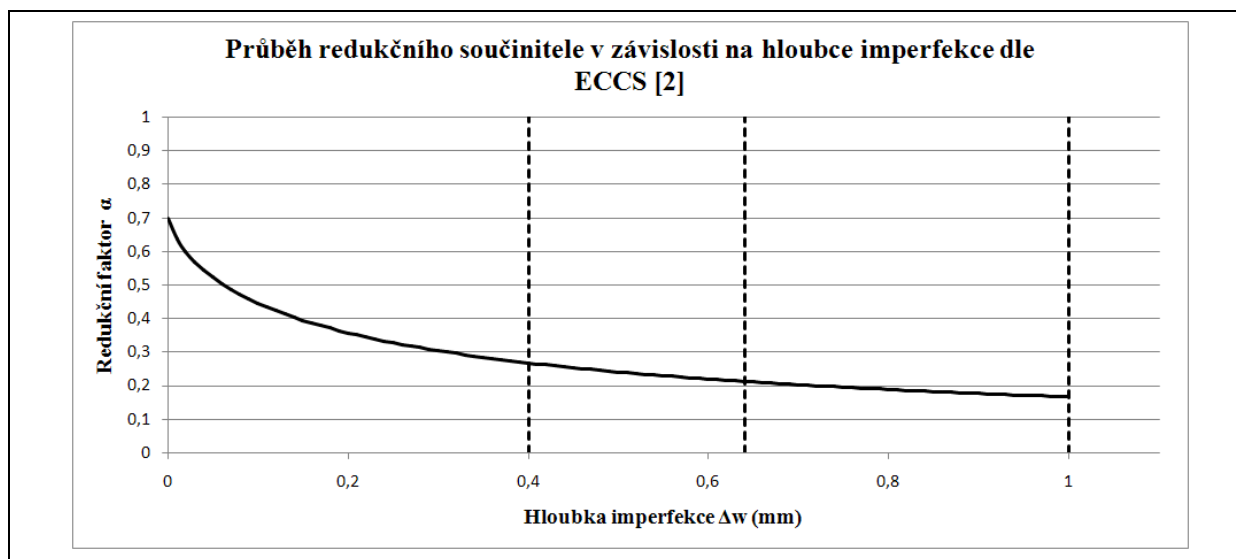
7.4 Vyhodnocení

Z porovnání výsledků numerických analýz a zkoušek reálných vzorků kulového vrchlíku vyplývá, že průběh deformování experimentálního modelu odpovídá způsobu deformování numerického modelu. Limitní vnější přetlak experimentálního modelu je menší než u numerického modelu. Tento jev lze vysvětlit zanedbáním vlivu počátečních imperfekcí, které zřejmě vznikly při výrobě (nestejněměrná tloušťka pláště vrchlíku, okrajové podmínky, zbytková napětí, apod.).

Tab. 9: Limitní vnější přetlak pro jednotlivé vzorky vrchlíků s šířkou prstence $w = 15 \text{ mm}$.

Experimentální vzorek číslo:	1	2
Limitní vnější přetlak p_L [MPa]	0,024	0,022
Relativní chyba δ (%) Num. model vs experiment	57 %	71 %

Relativní chyba mezi limitním tlakem stanoveným numerickou analýzou a limitním tlakem zjištěným experimentálně je poměrně vysoká (Tab. 9). Vysvětlení vysoké hodnoty relativní chyby lze nalézt v průběhu redukčního faktoru α zakotveného v ECCS [2] (rovnice 16). Průběh redukčního faktoru vypočítaný pro zkušební vzorek je ukázán na Obr. 50. Redukční faktor velmi rychle klesá již pro malé hloubky imperfekcí (např. pro $\Delta w = 0,2 \text{ mm} \Rightarrow \alpha = 0,35$). Zabránění vytvoření takto malých imperfekcí během výroby zkušební vzorku je složité. Ke snížení únosnosti zkušebních vzorků zřejmě došlo právě zanedbáním malých imperfekcí vzniklých při výrobě vzorků.



Obr. 50: Závislost redukčního faktoru na hloubce imperfekce – ECCS [2].

Redukční faktor α dle ECCS [2] nezohledňuje vliv obvodového prstence. Použití redukčního faktoru α uvedeného v ECCS [2] pro výpočet zkušební vzorku (Obr. 48) je pouze informativní. Cílem této disertační práce je právě stanovení redukčního faktoru α , který zahrnuje vliv konečné tuhosti okraje vrchlíku v radiálním směru.

U prvních zkoušek došlo během ztráty stability k natočení a zvlnění obvodového prstence. Zdeformovaný prstenec způsobil ztrátu těsnosti vakuového prostoru. Tím byl pokus ukončen před dosažením úplného zborcení zkušební vzorku.

Další experimentální vzorky byly opatřeny prstencem o vyšší tuhosti (větší tloušťce). Prstenec musí mít takovou tloušťku, aby nedocházelo k jeho zvlnění během ztráty stability. Zkušební zařízení bylo doplněno o součásti, které zabrání rotaci obvodového prstence, ale neomezí jeho radiální posuv.



Obr. 51: Deformovaný experimentální vzorek s povrchovou úpravou pro měření deformací systémem ARAMIS.

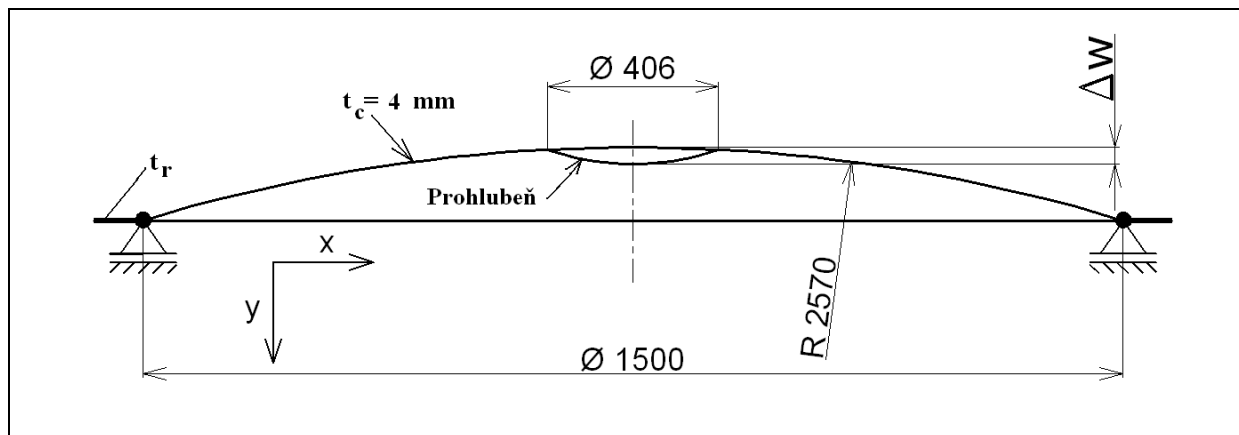
Cílem první série experimentů bylo ověření vhodnosti způsobu výroby vrchlíků a funkčnosti zkušebního zařízení. Výsledky prvních zkušebních vzorků vrchlíků jsou pouze orientační a nelze z nich vyvodit jednoznačné závěry.

8. Vliv počáteční imperfekce na ztrátu stability kulového vrchlíku vyztuženého obvodovým prstencem

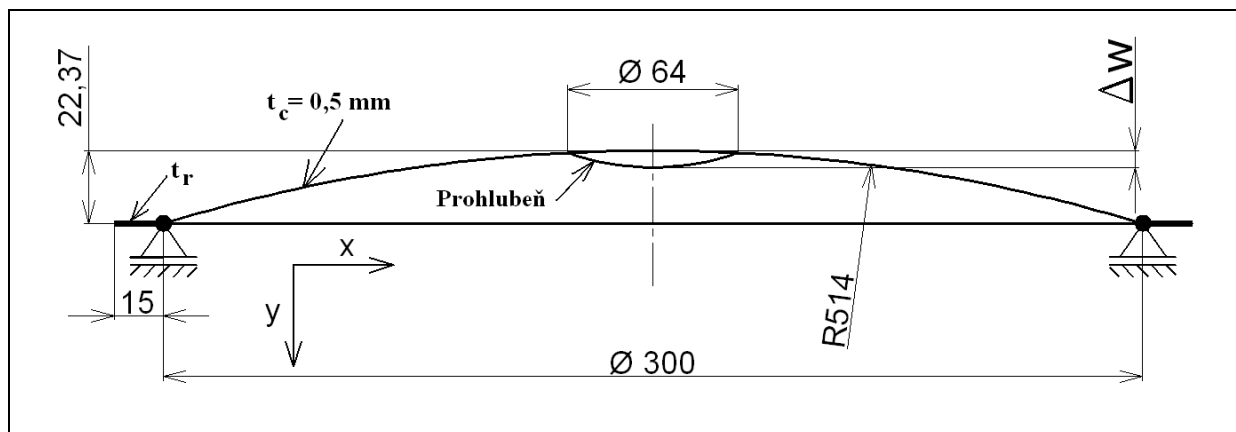
Disertační práce pojednává o vlivu počátečních imperfekcí na ztrátu stability tenkostěnných kulových vrchlíků. Zkoumaný případ je omezen na prostě podepřený kulový vrchlík, vyztužený obvodovým prstencem. Numerické modely a zkušební vzorky představují konstrukci typu střecha nádrže, nebo přepážky silničních cisteren na kapaliny. Uvažovaný obvodový prstenec působí jako konečná tuhost v radiálním směru. Vrchlík je zatížen rovnoměrným vnějším přetlakem. Počáteční imperfekce je uvažována ve formě prohlubně ve středu vrchlíku (viz Obr. 52 a Obr. 53).

Cílem disertační práce je stanovit redukční faktor α pro střechu válcové nádrže (přepážku autocisterny). Konstrukce typu střecha nádrže (přepážka autocisterny) může být velmi rozměrná (například Obr. 52). Výroba zkušebních vzorků o geometrických rozměrech reálné střechy je příliš složitá a nákladná. Na základě teorie podobnosti lze provést výpočty (experimenty) na modelech (zkušebních vzorcích), které budou svými geometrickými rozměry podobné reálné střeše.

Rozměry modelu střechy a zkušebního vzorku jsou ukázány na Obr. 53. Střecha (Obr. 52) a model střechy (Obr. 53) mají shodný poloviční úhel Φ (parametr R/D). Redukční faktor stanovený pro model střechy lze po zavedení obecných bezrozměrných parametrů použít i pro reálnou střechu. V disertační práci je nadále model střechy označen jako kulový vrchlík typ A a reálná střecha je nazývána kulový vrchlík typ B.



Obr. 52: Geometrické rozměry střechy – kulový vrchlík typ B.



Obr. 53: Geometrické rozměry modelu střechy – kulový vrchlík typ A.

Vliv geometrické imperfekce na ztrátu stability kulového vrchlíku je vyjádřen redukčním faktorem α . Redukční faktor je poměr kritického zatížení imperfektního vrchlíku ke kritickému zatížení ideálního vrchlíku (rovnice 27). Pro výpočet kritických zatížení byly provedeny numerické analýzy typu GNA a GNIA.

$$\alpha = \frac{p_{cr}^{GNIA}}{p_{cr}^{GNA}} \quad (27)$$

kde

p_{cr}^{GNIA} - kritický vnější přetlak imperfektního vrchlíku,

p_{cr}^{GNA} - kritický vnější přetlak ideálního vrchlíku.

Pozn.: Vztah (27) je shodný se vztahem (25; kap. 5)

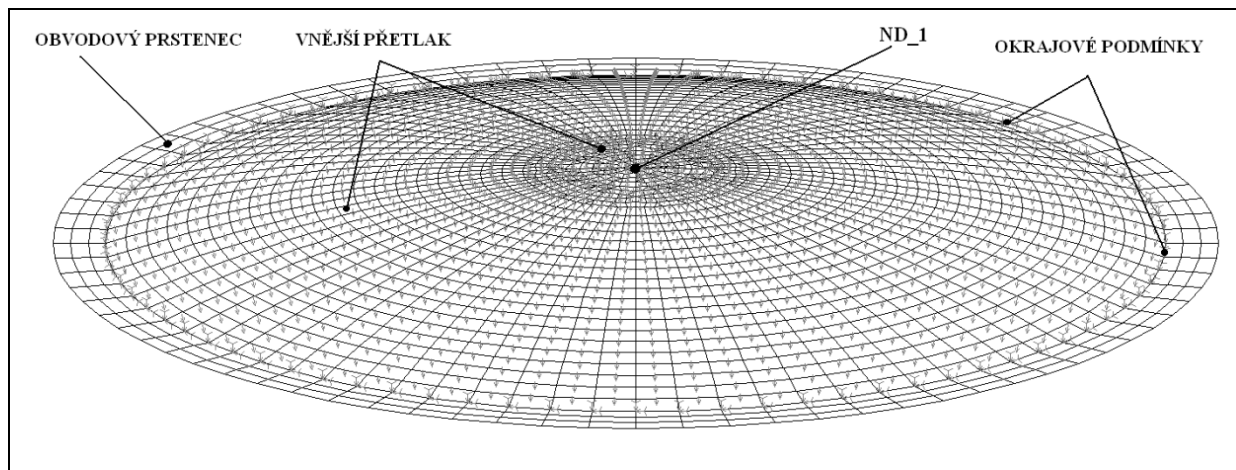
Ztráta stability skutečné střechy či přepážky odpovídá numerickému modelu prostě podepřeného kulového vrchlíku se zamezenou tangenciální rotací okraje (viz kap. 6). Výsledky numerických analýz pro prostě podepřený vrchlík se zamezenou tangenciální rotací okraje vrchlíku budou ověřeny experimentálně.

Pro úplnost je v kap. 8.1.1 stanoven redukční faktor také pro prostě podepřený kulový vrchlík s konečnou tuhostí v radiálním směru s neomezenou tangenciální rotací okraje. Dané uložení představuje extrémní případ, který není stěžejním problémem řešeným v této disertační práci a má pouze informativní charakter.

8.1 Stanovení redukčního faktoru α – model střechy

Pro stanovení redukčního faktoru byly provedeny numerické analýzy numerického modelu kulového vrchlíku typ A (Obr. 53). Výpočtový model je ukázán na Obr. 54. Rozměry modelu střechy jsou voleny s ohledem na budoucí výrobu zkušebních vzorků. Zkušební vzorky slouží pro ověření výsledků numerických analýz.

Kulové vrchlíky jsou vyztuženy obvodovým prstencem a šířce $w=15$ mm. Výpočty jsou provedeny pro čtyři typy obvodových prstenců o různých velikostech ploch průřezu ($A_1=7,5$ mm²; $A_2=15$ mm²; $A_3=30$ mm²; $A_4=60$ mm²).



Obr. 54: Numerický model modelu střechu.

Redukční faktor je stanoven na základě provedených numerických analýz. Při výpočtu je uvažována geometrická imperfekce (prohlubeň) ve středu vrchlíku. Hloubka imperfekce je postupně zvyšována až do hranice platnosti doporučení ECCS [2]. Pro každou vybranou hloubku imperfekce jsou provedeny čtyři nelineární analýzy (typ GNIA).

