



# VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V BRNĚ

BRNO UNIVERSITY OF TECHNOLOGY

## FAKULTA STROJNÍHO INŽENÝRSTVÍ

FACULTY OF MECHANICAL ENGINEERING

## ÚSTAV MECHANIKY TĚLES, MECHATRONIKY A BIOMECHANIKY

INSTITUTE OF SOLID MECHANICS, MECHATRONICS AND BIOMECHANICS

# VLIV REZIDUÁLNÍCH NAPĚTÍ NA ODHAD ŽIVOTNOSTI POLYMERNÍCH TRUBEK

INFLUENCE OF RESIDUAL STRESS ON LIFETIME PREDICTION OF POLYMER PIPELINES

## DIZERTAČNÍ PRÁCE

DOCTORAL THESIS

## AUTOR PRÁCE

AUTHOR

Ing. Jan Poduška

## ŠKOLITEL

SUPERVISOR

doc. Ing. Pavel Hutař, Ph.D.

BRNO 2019



## Abstrakt

Požadovaná životnost plastových trubek používaných v tlakových rozvodech vody a dalších aplikacích je minimálně 50 let. Takto dlouhou životnost je poměrně náročné prokázat klasickými metodami zkoušení trubek, jako je např. hydrostatická tlaková zkouška. Je však možné vypočítat odhad životnosti trubky vzhledem k tomu, že nejčastější mechanismus porušení trubky je šíření creepové trhliny a následné porušení. Metoda výpočtu je založena na popisu šíření této trhliny pomocí parametrů lineárně elastické lomové mechaniky. Velmi důležitou součástí této metody je simulace šíření trhliny v trubce metodou konečných prvků, ve které je nutné zohlednit různé typy zatížení působící na trubku. Jedním z těchto zatížení je právě reziduální napětí, které ve stěně trubek vzniká při tuhnutí po extruzi. Tato práce začíná úvodem do problematiky a řeší řešených témat. Především jsou popsány charakteristické vlastnosti trubkových materiálů, typické mechanismy porušování, metody určování reziduálního napětí v plastových trubkách a jejich výsledky, metody testování trubkových materiálů a určování životnosti. Po tomto úvodu jsou určeny řešené problémy a definovány cíle práce. Hlavním tématem je popis reziduálního napětí ve stěně různých plastových trubek. Kombinací experimentů a numerického modelování je určeno obvodové i axiální reziduální napětí v trubkách různých rozměrů a z různých materiálů. Také je navržena zjednodušená metoda určování, která poskytuje dostatečně přesný popis stavu obvodového reziduálního napětí a je zároveň nenáročná na provedení. Je řešen také způsob zavedení reziduálního napětí do výpočtu životnosti a jeho vliv na výsledky těchto výpočtů. Kromě reziduálního napětí je studován také vliv vnějšího tlaku zeminy na zakopanou trubku. Reziduální napětí také může za určitých okolností hrát roli při experimentálním určování rychlosti šíření trhliny. Je-li pro měření rychlosti šíření trhliny použit CRB (*cracked round bar*) test, může se trhlinka vlivem reziduálního napětí ve vzorcích šířit asymetricky, což ovlivňuje výsledky měření. Na základě simulace šíření trhliny v CRB vzorku je hodnoceno, zda je vliv tohoto jevu na výsledky podstatný a zda lze výsledky z těchto testů použít ve výpočtech životnosti.

## Klíčová slova

plastové trubky, životnost, šíření creepové trhliny, metoda konečných prvků, simulace šíření trhliny, lineárně-elastická lomová mechanika, cracked round bar test

© Jan Poduška, 2019

Ústav mechaniky těles, mechatroniky a biomechaniky

Fakulta strojního inženýrství  
Vysoké učení technické v Brně

a

Ústav fyziky materiálů  
Akademie věd České republiky, v. v. i.