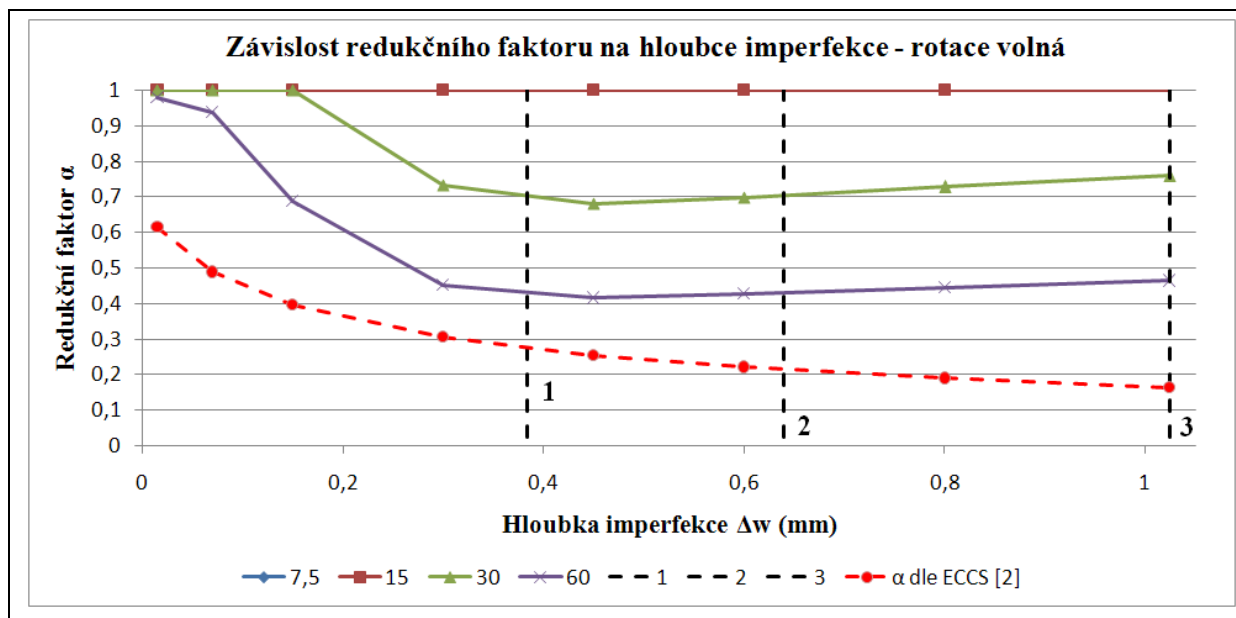
Při výpočtu redukčního faktoru α není uvažován vliv materiálové nelinearity (plasticity). Vliv plasticity na ztrátu stability kulového vrchlíku lze vyjádřit dodatečně součinitelem boulení pro pružně plastické účinky χ (viz kap. 2.3.10).

Redukční faktor α uvedený v ECCS (rovnice 16) byl stanoven W. Wunderlichem pro kloubově uložený vrchlík (BC 3). U kloubově uloženého vrchlíku je podíl membránového napětí vyšší než u prostě podepřeného vrchlíku. Z toho vyplývá, že citlivost na počáteční imperfekce je vyšší u kloubově uloženého vrchlíku. Lze předpokládat, že redukční faktor α závisí u prostě podepřeného vrchlíku na tuhosti v radiálním směru.

V kapitolách 8.1.1 a 8.1.2 jsou stanoveny redukční faktory v závislosti na hloubce geometrické počáteční imperfekce (prohlubně) a tuhosti v radiálním směru. Redukční faktor je určen pro prostě podepřený kulový vrchlík s neomezenou tangenciální rotací okraje vrchlíku v kap. 8.1.1 a pro prostě podepřený kulový vrchlík se zamezenou tangenciální rotací okraje v kap. 8.1.2.

8.1.1 Stanovení redukčního faktoru α – neomezená tangenciální rotace okraje vrchlíku

V této kapitole je stanoven redukční faktor pro prostě podepřený kulový vrchlík vyztužený obvodovým prstencem s neomezenou tangenciální rotací okraje vrchlíku. Redukční faktor α je stanoven rovnicí (27).



Obr. 55: Závislost redukčního faktoru na hloubce imperfekce – tangenciální rotace okraje neomezena.

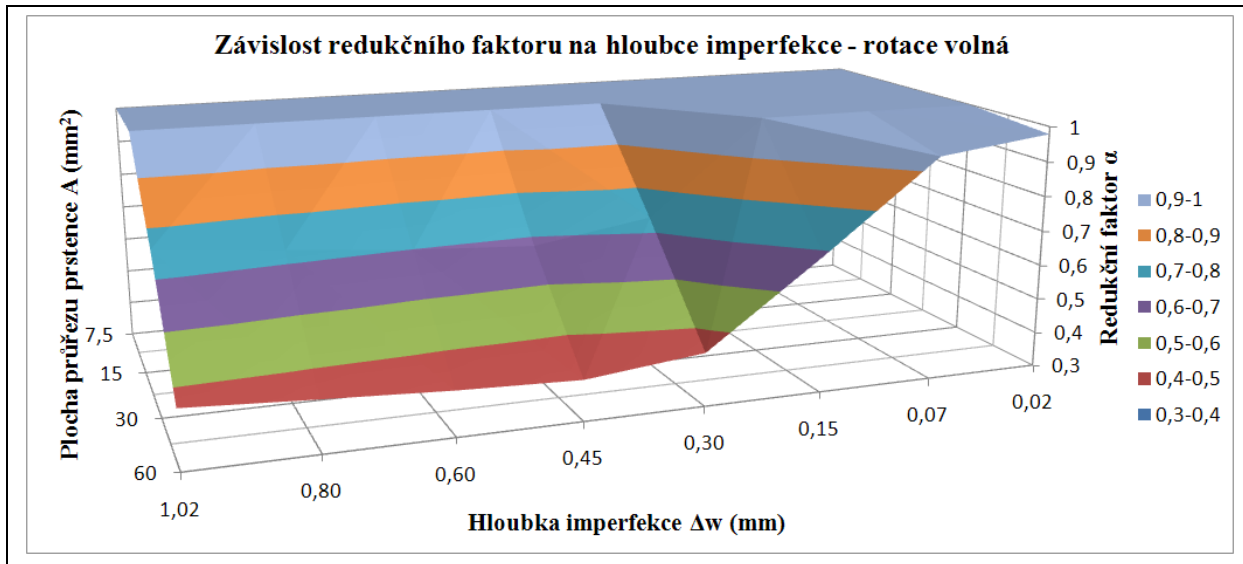
Průběhy redukčního faktoru v závislosti na hloubce imperfekce jsou zobrazeny na Obr. 55. Graf je navíc doplněn o redukční faktor α dle ECCS [2] (viz rovnice (16)). Z porovnání křivek na Obr. 55 vyplývá, že použití redukčního faktoru α dle ECCS [2] je u prostě podepřeného vrchlíku vyztuženého obvodovým prstencem příliš konzervativní.

Svislé hranice 1, 2, a 3 představují maximální přípustné hloubky imperfekce pro třídy přesnosti (1, 2, 3) dle ECCS [2]. Graf obsahuje čtyři křivky pro jednotlivé plochy průřezu obvodového prstence ($A_1=7,5$ mm²; $A_2=15$ mm²; $A_3=30$ mm²; $A_4=60$ mm²). Závislosti průběhů redukčního faktoru v závislosti na ploše průřezu obvodového prstence a hloubce imperfekce je zobrazena ve 3D grafu v závěru této kapitoly (Obr. 56).

Z průběhu křivek (pro plochu prstence $A_1=7,5$ mm² a $A_2=15$ mm²) je patrné, že ohybový účinek vyvolaný samotnou podstatou konstrukce zcela převládá nad vlivem geometrické imperfekce. Vliv geometrické imperfekce na únosnost kulového vrchlíku byl zanedbatelný.

Geometrická imperfekce se projevuje snížením únosnosti u kulového vrchlíku vyztuženého obvodovými prstenci o ploše průřezu $A_3=30$ mm² a $A_4=60$ mm². U vrchlíku vyztuženého obvodovým prstencem o ploše průřezu $A_4=60$ mm² dochází k výraznému poklesu redukčního faktoru mezi hloubkou imperfekce $\Delta w=0,1$ mm a $\Delta w=0,3$ mm. Redukční faktor α v první fázi klesá s rostoucí hloubkou imperfekce.

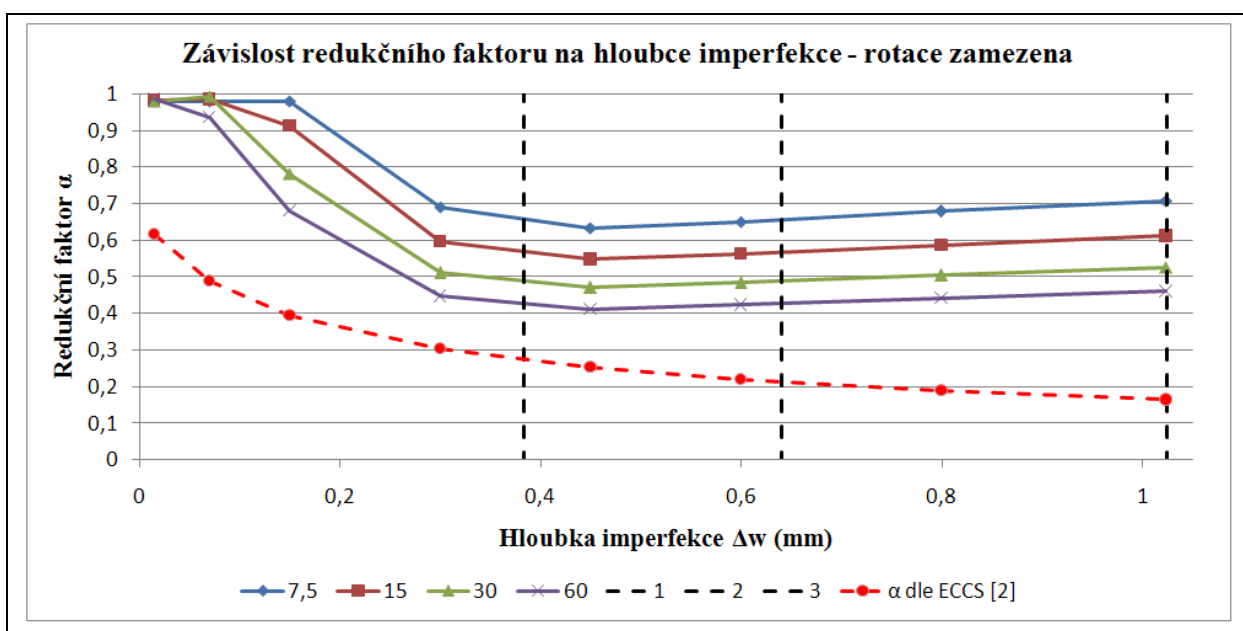
Centrální imperfekce o hloubce větší než $\Delta w = 0,4 \text{ mm}$ není afinní ke tvaru hroucení vrchlíku a začíná působit jako výztuha. Tím lze vysvětlit, že průběh redukční faktoru α po překročení hloubky imperfekce $\Delta w = 0,4 \text{ mm}$ má v podstatě neklesající charakter.



Obr. 56: Závislost redukčního faktoru na hloubce imperfekce – tangenciální rotace okraje neomezena.

8.1.2 Stanovení redukčního faktoru α – zamezená tangenciální rotace okraje vrchlíku

V této kapitole je stanoven redukční faktor pro prostě podepřený kulový vrchlík vyztužený obvodovým prstencem se zamezenou tangenciální rotací okraje vrchlíku. Redukční faktor α je stanoven rovnicí (27).

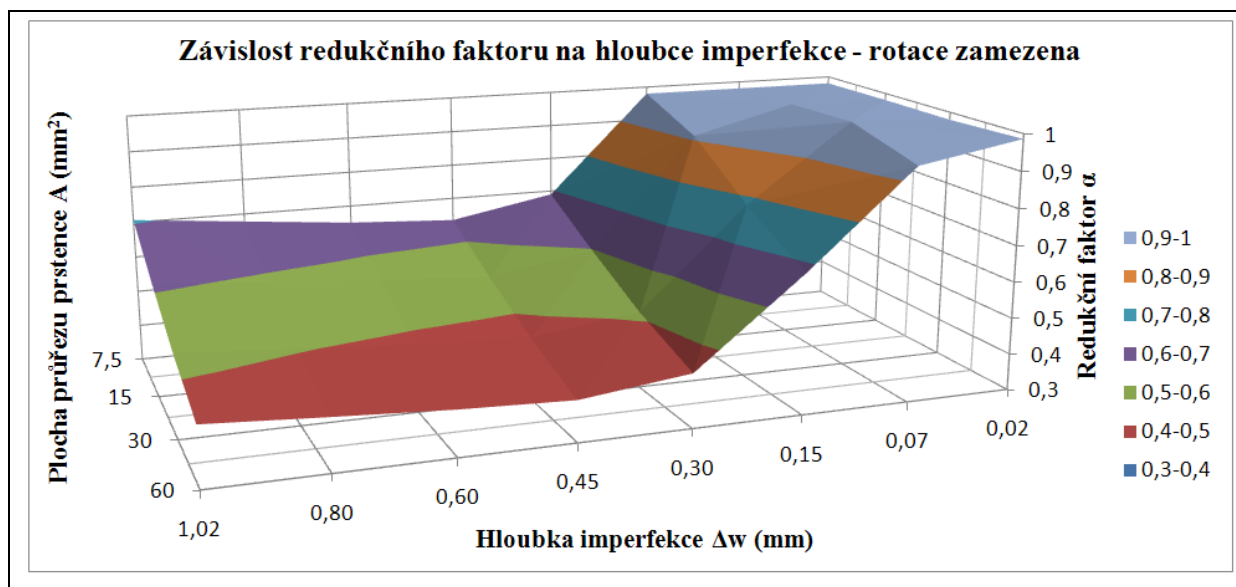


Obr. 57: Závislost redukčního faktoru na hloubce imperfekce – tangenciální rotace okraje zamezena.

Průběhy redukčního faktoru v závislosti na hloubce imperfekce jsou zobrazeny na Obr. 57. Graf je navíc doplněn o redukční faktor α dle ECCS [2] (viz rovnice (16)). Z porovnání křivek na Obr. 57 vyplývá, že použití redukčního faktoru α dle ECCS [2] je u prostě podepřeného vrchlíku vyztuženého obvodovým prstencem příliš konzervativní. Svislé hranice 1, 2, a 3 představují maximální přípustné hloubky imperfekce pro třídy přesnosti (1, 2, 3) dle ECCS [2].

Graf obsahuje čtyři křivky pro jednotlivé plochy průřezu obvodového prstence. Závislosti průběhů redukčního faktoru v závislosti na ploše průřezu obvodového prstence a hloubce imperfekce je také ukázána na Obr. 58.

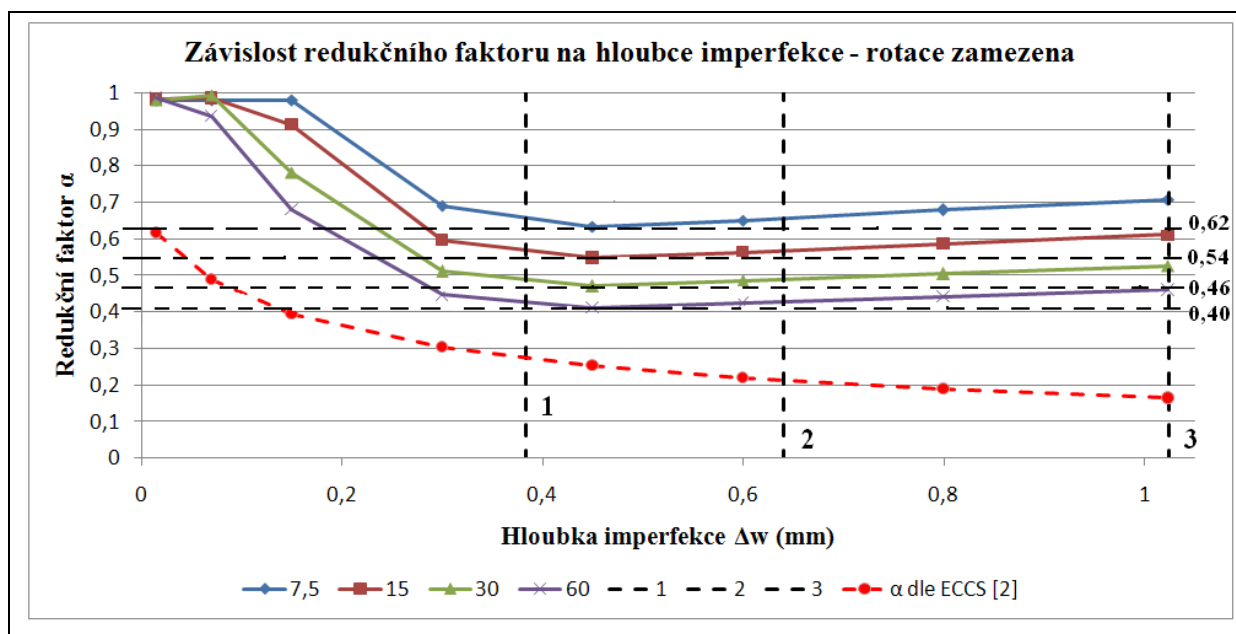
Z průběhu křivek je patrné, že počáteční imperfekce ovlivňuje únosnost vrchlíků vyztužených obvodovými prstenci o ploše průřezu $A_1=7,5 \text{ mm}^2$ a $A_2=15 \text{ mm}^2$. Vyšší citlivost na počáteční imperfekce lze vysvětlit zamezenou rotací okraje vrchlíku. U prostě podepřeného vrchlíku se zamezenou tangenciální rotací okraje vrchlíku je podíl membránového napětí vyšší než u prostě podepřeného vrchlíku. Z toho vyplývá, že citlivost na počáteční imperfekce je vyšší u vrchlíku se zamezenou tangenciální rotací okraje. Vyšší citlivost na počáteční imperfekce se projevuje zejména u vrchlíků vyztužených poddajnějšími prstenci, oproti předcházejícímu případu.



Obr. 58: Závislost redukčního faktoru na hloubce imperfekce – tangenciální rotace okraje zamezena.

Centrální imperfekce o hloubce větší než $\Delta w=0,4 \text{ mm}$ není afinní ke tvaru hroucení vrchlíku a začíná působit jako výztuha. Tento jev má za následek, že průběh redukčního faktoru na Obr. 57 a Obr. 58 po překročení určité hodnoty hloubky imperfekce v podstatě neklesá. Strmý pokles redukčního faktoru α nastává pro relativně malé hloubky imperfekcí. V praxi může být obtížné docílit tak vysoké přesnosti výroby, aby geometrické počáteční imperfekce neovlivnily ztrátu stability vrchlíku (viz Obr. 57; $\Delta w=0 \div 0,2 \text{ mm}$).

Pro využití výsledků v technické praxi je výhodné stanovit pro jednotlivé plochy průřezu prstence obálku. Redukční faktor α nikdy neklesne pod hodnotu danou obálkou. Použití obálky je proto konzervativní a tudíž na straně bezpečné. Graf z Obr. 57 doplněný o obálky je zobrazen na Obr. 59. Jako obálky byly použity přímky rovnoběžné s osou hloubky imperfekce (osa x). Každá obálka je charakterizována konstantní hodnotou redukčního faktoru. Hodnoty redukčního faktoru pro jednotlivé obálky jsou uvedeny v Tab. 10.



Obr. 59: Stanovení redukčních faktorů pro využití v technické praxi.

Tab. 10: Stanovení redukčních faktorů pro využití v technické praxi.

Plocha průřezu obvodového prstence	$A_1=7,5 \text{ mm}^2$	$A_2=15 \text{ mm}^2$	$A_3=30 \text{ mm}^2$	$A_4=60 \text{ mm}^2$
Redukční faktor α	0,62	0,54	0,46	0,40

Pozn.: Redukční faktor pro plochy průřezu prstence, které nejsou uvedeny v Tab. 10 lze dodatečně získat pomocí lineární interpolace mezi hodnotami uvedené v Tab. 10.

8.1.3 Vyhodnocení

Průběh redukčního faktoru α podle ECCS [2] (rovnice 16) je ukázán na Obr. 57. Redukční faktor je vypočítán pro geometrické rozměry kulového vrchlíku typ A (Obr. 53). Redukční faktor α je v ECCS [2] stanoven pro kloubově uložený kulový vrchlík. Z porovnání křivek na Obr. 55 z Obr. 57 vyplývá, že použití redukčního faktoru uvedeného v ECCS [2] pro návrh vrchlíku s konečnou tuhostí v radiálním směru je příliš konzervativní. U prostě podepřeného vrchlíku je podíl membránového napětí nižší než u kloubově uloženého vrchlíku. Z toho vyplývá, že citlivost na počáteční imperfekce střechy nádrže, nebo přepážky je nižší oproti kloubově uloženému vrchlíku.

Při návrhu reálné konstrukce typu střecha válcové nádrže, nebo přepážka autocisterny lze použít redukční faktor stanovený pro prostě podepřený kulový vrchlík se zamezenou tangenciální rotací okraje vrchlíku (viz kap. 6). Charakter průběhu křivek redukčního faktoru umožňuje použít pro každou plochu průřezu prstence tzv. obálku.

Obálka představuje konstantní hodnotu redukčního faktoru α . Redukční faktor nikdy neklesne pod hodnotu danou obálkou. Hodnoty redukčního faktoru pro jednotlivé obálky jsou uvedeny v Tab. 10. Použití obálky (konstantní hodnoty redukčního faktoru α) nevyžaduje přesné změření hloubky imperfekce Δw . Postačuje pouze ověřit, zda hloubka imperfekce Δw nepřekračuje maximální povolený rozsah uvedený v ECCS [2] (hranice 3, Obr. 59).

Pro použití v praxi je třeba ověřit výsledky numerických analýz provedením experimentu. V další fázi je nutné stanovit bezrozměrné parametry, které umožní použití redukčního faktoru α stanoveného v kap. 8.1.2 pro návrh skutečné střechy (přepážky).

8.2 Numerický výpočet zkušební vzorku

Výsledky numerických analýz je nezbytně nutné ověřit provedením experimentů. V průběhu experimentu je sledována ztráta stability skutečného zkušební vzorku. Geometrické rozměry zkušební vzorku odpovídají rozměrům kulového vrchlíku typ A (Obr. 53).

Pro výrobu zkušebních vzorků bude použita ocel s mezí kluzu $R_{p0,2} = 180 \text{ MPa}$. Pružně plastické chování materiálu může zkreslit výsledky získané provedením experimentu. V odborné literatuře a předpisech není zaveden parametr vyjadřující vliv imperfekcí na ztrátu stability, který zahrnuje i vliv pružně – plastického chování materiálu. V rámci této disertační práce je proto zaveden korekční faktor α_K . Korekční faktor α_K (viz rovnice 28) zohledňuje pružně plastické chování materiálu. Výsledkem experimentu tedy nebude stanovení redukčního faktoru α , ale stanovení korekčního faktoru α_K .

Pro porovnání výsledků numerických analýz s výsledky získanými provedením experimentu je třeba vypočítat korekční faktor α_K také pro numerický model. Experimentální zkoušky ztráty stability budou provedeny na zkušebních vzorcích se zamezeným natočením obvodového prstence (viz kap. 6). Korekční faktor je proto stanoven pouze pro prostě podepřený kulový vrchlík se zamezenou tangenciální rotací okraje.

$$\alpha_K = \frac{p_L^{GMNIA}}{p_L^{GMNA}} \quad (28)$$

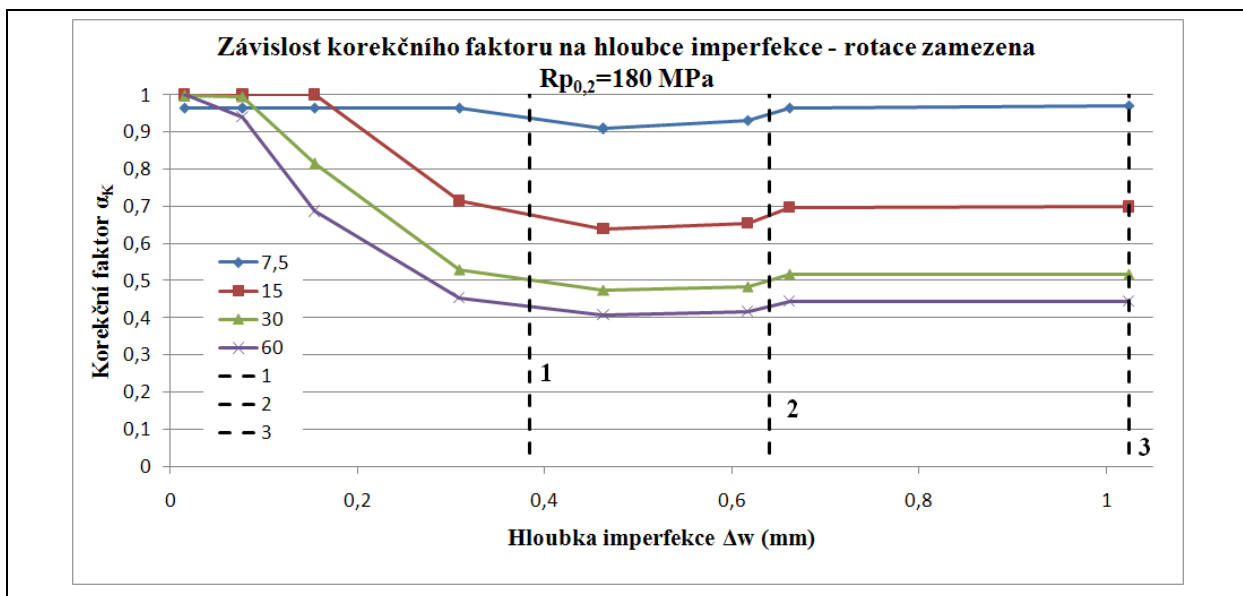
kde

p_L^{GMNIA} – limitní (mezní) vnější přetlak imperfektního vrchlíku,

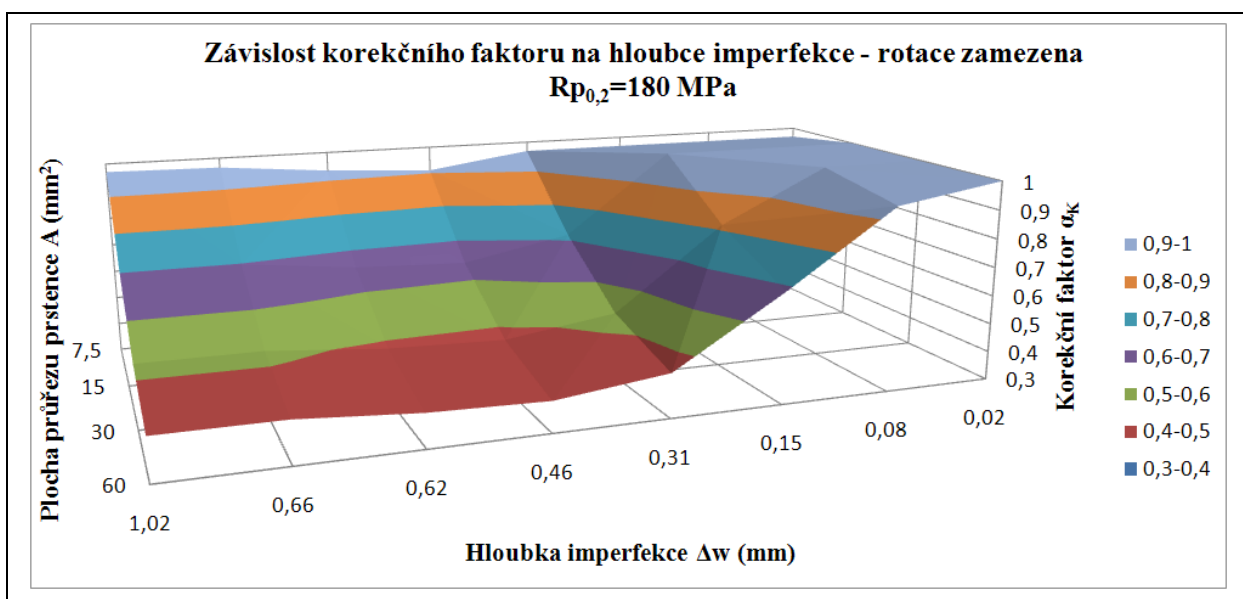
p_L^{GMNA} – limitní (mezní) vnější přetlak ideálního vrchlíku.

Při výpočtu jsou použity numerické modely uvedené v kap. 8.1. Provedené numerické analýzy byly typu GMNA. Při výpočtu byla zohledněna materiálová nelinearita (plasticita) a geometrická nelinearita (velké posuvy). Jako model chování materiálu byl zvolen von Misesův pružně plastický model (viz Obr. 2).

Závislost korekčního faktoru na hloubce imperfekce je zobrazena na Obr. 60. Graf obsahuje čtyři křivky pro různé plochy průřezu obvodového prstence. Z porovnání Obr. 57 a Obr. 60 je patrná nižší citlivost na počáteční imperfekce u korekčního faktoru α_K než u redukčního faktoru α . Zavedení pružně plastického chování materiálu v numerické analýze snížilo citlivost vrchlíku na počáteční imperfekce. Pro lepší názornost jsou průběhy korekčního faktoru α_K zobrazeny ve 3D grafu v závěru kapitoly (Obr. 61).



Obr. 60: Závislost korekčního faktoru na hloubce imperfekce – tangenciální rotace okraje zamezena.



Obr. 61: Závislost korekčního faktoru na hloubce imperfekce – tangenciální rotace okraje zamezena.

8.2.1 Vyhodnocení

Korekční faktor α_K (viz rovnice 28) zohledňuje pružně – plastické chování materiálu a slouží k ověření výsledků numerických analýz pomocí experimentu. Pojem korekční faktor α_K je zavedený v rámci této disertační práce.

Minimální velikost plochy průřezu obvodového prstence u zkušební vzorku je $A_2=15 \text{ mm}^2$. Při použití obvodových prstenců o nižší ploše průřezu by se počáteční imperfekce nemusela projevit. Zkušební vzorky proto budou opatřeny obvodovým prstencem o ploše průřezu $A_4=60 \text{ mm}^2$.

9. Z obecnění výsledků numerických analýz

V kap. 8 je stanoven pomocí numerických analýz redukční faktor α pro model o geometrických rozměrech modelu střechy – zkušební vzorku (kulový vrchlík typ A). Stanovený redukční faktor α bude v další fázi výzkumu ověřen provedením experimentů zkoušek ztráty stability. V této kapitole jsou na základě teorie podobnosti stanoveny bezrozměrné parametry. Na základě bezrozměrných parametrů bude možné použít redukční faktor α stanovený pro model střechy (kulový vrchlík typ A) také pro konstrukční návrh reálné střechy (kulový vrchlík typ B).

Správnost bezrozměrných parametrů je ověřena provedením numerických analýz kulového vrchlíku typ B (viz Obr. 52). Reálná střecha (kulový vrchlík typ B) a model střechy (kulový vrchlík typ A) mají shodný poloviční úhel Φ .

Bezrozměrné parametry jsou vypočítány z geometrických rozměrů modelu (kulový vrchlík typ A). Hodnoty bezrozměrných parametrů jsou shodné pro oba typy kulových vrchlíků (typ A a B). Plocha průřezu obvodového prstence a hloubka imperfekce skutečné střechy (kulový vrchlík typ B) jsou stanoveny na základě bezrozměrných parametrů. Průběhy redukčního faktoru v závislosti na hloubce imperfekce by měly být shodné pro oba typy vrchlíků (typ A a B). Správnost zvolených bezrozměrných parametrů bude ověřena porovnáním průběhů redukčního faktoru vrchlíku typ B s vrchlíkem typ A.

Vliv počáteční geometrické imperfekce (prohlubně) na únosnost kulového vrchlíku závisí na hloubce prohlubně Δw . Je zřejmé, že prohlubeň o stejné hloubce nebude mít stejný vliv na únosnost modelu (vrchlíku typ A ($t_c=0,5 \text{ mm}$) a vrchlíku typ B ($t_c=4 \text{ mm}$)). Parametr musí vyjadřovat hloubku geometrické imperfekce v závislosti na tloušťce pláště vrchlíku t_c . Dle obecných zvyklostí je v disertační práci zvolen bezrozměrný parametr vyjadřující vliv hloubky geometrické imperfekce (prohlubně) ve tvaru:

$$\xi = \frac{\Delta w}{t_c} \quad (29)$$

kde

Δw - hloubka imperfekce (prohlubně),

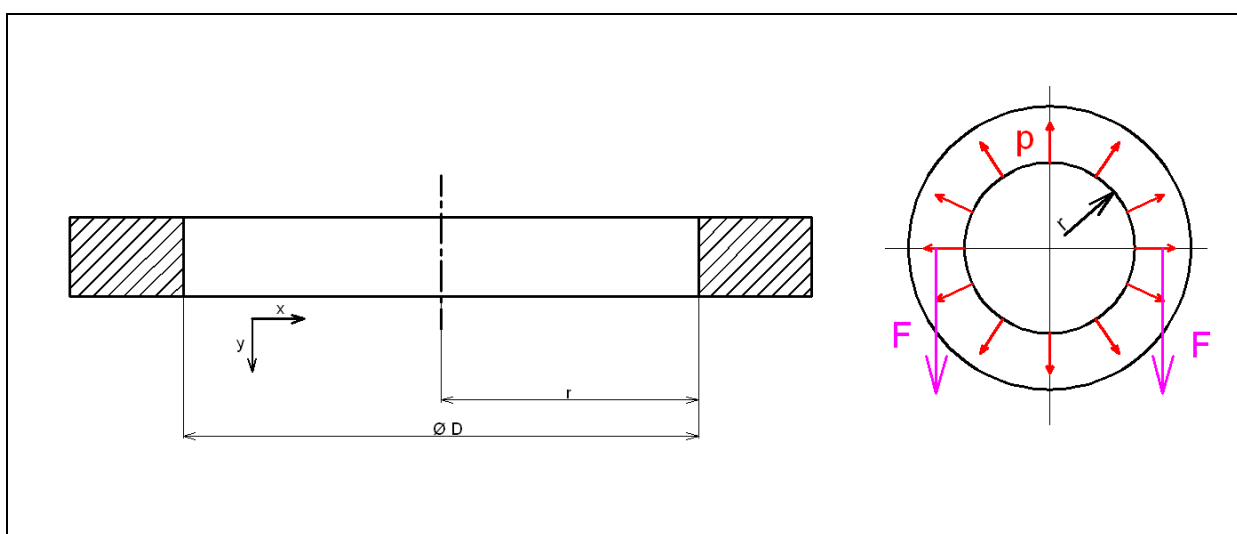
t_c - tloušťka pláště vrchlíku.