Brno

*poduska@ipm.cz*

## Abstract

The lifetime of plastic pipes for water supply and other applications is demanded to exceed at least 50 years. Such a long lifetime is difficult to prove by standard testing methods like the hydrostatic pressure test. However, it is possible to calculate an estimation of the lifetime, as the most frequently occurring mechanism of failure of plastic pipes is the creep crack propagation and subsequent failure. The method is based on describing the crack propagation by parameters of the linear-elastic fracture mechanics. An important part of this method is a finite element simulation of crack propagation in a pipe loaded by various types of loads. Residual stress, a side product of solidification after extrusion, is one of these loads. This thesis begins with an introductory part and literature review of the relevant topics – most of all the typical material properties of the pipe materials, mechanisms of failure, methods of residual stress determination suitable for plastic pipes and their results, methods of testing the materials and calculating lifetime. After the introduction, the problems to be solved are defined. The description of the residual stress state in the wall of various plastic pipes is the main topic. Both tangential (hoop) and axial residual stress in pipes of different dimensions and materials are determined using a combination of experiments and numerical simulations. Also, a simplified method of tangential residual stress is designed that can provide a sufficiently precise description of the tangential residual stress state and is not difficult to carry out. A method to include the residual stress in the lifetime calculations and its influence on the lifetime is also dealt with. Apart from residual stress, the influence of soil loads in case of a buried pipe is studied. The residual stress can also influence the experimental determination of crack growth rate. If the CRB (cracked round bar) test is used to measure the crack growth rate, the crack can propagate asymmetrically due to the presence of residual stress in the specimens, which affects the results. Based on a finite element simulation of crack propagation in a CRB specimen, the severity of the influence is assessed.

## Keywords

plastic pipes, lifetime, slow crack growth, finite element method, crack growth simulation, linear-elastic fracture mechanics, cracked round bar test

## Bibliografická citace

PODUŠKA, Jan. *Vliv reziduálních napětí na odhad životnosti polymerních trubek*. Brno, 2019. Dostupné také z: <https://www.vutbr.cz/studenti/zav-prace/detail/113834>. Dizertační práce. Vysoké učení technické v Brně, Fakulta strojního inženýrství, Ústav mechaniky těles, mechatroniky a biomechaniky. Vedoucí práce Pavel Hutař.



# Čestné prohlášení

Prohlašuji, že jsem tuto dizertační práci zpracoval samostatně na základě konzultací se svým školitelem doc. Ing. Pavlem Hutařem, Ph.D. a s použitím uvedených zdrojů.

v Brně, dne 30. 4. 2019

---

Jan Poduška

## Poděkování

Tímto bych rád poděkoval svému školiteli doc. Ing. Pavlu Hutařovi, Ph.D. za velmi trpělivé a svědomité vedení, čas strávený konzultacemi, cenné rady a možnost podílet na zajímavých úkolech a účastnit se mezinárodních konferencí. Děkuji také školiteli specialistovi doc. Ing. Lubošovi Náhlíkovi, Ph.D. a celému týmu ze Skupiny vysokocyklové únavy na ÚFM, především kolegům Pavlovi Pokornému, Vítkovi Horníkovi, Hectorovi Tinocovi, Pavolovi Dlhému, Ondřejovi Slávikovi, Tomášovi Opltovi, Lukášovi Trávníčkovi, a Ondřejovi Kreplovi za jejich rady, inspiraci a přátelské pracovní prostředí. Za spolupráci na experimentech a výpočtech v této práci děkuji kolegům z Polymer Institutu Brno, jmenovitě RNDr. Jaroslavu Kučerovi, CSc. a Ing. Jiřímu Sadílkovi, Ph.D., a z Polymer Competence Center Leoben, jmenovitě DI Dr. Florianu Arbeiterovi a DI Dr. Andreasi Frankovi. Obzvlášť velké díky patří mým rodičům za trpělivost a podporu po celou dobu mých studií.