9.1 Radiální tuhost prstence – parametr A/r

Lze se domnívat, že obvodový prstenec o stejné ploše průřezu nebude mít stejný vliv na ztrátu stability kulových vrchlíků o rozdílném průměru základní kružnice $\varnothing D$. Pro stanovení bezrozměrného parametru, který vyjadřuje tuhost obvodového prstence, lze vycházet z následujícího předpokladu.

Předpoklad: Dva obvodové prstence mají shodný vliv na ztrátu stability kulového vrchlíku, pokud mají shodnou tuhost v radiálním směru.

V další části kap. 9.1 je provedeno odvození bezrozměrného parametru stanoveného na základě tohoto předpokladu.



Obr. 62: Odvození parametru A/r .

Obvodový prstenec je zobrazen na Obr. 62. Síla zatěžující prstenec je dána vztahem:

$$2 * F = 2 * p_{in} * r$$

$$F = p_{in} * r \quad (30)$$

kde

F – síla,

p_{in} – vnitřní přetlak,

r – poloměr prstence.

Změna poloměru prstence je popsána rovnicí:

$$\Delta r = \frac{p_{in} * r^2}{E * A}$$

kde

A – plocha průřezu prstence,

E – modul pružnosti v tahu ($E=2E+5$ MPa),

Δr – změna poloměru prstence.

Po dosazení vztahu (30) a následných úpravách

$$\Delta r = \frac{F * r}{E * A}$$

$$\Delta r = \frac{F}{k_p} \tag{31}$$

kde

k_p – radiální tuhost obvodového prstence.

$$k_p = \frac{E * A}{r} \tag{32}$$

Obecný parametr vyjadřuje vliv radiální tuhosti prstence na únosnost kulového vrchlíku. Pro porovnání obvodových prstenců vyrobených z oceli má parametr obdobný tvar:

$$\psi = \frac{A}{r * b} \tag{33}$$

kde

b – jednotková šířka prstence.

Tab. 11: Plochy průřezu obvodového prstence – parametr A / r .

	A_1	A_2	A_3	A_4
Parametr A/r	0,05	0,1	0,2	0,4
Plocha průřezu obvodového prstence – vrchlík typ A (mm^2)	7,5	15	30	60
Plocha průřezu obvodového prstence – vrchlík typ B (mm^2)	37,5	75	150	300

Při ověření správnosti parametru ψ byly provedeny numerické analýzy vrchlíku typu B. Numerický model vrchlíku typ B, byl vyztužen obvodovými prstenci o ploše průřezu z Tab. 10. Z důvodu přehlednosti disertační práce nejsou vypočítané redukční faktory v této kapitole uvedeny.

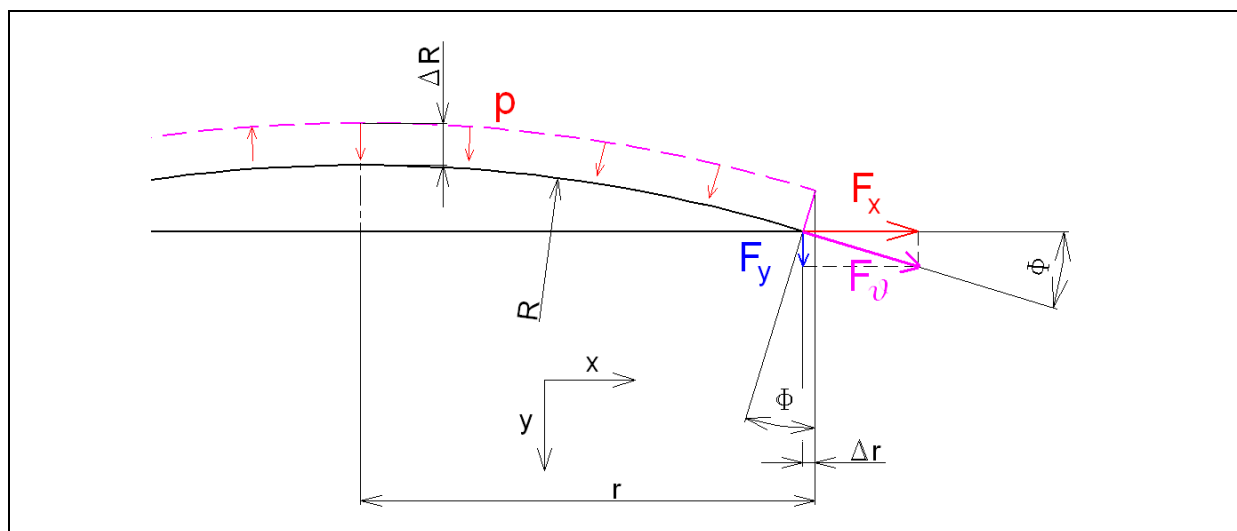
Z porovnání výsledků vyplynulo, že parametr ψ nepracoval správně a redukční faktory nebyly pro oba typy vrchlíků (typ A a B) shodné. Tento jev byl patrně způsoben nedostatečnou tuhostí obvodových prstenců použitých u vrchlíku typu B. Předpoklad uvedený na začátku kap. 9. 1 není přesný. Parametr $\psi = \frac{A}{r*b}$ nedostatečně popisuje vliv tuhosti prstence na ztrátu stability kulového vrchlíku. Je nutné stanovit nový bezrozměrný parametr.

Oba typy vrchlíku typ A a B mají shodný poloviční úhel Φ . Tloušťka pláště není pro oba typy vrchlíků stejná. Stanovení nového bezrozměrného parametru se proto bude ubírat směrem rozdílné tloušťky pláště vrchlíku t_c .

9.2 Radiální tuhost prstence – parametr $A/(r*t_c)$

V kap. 9.1 je uvedeno, že dva obvodové prstence o stejné radiální tuhosti nemají stejný vliv na ztrátu stability podobných kulových vrchlíků o odlišné tloušťce pláště t_c . Pro stanovení nového obecného parametru, který vyjadřuje radiální tuhost u vrchlíků s rozdílnou tloušťkou pláště, lze vycházet z radiální síly působící na okraji vrchlíku (Obr. 63).

Při odvození bezrozměrného parametru jsou použity zjednodušující předpoklady. Při výpočtu se pohlíží na vrchlík jako na oddělenou část koule. Vliv okrajových podmínek a obvodového prstence na deformování vrchlíku je zanedbán.



Obr. 63: Odvození parametru $A/(r*t_c)$.

Dle Obr. 63 platí následující vztah mezi poloměrem křivosti a poloměrem obvodového prstence

$$r = R * \sin \phi \quad (34)$$

kde

ϕ - poloviční úhel (viz Obr. 5).

Meridiánová síla vychází ze vztahu:

$$F_{\theta} = \pi * p * r^2$$

Po dosazení vztahu (34)

$$F_{\theta} = \pi * p * R^2 * \sin^2 \phi \quad (35)$$

kde

p – vnější přetlak,

R – poloměr zakřivení vrchlíku,

ϕ – poloviční úhel vrchlíku.

Radiální síla vychází z Obr. 63.

$$F_x = F_{\theta} * \cos \phi$$

$$F_x = \pi * p * R^2 * \sin^2 \phi * \cos \phi \quad (36)$$

kde

F_x - radiální síla na okraji vrchlíku.

Radiální síla na jednotku obvodu okraje vrchlíku

$$\tilde{F}_x = \frac{\pi * p * R^2 * \sin^2 \phi * \cos \phi}{2 * \pi * R * \sin \phi}$$

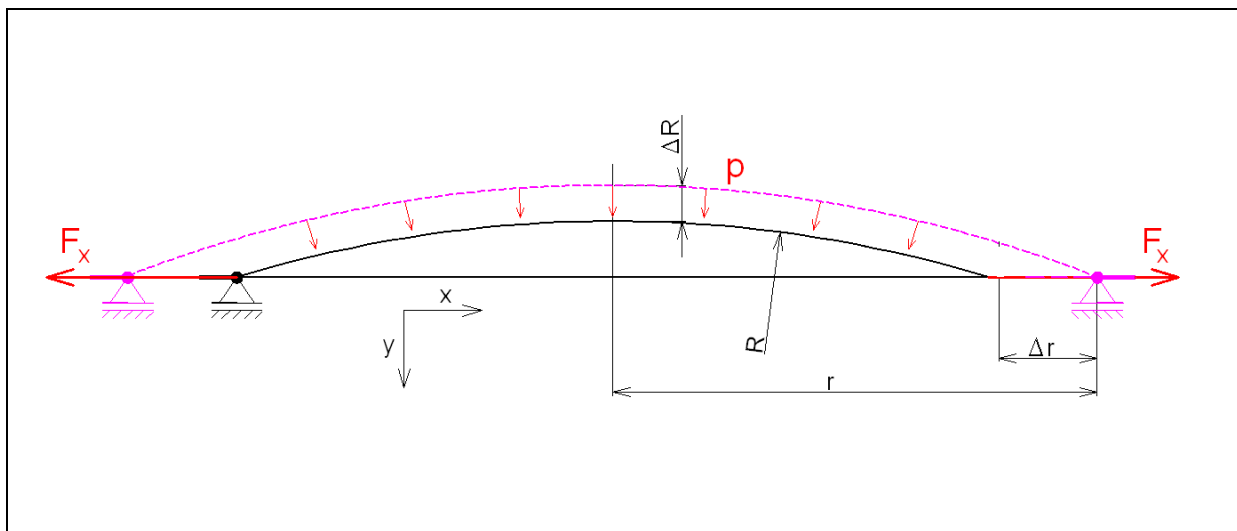
$$\tilde{F}_x = \frac{1}{2} * p * R * \sin \phi * \cos \phi \quad (37)$$

Vztah (37) je upraven do nové formy

$$\frac{\tilde{F}_x}{R * p} = \frac{1}{2} * \sin \phi * \cos \phi \quad (38)$$

Na základě vztahu (38) lze vyslovit nový předpoklad pro odvození bezrozměrného parametru.

Předpoklad: Dva obvodové prstence mají shodný vliv na ztrátu stability kulového vrchlíku, pokud poměr $\frac{\tilde{F}_x}{R * p}$ je konstantní.



Obr. 64: Odvození parametru $A/(r * t_c)$.

Podle Obr. 64 lze stanovit velikost radiální síly jako

$$F_x = \Delta r * k_p \quad (39)$$

Radiální tuhost prstence k_p je odvozena v kap. 9.1. Je zřejmé, že radiální síla je závislá také na změně poloměru prstence Δr .

Dle Obr. 63 platí následující vztah mezi změnou poloměru křivosti a poloměru obvodového prstence.

$$\Delta r = \Delta R * \sin \phi = \varepsilon * R * \sin \phi \quad (40)$$

kde

ϕ – poloviční úhel (viz Obr. 5),

ε – poměrné přetvoření.

Poměrné přetvoření vychází ze vztahu pro úplnou kulovou skořepinu.

$$\varepsilon = \frac{1}{E} * \sigma * (1 - \mu) \quad (41)$$

kde

$$\sigma = \frac{p * R}{2 * t_c} \quad (42)$$

Vztahy (41) a (42) jsou dosazeny do vztahu (40)

$$\Delta r = \frac{p * R^2 * (1 - \mu) * \sin \phi}{2 * E} * \frac{1}{t_c} \quad (43)$$

Vztah (43) je dosazen do vztahu (39)

$$F_x = \frac{p * R^2 * (1 - \mu) * \sin \phi}{2 * E} * \frac{1}{t_c} * k_p \quad (44)$$

Pro vyjádření bezrozměrného parametru je rovnice (44) upravena do tvaru:

$$\frac{F_x}{R * p} = \frac{R * (1 - \mu) * \sin \phi}{2 * E} * \frac{1}{t_c} * k_p$$

$$\frac{F_x}{R * p} = K * \frac{1}{t_c} * k_p$$

kde

$$K = \frac{R * (1 - \mu) * \sin \phi}{2 * E}$$

Pro zachování stejného vlivu radiální tuhosti obvodového prstence na ztrátu stability kulových vrchlíků s rozdílnou tloušťkou pláště t_c lze psát:

$$\frac{F_x}{R * p} = K * \frac{k_{p1}}{t_{c1}} = K * \frac{k_{p2}}{t_{c2}} = \dots = K * \frac{k_{pn}}{t_{cn}} = konst \quad (45)$$

kde

$t_{c1}; t_{c2}; \dots; t_{cn}$ – tloušťky pláště jednotlivých kulových vrchlíků,

Na základě vztahu (45) lze stanovit bezrozměrný parametr, který vyjadřuje vliv radiální tuhosti prstence na ztrátu stability pro kulové vrchlíky s rozdílnou tloušťkou pláště.

$$\Gamma = \frac{k_p}{t_c} = \frac{A}{r * t_c}$$

Tab. 12: Plochy průřezu obvodového prstence – parametr $A / (r * t_c)$.

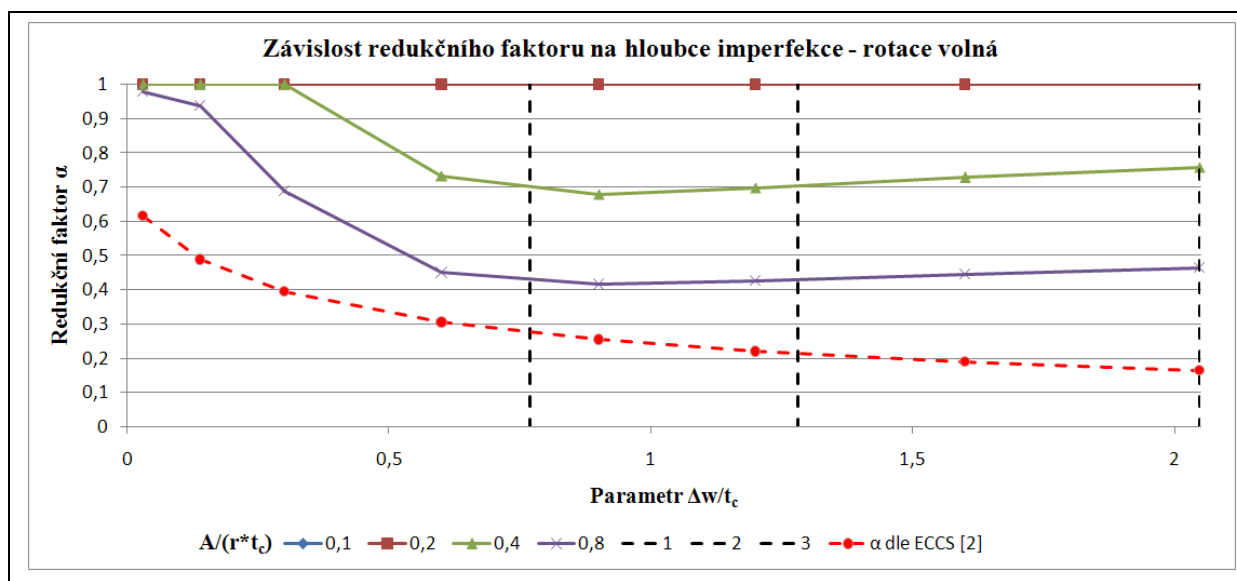
	A_1	A_2	A_3	A_4
Parametr $A / (r * t_c)$	0,1	0,2	0,4	0,8
Plocha průřezu obvodového prstence – vrchlík typ A (mm^2)	7,5	15	30	60
Plocha průřezu obvodového prstence – vrchlík typ B (mm^2)	300	600	1200	2400

9.2.1 Numerický model kulového vrchlíku typ A

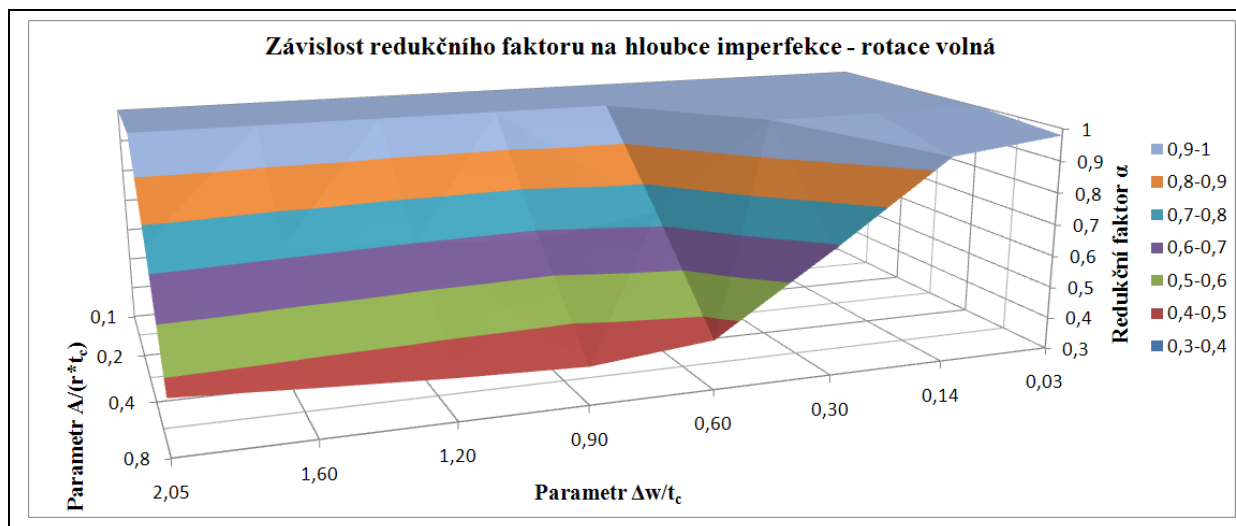
Při odvození bezrozměrného parametru $\Gamma = \frac{A}{r * t_c}$ byl zanedbán vliv okrajových podmínek a obvodového prstence na deformování pláště vrchlíku. Vzhledem k těmto zjednodušením je nezbytné provést ověření správné funkce parametru $\Gamma = \frac{A}{r * t_c}$.

Redukční faktor α modelu střechy (kulový vrchlík typ A) je stanoven v kapitolách 8.1.1 a 8.1.2. Průběhy redukčního faktoru α na Obr. 55 až Obr. 59 jsou převedeny pomocí bezrozměrných parametrů na obecné závislosti. Převedené průběhy redukčního faktoru α v závislosti na bezrozměrných parametrech jsou ukázány na Obr. 65 až Obr. 68. Popis grafů je uveden v kap. 8.

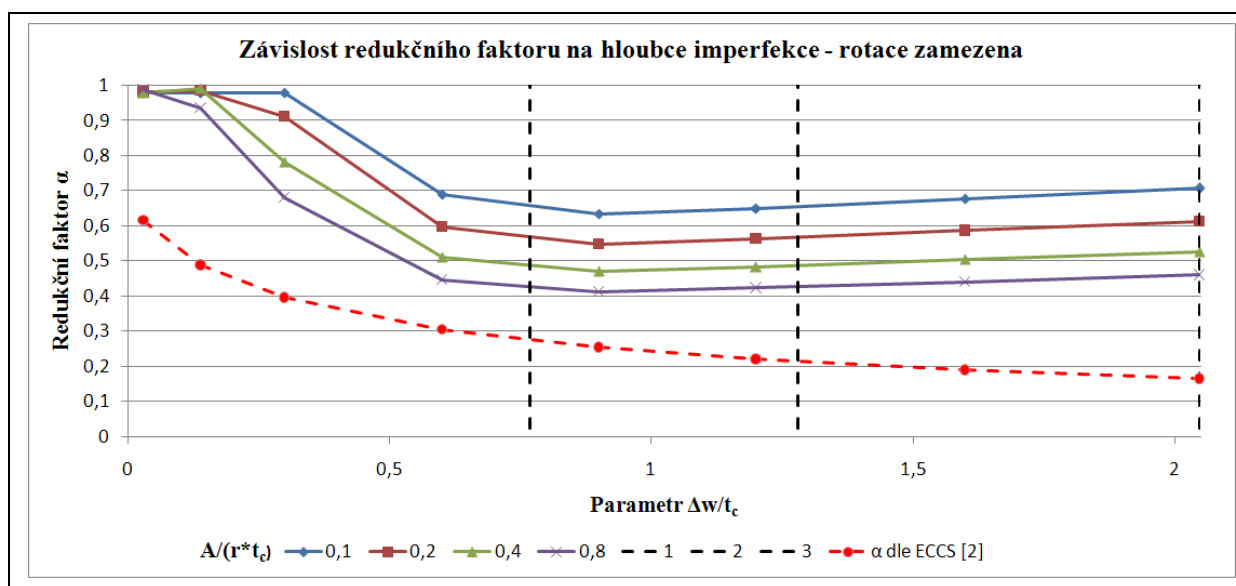
Na základě teorie podobnosti musí platit, že redukční faktory na Obr. 65 a Obr. 67 jsou platné také pro reálnou střechu (kulový vrchlík typ B). V následující kapitole 9.2.2 je proveden výpočet redukčních faktorů α pro reálnou střechu (kulový vrchlík typ B). Redukční faktory stanovené pro vrchlík typ A a B budou vzájemně porovnány. Pro úplnost jsou porovnány oba případy uložení kulového vrchlíku (zamezená a neomezená tangenciální rotace okraje).



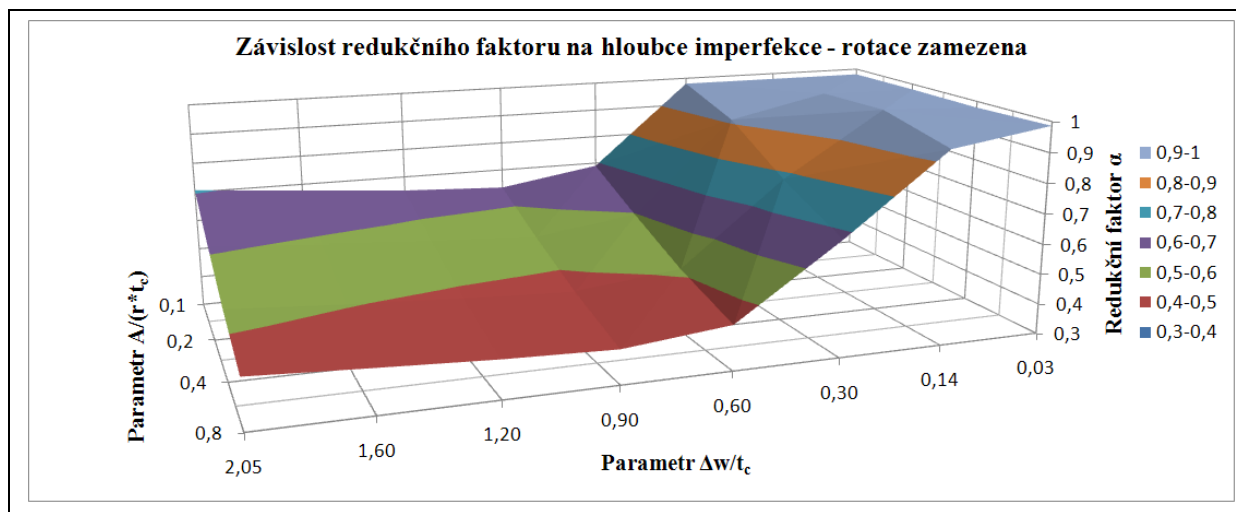
Obr. 65: Závislost redukčního faktoru na hloubce imperfekce – tangenciální rotace okraje neomezena.



Obr. 66: Závislost redukčního faktoru na hloubce imperfekce – tangenciální rotace okraje neomezena.



Obr. 67: Závislost redukčního faktoru na hloubce imperfekce – tangenciální rotace okraje zamezena.



Obr. 68: Závislost redukčního faktoru na hloubce imperfekce – tangenciální rotace okraje zamezena.

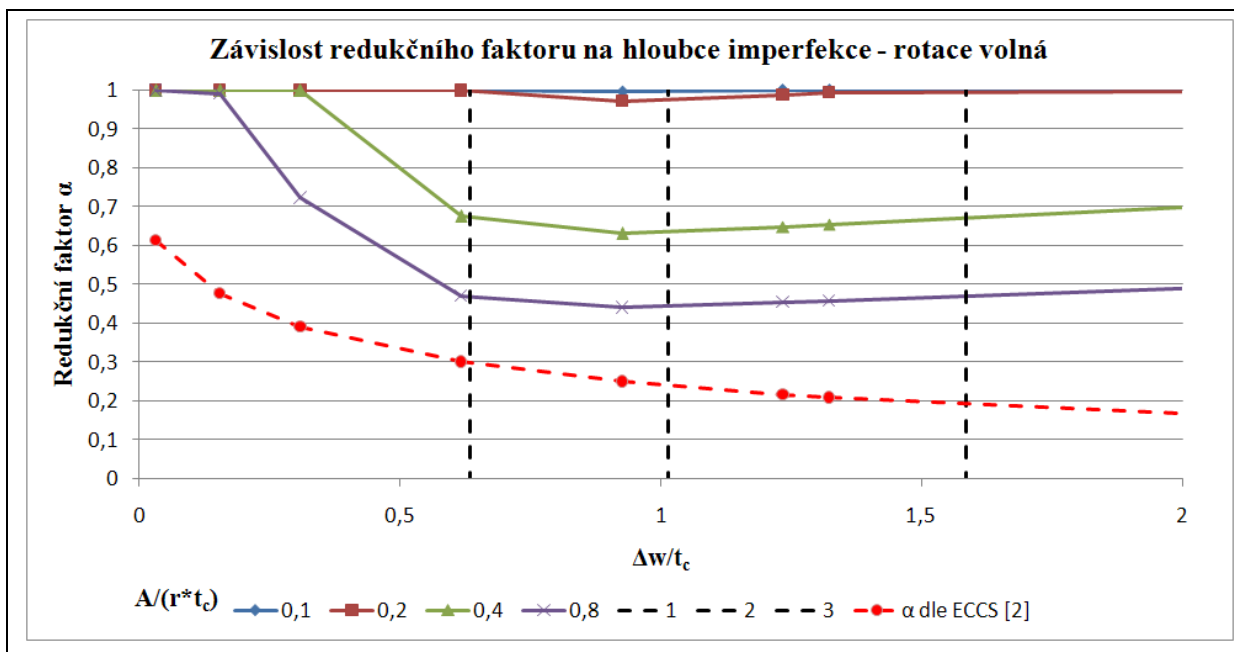
Pozn.: Grafy na Obr. 65 a Obr. 67 jsou doplněny o průběh redukčního faktoru α uvedeného v ECCS [2] (rovnice (16)). Z porovnání průběhů křivek na Obr. 65 a Obr. 67 vyplývá, že redukční faktor α z ECCS [2] je pro kulový vrchlík s konečnou tuhostí v radiálním směru příliš konzervativní.

Tab. 13: Redukční faktor α stanovený pro kulový vrchlík typ A (model střechy) – tangenciální rotace okraje zamezena.

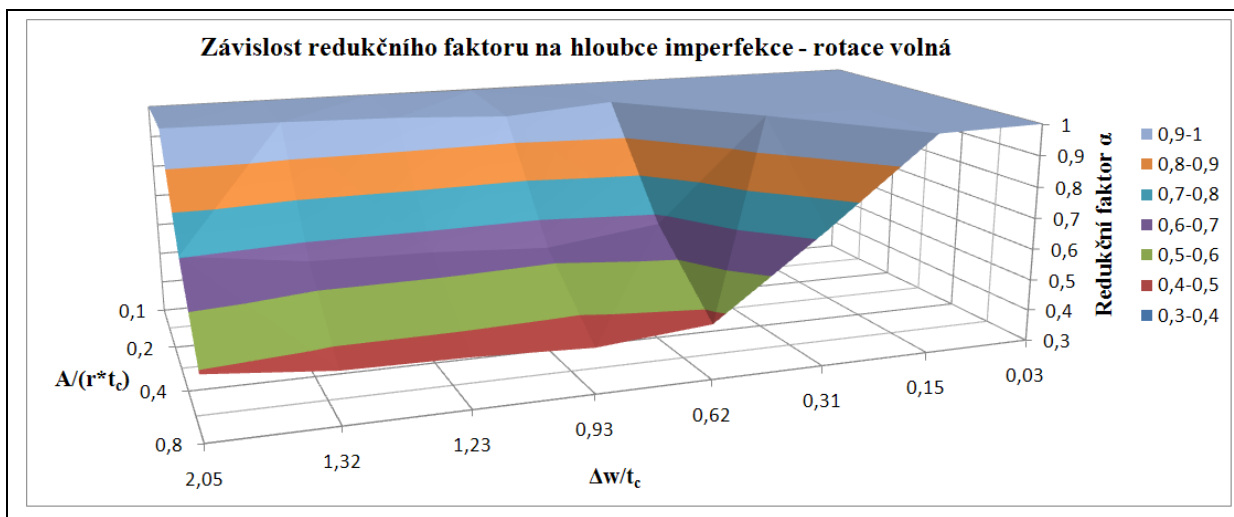
$\Delta w/t_c$ \ $\Gamma = \frac{A}{r \cdot t_c}$		0,1	0,2	0,4	0,8
0,03		0,98	0,98	0,98	0,99
0,14		0,98	0,98	0,99	0,94
0,30		0,98	0,91	0,78	0,68
0,60		0,69	0,60	0,51	0,45
0,90		0,63	0,55	0,47	0,41
1,20		0,65	0,56	0,48	0,42
1,60		0,68	0,59	0,50	0,44
2,04		0,71	0,61	0,53	0,46

9.2.2 Numerický model vrchlíku typ B

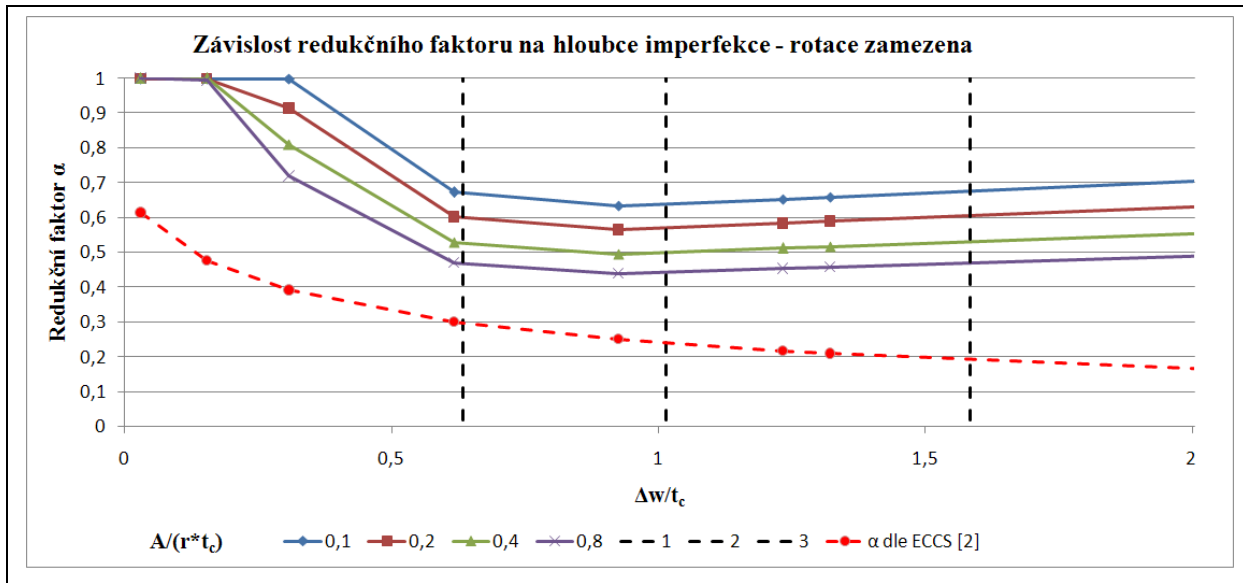
V této kapitole jsou vypočítány redukční faktory α pro reálnou střechu. Numerické analýzy byly provedeny na numerickém modelu kulového vrchlíku typu B (Obr. 52). Plochy průřezu obvodového prstence jsou uvedeny v Tab. 12. Redukční faktor α je vypočítán podle rovnice (27). Průběhy redukčního faktoru α vypočítaného pro kulový vrchlík typu B jsou uvedeny na Obr. 69, Obr. 70, Obr. 71 a Obr. 72.