Výzkumná činnost byla realizována v rámci Strategie AV21 Akademie věd ČR. Úkoly týkající se dizertační práce byly realizovány s využitím zařízení Velké infrastruktury pro výzkum, experimentální vývoj a inovace – projekt IPMinfra, LM2015069, a v souvislosti s řešením projektu CEITEC 2020, číslo projektu LQ1601, poskytovaného Ministerstvem školství, mládeže a tělovýchovy v rámci účelové podpory z prostředků Národního programu udržitelnosti II.





# Obsah

1	Úvod.....	13
2	Plastové trubky.....	16
2.1	Charakteristika trubkového PE a PP.....	16
2.1.1	Polyetylen.....	16
2.1.2	Polypropylen.....	17
2.2	Struktura a vlastnosti trubkových polyolefinů.....	17
2.2.1	Nadmolekulární struktura.....	17
2.2.2	Mechanické vlastnosti.....	18
2.3	Mechanismy porušování plastových trubek.....	20
2.3.1	Tvárné porušení.....	21
2.3.2	Kvazi-křehké porušení.....	21
2.3.3	Porušení stárnutím a chemickou degradací materiálu.....	22
2.4	Reziduální napětí v plastových trubkách.....	23
2.4.1	Vznik a charakter reziduálního napětí.....	23
2.4.2	Metody určování reziduálního napětí.....	25
3	Testování odolnosti proti SCG.....	27
3.1	Popis mechanismu pomalého růstu trhliny (SCG).....	27
3.2	Hydrostatická tlaková zkouška.....	29
3.3	Zrychlené testy odolnosti materiálu proti SCG.....	29
3.3.1	Notched Pipe Test (NPT).....	30
3.3.2	Pennsylvania Edge Notch Tensile (PENT) test.....	30
3.3.3	Full-Notch Creep Tensile (FNCT) test.....	31
3.3.4	Cracked Round Bar (CRB) test.....	32
3.3.5	Strain Hardening Test (SHT).....	33
4	Stanovení životnosti plastových trubek.....	35
4.1	Stanovení životnosti z výsledků hydrostatické tlakové zkoušky.....	35
4.2	Stanovení životnosti na základě LELM.....	36
4.2.1	Zahrnutí různých vlivů do výpočtu životnosti.....	38
4.2.2	Postup určení rychlosti šíření trhliny pomocí CRB testu.....	39
4.3	Ostatní používané metody.....	40
4.3.1	Stanovení životnosti na základě výsledků PENT testu (Brown).....	40
4.3.2	Teorie vrstvy s trhlinou (Chudnovsky).....	41

5	Formulace cílů práce.....	43
5.1	Formulace problému .....	43
5.2	Cíle dizertační práce.....	43
6	Reziduální napětí v plastových trubkách.....	45
6.1	Určení obvodového reziduálního napětí .....	45
6.1.1	Popis provedení experimentu .....	46
6.1.2	Metodika vyhodnocení experimentu .....	47
6.1.3	Ověření metodiky vyhodnocení.....	49
6.1.4	Výsledky určení obvodového reziduálního napětí .....	54
6.2	Určení axiálního reziduálního napětí .....	57
6.2.1	Popis provedení a metodika vyhodnocení experimentu .....	58
6.2.2	Výsledky .....	59
6.2.3	Posouzení vlivu axiálního reziduálního napětí na velikost obvodového reziduálního napětí.....	60
6.3	Zjednodušená metodika určení obvodového reziduálního napětí.....	62
6.3.1	Vyhodnocení starších měření zjednodušenou metodikou .....	65
6.4	Vliv reziduálního napětí na životnost trubky.....	66
7	Vliv reziduálního napětí na výsledky CRB testů.....	69
7.1	Asymetrický růst trhliny v CRB vzorku .....	69
7.2	Reziduální napětí v CRB vzorcích.....	71
7.2.1	Stanovení reziduálního napětí v trubkách.....	71
7.2.2	Stanovení reziduálního napětí v CRB vzorcích.....	74
7.3	Vliv reziduálního napětí na měření rychlosti šíření trhliny .....	75
7.3.1	Numerický model šíření trhliny v CRB vzorku.....	75
7.3.2	Vyhodnocení vlivu reziduálního napětí na měření rychlosti šíření trhliny .....	78
7.3.3	Výpočet počtu cyklů do porušení CRB vzorku .....	81
8	Životnost plastové trubky při provozním zatížení .....	83
8.1	Stanovení provozního zatížení .....	83
8.1.1	Vnitřní přetlak.....	83
8.1.2	Reziduální napětí .....	84
8.1.3	Zatížení tlakem zeminy při zakopání trubky .....	84
8.2	Numerický model trubky s trhlinou .....	85
8.2.1	Popis modelu .....	85
8.2.2	Výsledky .....	87
8.3	Výpočet životnosti při provozním zatížení .....	89
8.4	Zatížení netlakových trubek tlakem zeminy .....	90