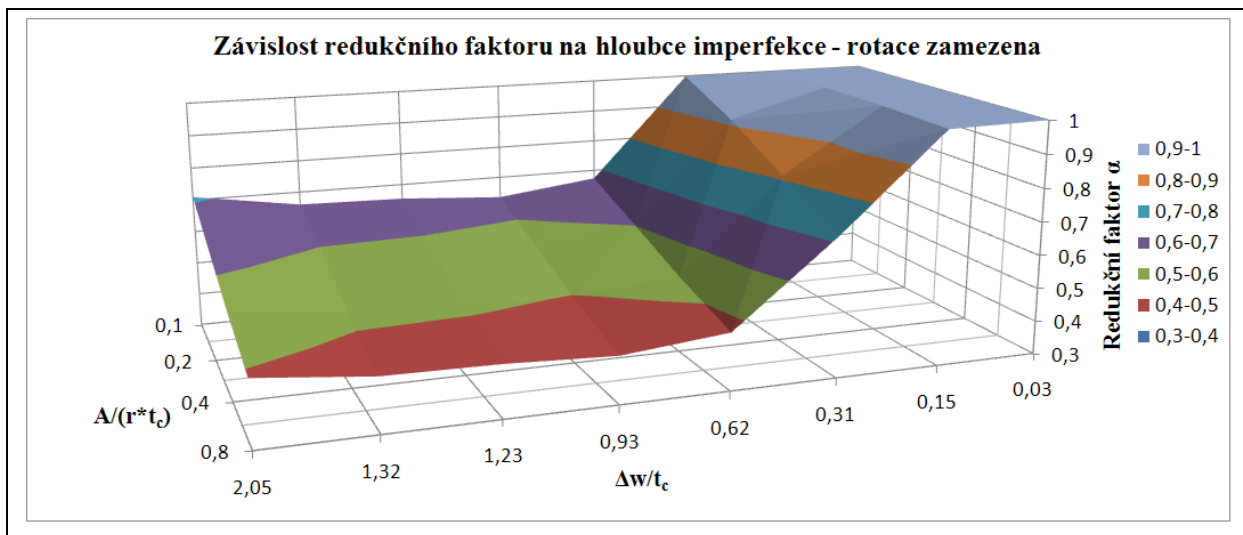
Obr. 69: Závislost redukčního faktoru na hloubce imperfekce – tangenciální rotace okraje neomezena.



Obr. 70: Závislost redukčního faktoru na hloubce imperfekce – tangenciální rotace okraje neomezena.



Obr. 71: Závislost redukčního faktoru na hloubce imperfekce – tangenciální rotace okraje zamezena.



Obr. 72: Závislost redukčního faktoru na hloubce imperfekce – tangenciální rotace okraje zamezena.

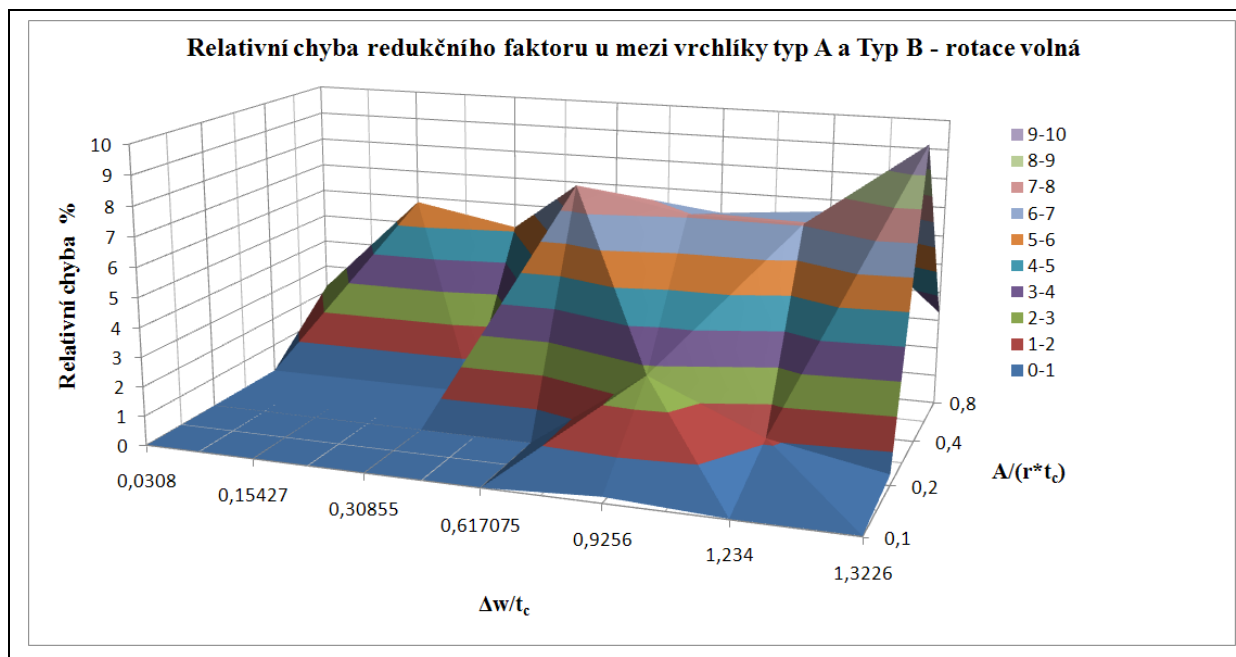
9.2.3 Vyhodnocení

Při vyhodnocení jsou porovnány výsledky vypočítané pro model střechy – vrchlík typ A (Obr. 65 a Obr. 67) s výsledky stanovené pro vrchlík typ B (Obr. 69 a Obr. 71). Na základě teorie podobnosti by průběhy redukčního faktoru měly být pro oba typy vrchlíku (A a B) shodné. Z porovnání křivek na Obr. 67 z Obr. 71 je zřejmá dobrá shoda průběhů redukčního faktoru mezi modelem střechy a skutečnou střechou.

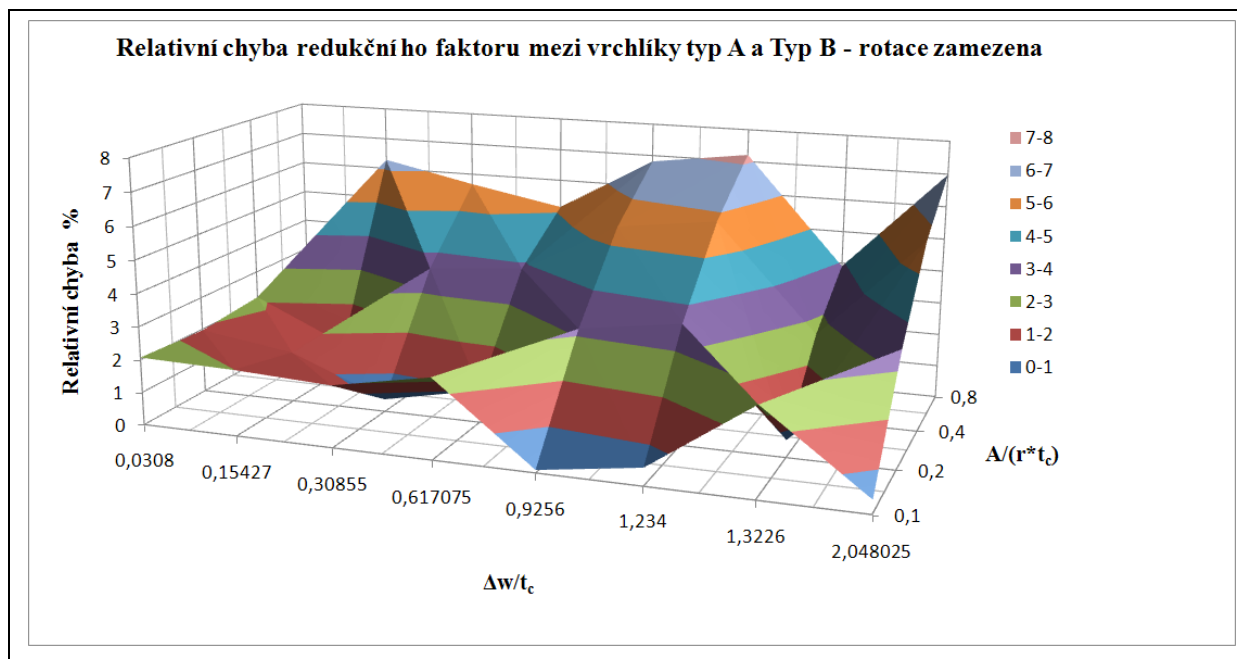
Relativní odchylka redukčního faktoru α mezi vrchlíkem typ A a B je zobrazena na Obr. 73 a Obr. 74. Relativní chyby jsou vztaženy k redukčnímu faktoru α vrchlíku typu A. U prostě podepřeného kulového vrchlíku se zamezenou tangenciální rotací okraje vrchlíku nepřesáhla relativní chyba hodnotu $\delta=7\%$.

Bezrozměrný parametr $\Gamma = \frac{A}{r \cdot t_c}$ prokázal dobrou schopnost vyjádřit vliv radiální tuhosti prstence na ztrátu stability u podobných kulových vrchlíků s rozdílnou tloušťkou pláště.

Pro použití parametru Γ v technické praxi je nezbytné provést další ověření porovnáním průběhů redukčního faktoru α modelu střechy s reálnou střechou, která nebude mít shodný poloviční úhel Φ (viz Obr. 5).



Obr. 73: Relativní chyba mezi vrchlíky typ A a typ B – tangenciální rotace okraje neomezena.



Obr. 74: Relativní chyba mezi vrchlíky typ A a typ B – tangenciální rotace okraje zamezena.

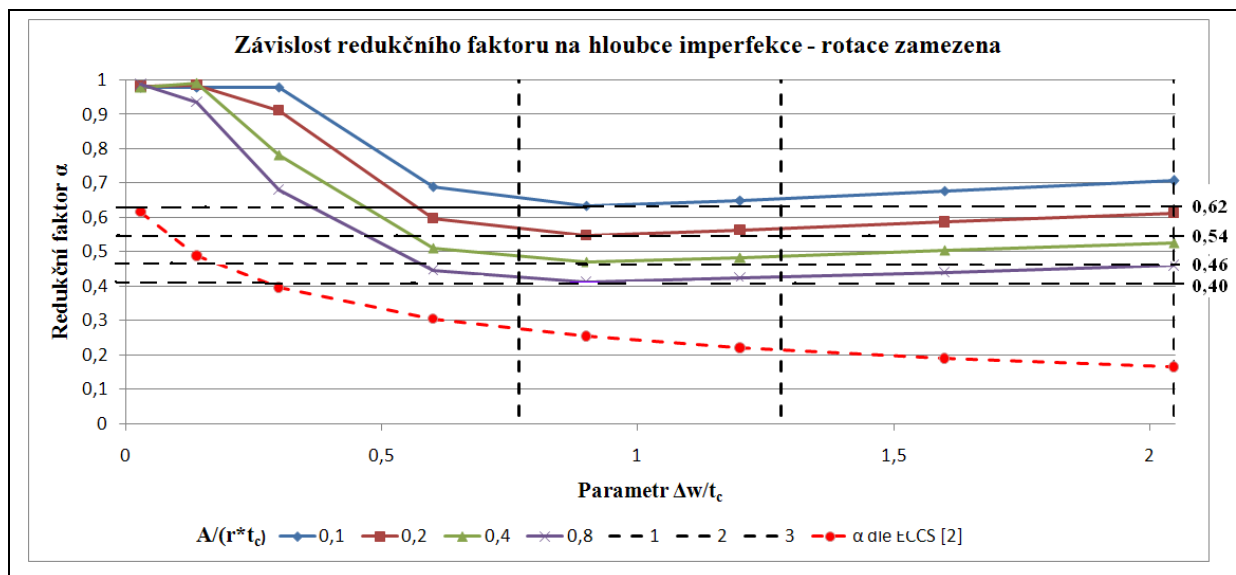
9.3 Využití výsledků v praxi

Při návrhu reálné konstrukce typu střecha válcové nádrže, nebo přepážka autocisterny lze použít redukční faktor stanovený pro prostě podepřený kulový vrchlík se zamezenou tangenciální rotací okraje vrchlíku (viz kap. 6). Redukční faktor α je v disertační práci stanoven v kap. 9.2.1.

Po překročení určité hodnoty parametru $\Delta w/t_c$ má průběh redukčního faktoru α na Obr. 67 v podstatě neklesající charakter. Strmý pokles redukčního faktoru nastává pro relativně malé hodnoty parametru $\Delta w/t_c$. V praxi může být obtížné docílit tak vysoké přesnosti výroby. Charakter průběhu křivek redukčního faktoru α na (Obr. 67) umožňuje použít pro každou plochu průřezu prstence tzv. obálku. Graf zobrazený na Obr. 67 doplněný o obálky je uveden na Obr. 75.

Obálka představuje konstantní hodnotu redukčního faktoru α . Redukční faktor nikdy neklesne pod hodnotu danou obálkou. Hodnoty redukčního faktoru pro jednotlivé obálky jsou uvedeny v Tab. 14. Použití obálky (konstantní hodnoty redukčního faktoru α) nevyžaduje přesné změření hloubky imperfekce Δw .

Použití výsledku z Tab. 14 je potom konzervativní a tudíž na straně bezpečné. Postačuje pouze ověřit, zda hloubka imperfekce Δw nepřekračuje maximální povolený rozsah uvedený v ECCS [2] (hranice 3, Obr. 75).



Obr. 75: Stanovení redukčních faktorů pro využití v technické praxi.

Tab. 14: Stanovení redukčních faktorů pro využití v technické praxi – obecný parametr Γ .

$\Gamma = \frac{A}{r * t_c}$	$\Gamma=0,1$	$\Gamma=0,2$	$\Gamma=0,4$	$\Gamma=0,8$
Redukční faktor α	0,62	0,54	0,46	0,40

10. Modifikace zkušebního zařízení a zkušebních vzorků

Příprava experimentu a vývoj zkušebního zařízení byly popsány v kap. 7. Na základě výsledků prvních provedených zkoušek ztráty stability zkušebních vzorků byla provedena modifikace zkušebního zařízení a zkušebních vzorků.

10.1 První modifikace zkušebního zařízení a zkušebních vzorků

Modifikované zkušební zařízení je zobrazeno na Obr. 76 a Obr. 77. Zkušební zařízení bylo doplněno o přídržovač. Přídržovač měl za úkol zabránit natočení obvodového prstence. Radiální posuv okraje vrchlíku nesměl být omezen. K vymezení vůle mezi pryžovým těsněním a prstencem zkušebního vrchlíku slouží vymezovací šrouby. Geometrické rozměry přídržovače byly voleny tak, aby tuhost přídržovače neovlivňovala výsledky provedených experimentů.



Obr. 76: Zkušební zařízení – 1 modifikace.



Obr. 77: Zkušební zařízení – 1 modifikace.

Po první modifikaci zkušebního zařízení byly provedeny ověřovací zkoušky ztráty stability. Zkoušky měly za úkol ověřit správnou funkci přídržovače. Bohužel natočení obvodového prstence se nepodařilo zcela odstranit. Příčinou bylo ponechané pryžové těsnění. Těsnění slouží pro vytvoření těsného tlakového prostoru pod zkušebním vzorkem. Pružnost pryžového těsnění umožnila tangenciální rotaci obvodového prstence.