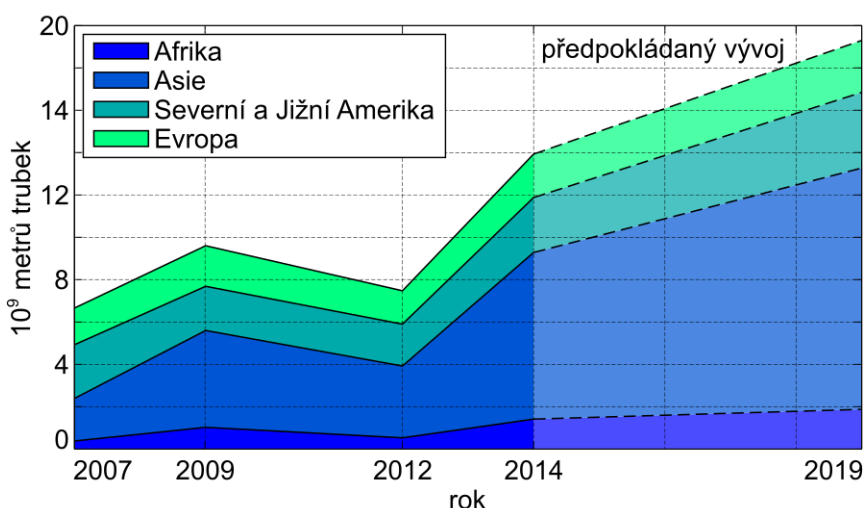
9	Závěr.....	92
	Seznam použitých zdrojů .....	95
	Publikované práce autora .....	104
	Impaktované publikace .....	104
	Ostatní publikace.....	104
	Seznam použitých zkratek a symbolů .....	107
	Seznam obrázků .....	113
	Seznam tabulek .....	116
	Curriculum vitae.....	117



# 1 Úvod

Plastové trubky jsou používány v praxi již více než 50 let. Jejich aplikace zahrnují kanalizaci, zavlažování, rozvody vody a zemního plynu, ochranu kabelů a další průmyslové aplikace. Nejčastěji je možné se setkat s trubkami z termoplastů – polyvinylchloridu (PVC), polyetylenu (PE) a polypropylenem (PP). Pro specifické aplikace se používají i další typy termoplastů.

První trubky z PVC, určené pro kanalizaci, byly vyrobeny v Německu ve 30. letech minulého století [1]. Během následujících let byl učiněn značný pokrok v chemii polymerů, složení materiálů a technologii výroby plastových dílů, což vedlo ke zlepšení vlastností plastových trubek a v důsledku umožnilo jejich výraznější rozšíření od 50. let 20. století [2]. V polovině 50. let se začal jako trubkový materiál používat také PE, který je houževnatější než PVC a hodí se i pro tlakové rozvody [3]. Kvalita a užitné vlastnosti plastových trubek se od té doby neustále zlepšují – dnešní plastové trubky v mnoha ohledech překonávají trubky z klasických materiálů, jakými jsou ocel nebo beton, a stále častěji je také nahrazují, především v oblastech kanalizace a dopravy pitné vody [2, 4].



Obr. 1 – Vývoj poptávky po plastových trubkách v letech 2007–2014 a předpoklad vývoje do roku 2019, zdroj: Freedonia Group [5–7]

Téměř konstantně rostoucí popularitu polymerních trubek ilustruje vývoj poptávky. Ve starší příručce [4] je uvedena statistika, ze které vyplývá, že světová poptávka po plastových trubkách vzrostla téměř trojnásobně mezi lety 1990–2000. Novější data (vykreslena na Obr. 1) z několika dostupných průmyslových studií [5, 6] a článků o situaci na trhu s plastovými trubkami [7, 8] potvrzují, že poptávka nadále roste. Pokles byl zaznamenán pouze v období ekonomické recese mezi lety 2009–2012. Podle předpokladů by poptávka měla růst o cca 7 % ročně do roku 2019 (novější studie s daty z let 2016 a 2017 a s aktualizovanými předpověďmi nejsou bohužel volně k dispozici). Nárůst by měl být způsoben především výraznou aktivitou ve stavebnictví, což je pro plastové trubky dominantní sektor, postupnou výměnou klasických trubek za plastové a také pronikáním plastových trubek do průmyslových sektorů, kde dosud nebyly tak intenzivně využívány, jako energetika, zemědělství nebo ropný průmysl.

Plastové trubky se prosazují na úkor ostatních trubek především díky mnoha výhodným vlastnostem. Podstatnou výhodou nejen trubkových plastů je jejich odolnost proti koroznímu poškození, a to i v agresivních prostředích, což značně snižuje náklady spojené s údržbou a ochranou povrchů trubek pomocí nátěrů a jiných protikorozních povrchových úprav [2]. Díky hladkému povrchu jsou trubky

odolnější také proti abrazivnímu poškození [2] a mají menší hydraulický odpor [3]. Nízká hmotnost plastových trubek usnadňuje manipulaci a montáž [2]. Trubky lze také velmi snadno spojovat využitím opakovatelné tavitelnosti termoplastických materiálů [3]. Jak samotné trubky, tak spoje jsou navíc perfektně těsné a nedochází k únikům přepravovaných médií. Na rozdíl od ocelových nebo betonových trubek lze plastové trubky výrazněji deformovat, aniž dojde k poškození nebo plastické deformaci. To je výhodné především u trubek zakopaných v zemi, které jsou tím odolnější vůči pohybům podloží a snesou větší zatížení [2, 3]. Naprosto zásadní je vysoká houževnatost plastových trubek a odolnost proti šíření trhlin. Tato vlastnost v kombinaci s výše zmíněnou chemickou odolností dává plastovým trubkám jejich největší výhodu – velmi dlouhou životnost.

Přes svoje dobré vlastnosti nejsou plastové trubky vhodné pro úplně všechny typy aplikací a mají i několik nevýhod. Plastové trubky jsou především méně odolné vůči vyšším teplotám – typicky se používají v rozsahu teplot 0–60 °C [3]. Ve srovnání s ocelovými mají plastové trubky výrazně vyšší teplotní roztažnost [2]. Jsou také hořlavé, což může limitovat jejich použití. Omezením může být i výraznější viskoelastická trubkových polymerů, kterou je nutné vzít v úvahu při návrhu potrubní soustavy.