10.2 Druhá modifikace zkušebního zařízení

Druhá modifikace zkušebního zařízení je zobrazena na Obr. 78 a Obr. 79. Zkušební zařízení bylo vybaveno další přírubou s drážkou pro pryžový O – kroužek. Pryžové těsnění bylo nahrazeno O – kroužkem. Obvodový prstenec je pevně sevřen mezi ocelovou přírubou a přídržovačem. Vůle mezi přírubami je vymezena pomocí šroubů (viz Obr. 78). Sevření obvodového prstence mezi přírubou a přídržovačem neovlivní radiální tuhost, ale zamezí natočení obvodového prstence. Vliv tuhosti a tření pryžového O – kroužku na radiální posuv okraje vrchlíku je zanedbán.



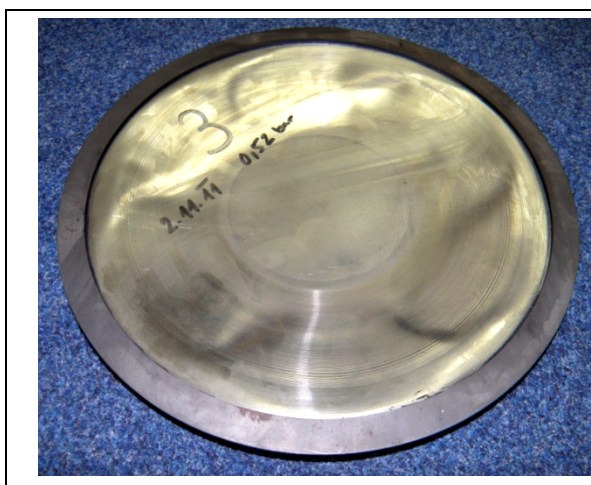
Obr. 78: Zkušební zařízení – 2 modifikace.



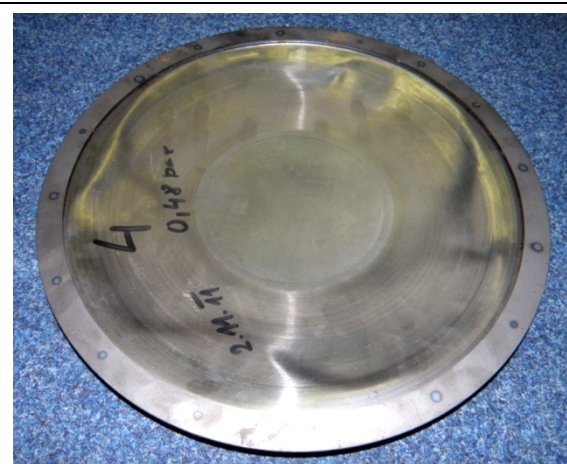
Obr. 79: Zkušební zařízení – 2 modifikace.

Modifikované zkušební vzorky po ztrátě stability jsou ukázány v deformovaném tvaru na Obr. 80 a Obr. 81. Zkušební vzorky byly vyztuženy obvodovým prstencem o ploše průřezu $A=60 \text{ mm}^2$. Zkušební vzorky neměly úmyslně vloženou počáteční imperfekci. Limitní zatížení zkušebních vzorků nedosáhlo hodnoty stanovené numerickým modelem p_L^{GMNA} . Vysvětlení lze nalézt v průběhu korekčního faktoru α_K na Obr. 60.

Z průběhu korekčního faktoru α_K je patrné, že korekční faktor strmě klesá mezi hloubkou imperfekce $\Delta w=0,1 \div 0,2 \text{ mm}$. Zkušební vzorky byly vyráběny kovotlačitelstvím. Způsob výroby zkušebních vzorků je příčinou nestejnětloušťky pláště vrchlíku t_c , vnesení zbytkových napětí a změny mechanických charakteristik materiálu. Tyto neúmyslně vložené počáteční imperfekce mohou způsobit zkreslení výsledků. Následující zkušební vzorky budou proto vyrobeny lisováním. V současné době je také testován způsob spojení obvodového prstence a vrchlíku (svařování a lepení).



Obr. 80: Zkušební vzorek – 1 modifikace (lepení).



Obr. 81: Zkušební vzorek – 1 modifikace (svařování).

10.3 Vyhodnocení

V kap. 10 je popsána příprava experimentálních zkoušek ztráty stability zkušebních vzorků kulového vrchlíku. Na základě výsledků prvních zkoušek ztráty stability byly provedeny modifikace zkušebního zařízení a zkušebních vzorků. Hlavním cílem úprav zkušebního zařízení bylo odstranit natočení obvodového prstence.

V kap. 6 je dokázáno, že výsledky prostě podepřeného kulového vrchlíku vyztuženého obvodovým prstencem se nejvíce blíží ke skutečné střeše válcové nádrže (přepážky), pokud je zamezena tangenciální rotace okraje vrchlíku. U skutečné konstrukce (střechy) zabraňuje natočení obvodového prstence válcový plášť. Výroba kulového vrchlíku s válcovým pláštěm by byla složitá a tudíž nákladná.

Stejného efektu lze docílit i u samostatného vrchlíku bez válcového pláště, pokud je zamezeno natočení obvodového prstence. Zkušební zařízení bylo doplněno o další přírubu a přidržovač (viz Obr. 78 a Obr. 79). Obvodový prstenc je vložen mezi ocelovou přírubu a přidržovač. Těsnost tlakového prostoru je zaručena pryžovým O – kroužkem. Vůle mezi přírubou a přidržovačem je vymezena pomocí šroubů. Sevření obvodového prstence mezi přírubu a přidržovač neovlivní radiální posuv, ale zamezí tangenciální rotaci obvodového prstence.

Další série zkušebních vzorků bude vyrobena lisováním. Lisování by mělo odstranit negativní vlivy způsobené současnou výrobou zkušebních vzorků (kovotlačitelstvím). Dále je testován způsob spojení obvodového prstence s pláštěm vrchlíku (lepení a svařování).

Experimenty v současné době stále probíhají. Výsledkem experimentu bude stanovení korekčního faktoru. Pomocí experimentálně stanoveného korekčního faktoru bude možné ověřit výsledky numerických analýz.

11. Závěr

11.1 Stručný souhrn disertační práce

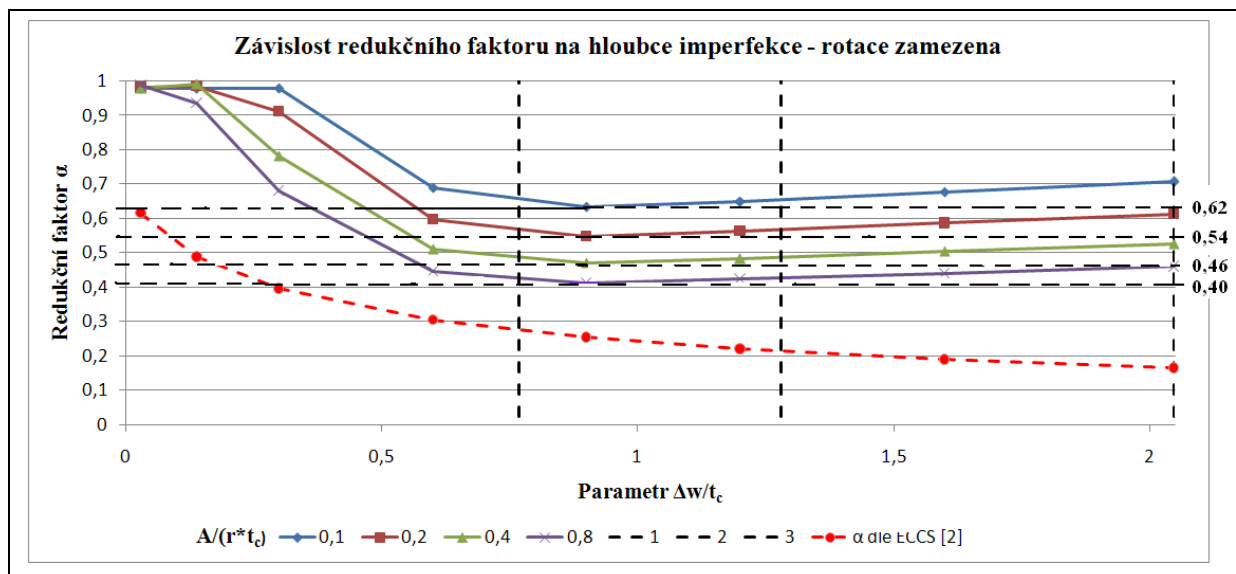
Disertační práce je zaměřena na vliv počátečních geometrických imperfekcí na ztrátu stability kulových vrchlíků vyztužených obvodovým prstencem. Zkoumaná oblast je omezena na prostě podepřený kulový vrchlík s konečnou tuhostí v radiálním směru. Popsaný problém je z velké části řešen numerickými výpočty v prostředí programů COSMOS/M [5] a CosmosWorks [6].

V úvodní části disertační práce byl podrobně rozebrán současný stav problematiky řešení ztráty stability kulového vrchlíku včetně popisu řešeného problému. Cílem rešerše bylo ukázat na oblast řešení, která nebyla doposud prozkoumána. Vliv počátečních geometrických imperfekcí na ztrátu stability vrchlíku s konečnou tuhostí v radiálním směru není v současné době zcela popsán.

Součástí disertační práce je rozbor vlivu umístění geometrické imperfekce (prohlubně) na ztrátu stability kulového vrchlíku. Předmětem disertační práce je zkoumat konstrukce typu střecha válcové nádrže, nebo přepážka autocisterny. V kap. 6 jsou určeny okrajové podmínky numerického modelu tak, aby výsledky numerického výpočtu co nejvíce odpovídaly zkoumaným typům konstrukcí (střechy nádrží a přepážky autocisteren).

Výpočet redukčního faktoru α (součinitele) byl proveden numerickou analýzou výpočtového modelu prostě podepřeného vrchlíku vyztuženého obvodovým prstencem se zamezenou tangenciální rotací okraje. V disertační práci je stanoven nový redukční faktor (viz Obr. 75; Tab. 13 a Tab. 14), který by mohl nalézt uplatnění při běžném konstrukčním návrhu kulového vrchlíku v praxi. Hodnotu redukčního faktoru pro reálnou střechu lze určit z Tab. 14. V této tabulce jsou uvedeny hodnoty obálek redukčního faktoru pro jednotlivé plochy průřezu obvodového prstence. Výsledky v Tab. 14 jsou konzervativní a tudíž na straně bezpečné.

Ověření výsledků numerických analýz provedením experimentu v současné době stále probíhá. V disertační práci je popsána příprava experimentů a vývoj zkušebního zařízení. Na zkušebním zařízení byly provedeny první zkoušky ztráty stability zkušebních vzorků. Výsledky z provedených experimentů sloužily k modifikaci zkušebního zařízení a způsobu výroby zkušebních vzorků.



Obr. 75: Závislost redukčního faktoru na hloubce imperfekce – tangenciální rotace okraje zamezena.

Tab. 14: Stanovení redukčních faktorů pro využití v technické praxi – obecný parametr Γ .

$\Gamma = \frac{A}{r * t_c}$	$\Gamma=0,1$	$\Gamma=0,2$	$\Gamma=0,4$	$\Gamma=0,8$
Redukčního faktoru α	0,62	0,54	0,46	0,40

11.2 Vědecko – technický přínos disertační práce

Vliv počátečních geometrických imperfekcí na ztrátu stability vrchlíku s konečnou tuhostí v radiálním směru není v současné době zcela popsán. V evropském doporučení ECCS [2] je uveden redukční faktor α , který vyjadřuje vliv počáteční imperfekce na ztrátu stability kulového vrchlíku. Redukční faktor uvedený v ECCS [2] je stanoven pro kloubově uložený kulový vrchlík [2]. Použití tohoto faktoru pro výpočet ztráty stability kulového vrchlíku s konečnou tuhostí v radiálním směru může být příliš konzervativní.

Výsledky uvedené v disertační práci vhodně doplňují současný stav poznání vědy a techniky. Redukční faktor α (Obr. 75) stanovený v disertační práci vyjadřuje vliv počáteční geometrické imperfekce na ztrátu stability kulového vrchlíku s konečnou tuhostí v radiálním směru. Problém stanovení redukčního faktoru není ještě úplně vyřešen. Je nutné dokončit ověření výsledků numerických analýz provedením experimentů.

Výsledky uvedené v disertační práci je potřeba podrobit analýze odborné veřejnosti. Po splnění všech kritérií je možné usilovat o zakotvení redukčního faktoru α uvedeného v Tab. 14 do doporučení ECCS a normativních předpisů.

11.3 Uplatnění výsledků v praxi

Konstrukce typu kulový vrchlík nacházejí uplatnění v různých odvětvích průmyslu například chemický, energetický, potravinářský, automobilní, atd. V disertační práci jsou řešeny konstrukce typu střecha válcové nádrže, přepážka cisterny, apod. Materiály používané pro výrobu zařízení v chemickém, energetickém a potravinářském průmyslu mohou být velmi drahé. Redukční faktor α stanovený pro kulový vrchlík vyztužený obvodovým prstencem umožňuje bezpečné snížení tloušťky pláště vrchlíku t_c . Snížením tloušťky pláště dojde ke snížení hmotnosti a ke snížení výrobních nákladů.

Pro bezpečné použití redukčního faktoru α (Obr. 75 a Tab. 14) při návrhu skutečné střechy nádrže nebo přepážky je nutné splnit další body.

- Ověření výsledků numerických analýz provedením experimentu.
- Ověření správnosti bezrozměrných parametrů pro vrchlíky s rozdílným polovičním úhlem Φ .
- Stanovení rozsahu platnosti výpočtů redukčního faktoru (Poloviční úhel Φ ; Parametr tenkostěnnosti R/t_c).

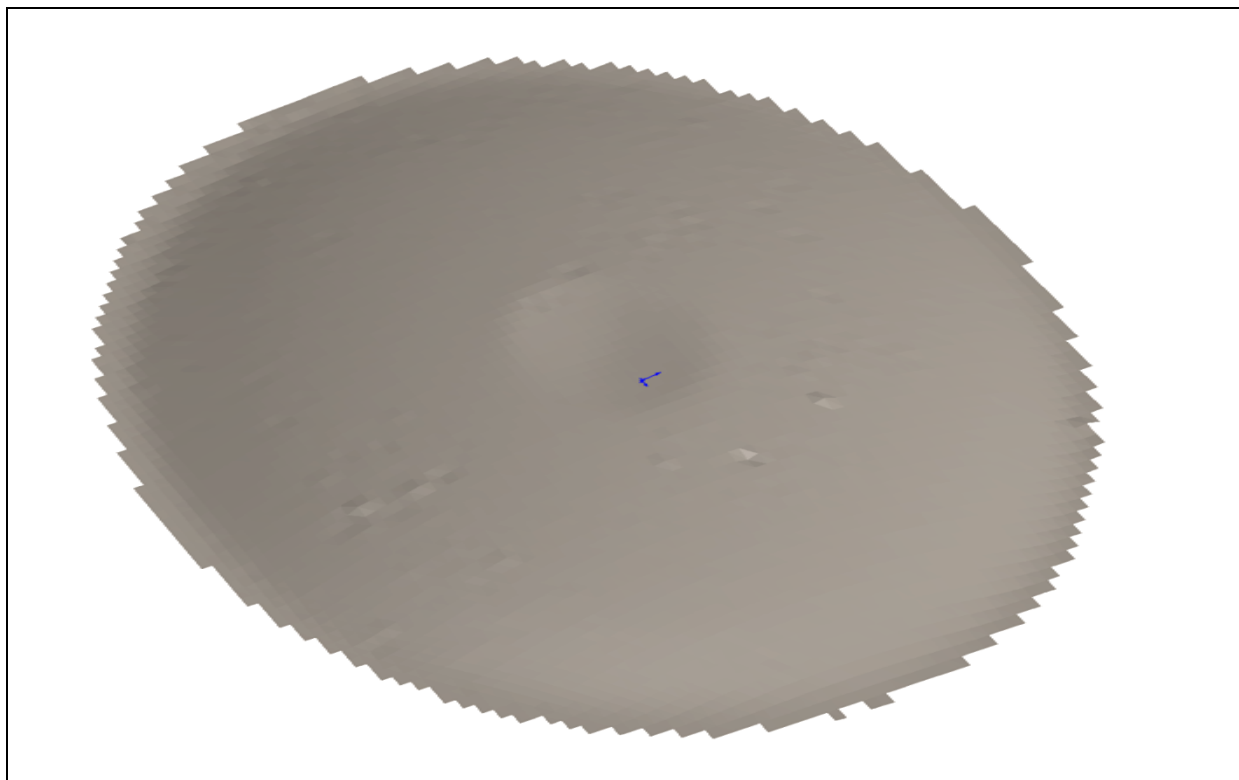
Zmiňované další body budou předmětem dalšího výzkumu. Výsledky uvedené v této disertační práci jsou dalším krokem pro uvedení redukčního faktoru α (Obr. 75 a Tab. 14) pro návrh kulových vrchlíků s konečnou tuhostí v radiálním směru do technické praxe.

11.4 Cíle budoucího výzkumu

Hlavní cíle budoucího výzkumu jsou naznačeny v kap. 11. 3. Provedené experimenty budou spojeny s bezkontaktním snímáním změny geometrie zkušební vzorku v průběhu ztráty stability.

Bezkontaktní měření změny geometrie je zajištěno systémem ARAMIS, který pracuje na principu optického snímání nepravidelné sítě bodů. Na základě měření systémem ARAMIS bude možné sestavit přesný model kulového vrchlíku s geometrickou počáteční imperfekcí (viz Obr. 82).

V budoucím výzkumu je nutné vyřešit otázku vlivu způsobu spojení obvodového prstence a kulového vrchlíku. Pro první zkoušky ztráty stability byly prstence bodově přivařeny k plášti zkušební vzorku vrchlíku. Spojení svařováním zkreslovalo výsledky provedených experimentů. V současné době jsou obvodové prstence k plášti zkušební vzorku vrchlíku lepeny.



Obr. 82: Model vytvořený na základě měření systémem ARAMIS.

12. Seznam použité literatury

- [1] ČSN EN 1993-1-6. Navrhování ocelových konstrukcí – Pevnost a stabilita skořepinových konstrukcí. Český normalizační institut, 2008.
- [2] ECCS Buckling of Steel Shells. European Design Recommendations. Fifth edition, Published by ECCS, 2008, ISBN 92-9147-000-92.
- [3] Wunderlich, W., Albertin, U.: *Buckling behaviour of imperfect spherical shells*. International Journal of Non – Linear Mechanics 37, s. 589-604. Elsevier Science Ltd., 2002.
- [4] Paščenko P.: *Stabilita tenkostěnných skořepinových konstrukcí v dopravní technice*. Habilitační práce. Pardubice: Univerzita Pardubice, DFJP, 2009.
- [5] FEM Computer program COSMOS/M, version 2.95, 2010.
- [6] FEM Computer program COSMOSWorks 2010 - Advanced Professional. SolidWorks Corporation.
- [7] Esslinger, M., Geier, B.: *Postbuckling Behavior of Structures*. Springer-Verlag, Wien-New York. ISBN 3-211-81369-1. Udine, 1975.
- [8] Bushnell D.: *Computerized buckling analysis of shells*. Martinus Nijhoff Publishers. Dordrecht 1985. ISBN 90-247-3099-6.
- [9] Vestergren P. & Samuelson A.: *Analysis of Axially Loaded Stringer Stiffened Circular Cylinders*. The Aeronautical Research Institute of Sweden – FFA HU-2134, Stockholm, 1979.
- [10] Blaschut J. & Galletly G.D.: *Buckling Strength of Imperfect Steel Hemispheres. Thin-Walled Structures*, Volume 23, Special Issue on Buckling strength of Imperfection-Sensitive Shells. ISSN 0263-8231, Elsevier Applied Science, 1995.
- [11] Kloppel, K., Jungbluth, O.: *Beitrag zum Durchschlagproblem dunnwandiger Kugelschalen*. Der Stahlbau, Band 22, 1953, s. 121-130.
- [12] Volmir, A. C.: *Gibkie plasticky a obolocky*. Gosudarstvennoe izdatel'stvo tekhniko – reoretičeskoj literatury. Moskva, 1957.
- [13] FEM Computer program ANSYS 11. Ansys Corporation.

- [14] Volmir, A. C.: *Ustojčivost' uprigich sistem*. Gosudarstvennoe izdatel'stvo fiziko – matematičeskoj literatury. Moskva, 1963.
- [15] Křupka, V.: *Buckling and limit carrying capacity of saddle loaded shells*, Ghent University, Colloquium on Stability of Plate and Shell Structures, 1987, pp.617-622
- [16] European Recommendation for Steel Construction Section 20 Saddle or ring supported cylindrical shells, ECCS TC8 TWG 8.4, 2008, pp. 371-382
- [17] European Recommendation for Steel Construction Section 10 Cylindrical shells of constant wall thickness under general loading, ECCS TC8 TWG 8.4, 2008, pp. 167-216
- [18] ČSN EN 13445-3. Netopené tlakové nádoby: část 3 – konstrukce a výpočet. Český normalizační institut, 2011.

Pozn.: Seznam vlastních publikací disertanta, ze kterých bylo čerpáno při psaní disertační práce práce, je uveden v kapitole 13.

13. Uvedení vlastních publikací disertanta souvisejících s tématem disertační práce

- [19] Středová, D., Paščenko, P., Tomek, P.: *Vliv polohy počáteční imperfekce na únosnost kulového vrchlíku zatíženého vnějším přetlakem*. Sborník konference s mezinárodní účastí TechMat 2010, s. 247-250. ISBN 978-80-7395-324-9. Svitavy (2010).
- [20] Tomek, P., Paščenko, P., Středová, D.: *Vývoj experimentálního zařízení pro zkoušky ztráty stability tenkostěnných vrchlíků*. Sborník konference s mezinárodní účastí TechMat 2010, s. 205-210. ISBN 978-80-7395-324-9. Svitavy (2010).
- [21] Paščenko P. & Tomek P. (2010). *Vývoj zkušebního zařízení k testování stability kulových vrchlíků*. Výzkumná zpráva (MŠMT č. C56/2010).
- [22] Paščenko P. & Tomek P. (2010). *Ztráta stability příčně zatížené válcové skořepiny*. Výzkumná zpráva (MŠMT č. C56/2010).
- [23] Paščenko, P., Středová, D., Tomek, P.: *Stability of thin walled structures*. International Journal of Applied Mechanics and Engineering, Vol. 15, s. 483-490. University Press Zielona Góra. ISSN 1425-1655. Zielona Góra (2010).
- [24] Tomek, P., Paščenko, P.: *Loss of stability of laterally loaded cylindrical shell*. Proceedings of 12th International Scientific Conference Applied Mechanics 2010, Technická univerzita v Liberci. ISBN 978-80-7372-586-0. Liberec (2010).
- [25] Tomek, P., Středová, D.: *Příčné zatěžování válcové skořepiny*. Sborník konference TechMat 2009, ISBN 978-80-7395-046-0. Svitavy (2009).
- [26] Tomek, P., Středová, D.: *Postbuckling behavior of saddle loaded shell* in Scientific Papers of University of Pardubice. Series B, The Jan Perner Transport Faculty. Pardubice (2009).
- [27] Tomek, P., Paščenko, P.: *Influence of boundary conditions on the loss of stability of imperfekt spherical caps*. Proceedings of 13th Conference Applied Mechanics 2011, pp. 223-226. Ústav fyziky materiálů AV ČR, Brno, 2011. ISBN 978-80-87434-03-1
- [28] Středová, D., Tomek, P.: *Experimental Model Of Conical Shell Under External Pressure*. Perner's contacts, Special Issue 2, Vol. VI, May 2011, pp. 174-176. University of Pardubice. ISSN 1801-674X
- [29] Tomek P.: *Ověření možností numerické simulace degradačního procesu povrchových vrstev kol se zahrnutím vlivu lokální plasticity a kumulativního charakteru dějů*. Výzkumná zpráva (A10-01/2010-UPa), 2011.

14. Seznam obrázků

<i>Obr. 1: Zatížení kulového vrchlíku a úplné kulové skořepiny vnějším přetlakem.</i>	10
<i>Obr. 2: Pružně plastický von Misesův bilineární model chování materiálu.</i>	12
<i>Obr. 3: Průběhy rovnovážných křivek při ztrátě stability kulového vrchlíku.</i>	13
<i>Obr. 4: Stanovení charakteristické amplitudy imperfekce (hloubky prohlubně).</i>	14
<i>Obr. 5: Geometrické parametry kulového vrchlíku.</i>	20
<i>Obr. 6: BC 2</i>	22
<i>Obr. 7: BC 3</i>	22
<i>Obr. 8: BC 1</i>	22
<i>Obr. 9: BC 5</i>	22
<i>Obr. 10: BC 4</i>	22
<i>Obr. 11: Průběh kritického přetlaku při boulení.</i>	24
<i>Obr. 12: Průběh plastické referenční únosnosti.</i>	25
<i>Obr. 13: Průběh charakteristické amplitudy imperfekce pro jednotlivé třídy přesnosti.</i>	26
<i>Obr. 14: Průběh redukčního součinitele pružné imperfekce.</i>	27
<i>Obr. 15: Průběh součinitele boulení.</i>	29
<i>Obr. 16: Průběh charakteristického přetlaku v závislosti na parametru R/t_c.</i>	31
<i>Obr. 17: Rozměry numerického a experimentálního modelu válcové skořepiny.</i>	35
<i>Obr. 18: Experimentální model válcové skořepiny.</i>	35
<i>Obr. 19: Zkušební vzorek při $u_y=0$ mm</i>	35
<i>Obr. 20: Závěr experimentu při $u_y=65$ mm</i>	35
<i>Obr. 21: Rovnovážné charakteristiky.</i>	36
<i>Obr. 22: ANSYS 11</i>	37
<i>Obr. 23: Zkušební vzorek</i>	37
<i>Obr. 24: CosmosWorks</i>	37
<i>Obr. 25: Rozměry válcové skořepiny.</i>	38
<i>Obr. 26: Deformovaný tvar ($U_y=30$ mm).</i>	38
<i>Obr. 27: Deformovaný tvar num. modelu ideální skořepiny ($u_y=22$ mm).</i>	39
<i>Obr. 28: Deformovaný tvar numerického modelu reálné skořepiny ($u_y=8$ mm).</i>	39
<i>Obr. 29: Zatěžující (rovnovážné) křivky.</i>	40
<i>Obr. 30: Prostě podepřený kulový vrchlík vyztužený obvodovým prstencem.</i>	42
<i>Obr. 31: Kulový vrchlík vyztužený obvodovým prstencem – výpočtový model.</i>	43
<i>Obr. 32: Závislost redukčního faktoru na tenkostěnnosti – centrální imperfekce.</i>	44
<i>Obr. 33: Závislost redukčního faktoru na tenkostěnnosti – boční imperfekce.</i>	44
<i>Obr. 34: Rovnovážné křivky pro různé umístění imperfekce.</i>	46
<i>Obr. 35: Tvar ztráty stability pro vybrané kroky výpočtu – centrální imperfekce.</i>	46
<i>Obr. 36: Tvar ztráty stability pro vybrané kroky výpočtu – boční imperfekce.</i>	47
<i>Obr. 37: Kulové vrchlíky řešené v ČSN EN 13445–3.[18]</i>	48
<i>Obr. 38: Rozměry numerického modelu kulového vrchlíku.</i>	49

Obr. 39: Numerický model kulového vrchlíku.	49
Obr. 40: Numerický model skutečné střechy nádrže (přepážky).	50
Obr. 41: Závislost vnějšího limitního přetlaku na ploše průřezu obvodového prstence.	50
Obr. 42: Rozměry experimentálního modelu kulového vrchlíku.	52
Obr. 43: Experimentální model vrchlíku.	53
Obr. 44: Zkušební zařízení.	53
Obr. 45: Numerický model kulového vrchlíku.	53
Obr. 46: Rovnovážná křivka.	54
Obr. 47: Průběh deformování numerického modelu (osově nesymetrický tvar deformace). ...	55
Obr. 48: Původní a deformovaný experimentální vzorek vrchlíku.	55
Obr. 49: Experimentální vzorek vrchlíku umístěný na zkušebním zařízení.	55
Obr. 50: Závislost redukčního faktoru na hloubce imperfekce – ECCS [2].	56
Obr. 51: Deformovaný experimentální vzorek s povrchovou úpravou pro měření deformací systémem ARAMIS.	57
Obr. 52: Geometrické rozměry střechy – kulový vrchlík typ B.	58
Obr. 53: Geometrické rozměry modelu střechy – kulový vrchlík typ A.	59
Obr. 54: Numerický model modelu střechu.	60
Obr. 55: Závislost redukčního faktoru na hloubce imperfekce – tangenciální rotace okraje neomezena.	61
Obr. 56: Závislost redukčního faktoru na hloubce imperfekce – tangenciální rotace okraje neomezena.	62
Obr. 57: Závislost redukčního faktoru na hloubce imperfekce – tangenciální rotace okraje zamezena.	62
Obr. 58: Závislost redukčního faktoru na hloubce imperfekce – tangenciální rotace okraje zamezena.	63
Obr. 59: Stanovení redukčních faktorů pro využití v technické praxi.	64
Obr. 60: Závislost korekčního faktoru na hloubce imperfekce – tangenciální rotace okraje zamezena.	66
Obr. 61: Závislost korekčního faktoru na hloubce imperfekce – tangenciální rotace okraje zamezena.	66
Obr. 62: Odvození parametru A/r	69
Obr. 63: Odvození parametru $A/(r \cdot t_c)$	71
Obr. 64: Odvození parametru $A/(r \cdot t_c)$	73
Obr. 65: Závislost redukčního faktoru na hloubce imperfekce – tangenciální rotace okraje neomezena.	75
Obr. 66: Závislost redukčního faktoru na hloubce imperfekce – tangenciální rotace okraje neomezena.	76
Obr. 67: Závislost redukčního faktoru na hloubce imperfekce – tangenciální rotace okraje zamezena.	76

Obr. 68: Závislost redukčního faktoru na hloubce imperfekce – tangenciální rotace okraje zamezena.	77
Obr. 69: Závislost redukčního faktoru na hloubce imperfekce – tangenciální rotace okraje neomezena.	78
Obr. 70: Závislost redukčního faktoru na hloubce imperfekce – tangenciální rotace okraje neomezena.	78
Obr. 71: Závislost redukčního faktoru na hloubce imperfekce – tangenciální rotace okraje zamezena.	79
Obr. 72: Závislost redukčního faktoru na hloubce imperfekce – tangenciální rotace okraje zamezena.	79
Obr. 73: Relativní chyba mezi vrchlíky typ A a typ B – tangenciální rotace okraje neomezena.	80
Obr. 74: Relativní chyba mezi vrchlíky typ A a typ B – tangenciální rotace okraje zamezena.	81
Obr. 75: Stanovení redukčních faktorů pro využití v technické praxi.	82
Obr. 76: Zkušební zařízení – 1 modifikace.	83
Obr. 77: Zkušební zařízení – 1 modifikace.	83
Obr. 78: Zkušební zařízení – 2 modifikace.	84
Obr. 79: Zkušební zařízení – 2 modifikace.	84
Obr. 80: Zkušební vzorek – 1 modifikace (lepení).	84
Obr. 81: Zkušební vzorek – 1 modifikace (svařování).	84
Obr. 82: Model vytvořený na základě měření systémem ARAMIS.	84

15. Seznam tabulek

Tab. 1: Seznam použitých fyzikálních veličin.	7
Tab. 2: Označení okrajových podmínek uložení kulového vrchlíku.....	21
Tab. 3: Mechanické hodnoty materiálu použité pro výpočet veličin dle ECCS.	22
Tab. 4: Hodnoty faktoru C_c pro různé typy okrajových podmínek.	23
Tab. 5: Hodnoty faktoru C_{pl} pro různé typy okrajových podmínek.	25
Tab. 6: Hodnoty součinitele vlivu jakosti výroby dle jednotlivých tříd.....	26
Tab. 7: Doporučené hodnoty pro dané veličiny dle doporučení ECCS.	28
Tab. 8: Výsledky numerických analýz a výsledek provedeného experimentu.	41
Tab. 9: Limitní vnější přetlak pro jednotlivé vzorky vrchlíků s šířkou prstence $w = 15$ mm.	56
Tab. 10: Stanovení redukčních faktorů pro využití v technické praxi.	64
Tab. 11: Plochy průřezu obvodového prstence – parametr A / r	70
Tab. 12: Plochy průřezu obvodového prstence – parametr $A / (r * t_c)$	75
Tab. 13: Redukční faktor α stanovený pro kulový vrchlík typ A (model střechy) – tangenciální rotace okraje zamezena.	77
Tab. 14: Stanovení redukčních faktorů pro využití v technické praxi – obecný parametr Γ . .	82