Vysoká životnost plastových trubek, která u nejnovějších šarží podle odhadů s největší pravděpodobností přesáhne 100 let [9], je výzvou při testování trubek, neboť je nutné prokázat schopnost dosáhnout takto dlouhé životnosti, a přitom test provést v co nejkratším čase. Dostatečně přesný a konzervativní odhad životnosti je důležitý především u plastových trubek, které jsou v provozu zatíženy vnitřním přetlakem. K testování dosažitelné životnosti tlakových plastových trubek doposud sloužila především hydrostatická tlaková zkouška, z jejíž výsledků je možné pro testované trubky odhadnout životnost na základě předpokládané velikosti obvodového napětí ve stěně trubky při provozu [10, 11]. Tento typ zkoušky je však u moderních materiálů značně časově náročný. Vzhledem k tomu, že nejčastěji dochází k porušení trubky mechanismem pomalého šíření creepové trhliny (v literatuře se označuje zkratkou SCG = *slow crack growth*), lze životnost při znalosti rychlosti šíření trhliny v daném materiálu také odhadnout výpočtem na základě postupů lineárně elastické lomové mechaniky [12]. Rychlost šíření trhliny se určuje různými typy zrychlených zkoušek na vrubovaných vzorcích vyrobených přímo z trubky případně speciálně připravených z lisovaných desek daného materiálu. Do výpočtu odhadu životnosti je pak nutné zahrnout různé parametry ovlivňující životnost, mezi které patří reziduální napětí v dané trubce a další specifické typy zatížení, kterým může být trubka vystavena.

Reziduální napětí, axiální a obvodové, vzniká ve stěně trubky při výrobě, když trubka vytvořená z roztaveného materiálu postupně tuhne [4]. Reziduální napětí svým nepříznivým průběhem ještě zvyšuje celkové napětí ve stěně trubky při provozu a negativně ovlivňuje životnost, neboť napomáhá šíření creepové trhliny. Za účelem zahrnutí tohoto vlivu do výpočtu životnosti trubky je důležité mít k dispozici přesný popis rozdělení reziduálního napětí ve stěně trubky a efektivní metodu jeho určení.

Vliv na životnost mají také další faktory. Je-li trubka zakopána v zemi, je vhodné ve výpočtu zahrnout také zatížení způsobené tlakem zeminy a zatížení povrchu nad trubkou (např. dopravními prostředky).

Tato práce řeší tři hlavní témata, která spojuje způsob odhadu životnosti trubek založený na lineárně elastické lomové mechanice. Vlastnímu řešení předchází teoretický úvod do problematiky, kde jsou popsány vlastnosti plastových trubek, typické mechanismy porušení, řešerše týkající se reziduálního napětí a přehledy metod testování trubek a metod určování životnosti. Teoretická část je ukončena definováním cílů práce.

Prvním a největším tématem je popis reziduálního napětí ve stěně tlakových polyetylenových a polypropylenových trubek, metody jeho určování a vlastní vliv na životnost trubek. Jsou popsány experimenty provedené na polypropylenových a polyetylenových trubkách za účelem zjištění obvodového a axiálního reziduálního napětí a metody jejich vyhodnocení. Metody vyhodnocení jsou také ověřeny pomocí simulace chování experimentálních těles metodou konečných prvků. Získané výsledky jsou použity ve výpočtech odhadů životnosti a je diskutován vliv reziduálního napětí na životnost.

Druhým tématem je vliv reziduálního napětí na výsledky měření rychlosti růstu trhliny ve vzorcích vyrobených ze stěny trubky. Při tomto měření může totiž vlivem reziduálního napětí docházet ke zkreslení parametrů popisujících závislost rychlosti šíření trhliny, která je potřebná pro výpočet životnosti. Možné ovlivnění výsledků experimentu je hodnoceno na základě numerické simulace šíření trhliny ve vzorku metodou konečných prvků.

Třetím tématem je odhad životnosti plastové trubky při kombinaci zatížení, která odpovídá stavu při skutečném provozu trubek. Do této kombinace zatížení je zavedeno kromě vnitřního přetlaku a reziduálního napětí i zatížení tlakem zeminy při zakopání trubek. Je vytvořen model trubky s trhlinou, která se šíří za daných podmínek, a vypočteny odhady životnosti.

## 2 Plastové trubky

Plastové trubky mají mnoho specifických vlastností, které jsou dány strukturou a charakteristickým chováním materiálů, ze kterých jsou vyrobeny. V této kapitole jsou popsány vlastnosti plastových trubek vyrobených z polyetylenu a polypropylenu, struktura těchto materiálů a jejich deformačně-napěťové chování. Dále je uvedeno základní rozdělení mechanismů, kterým dochází k porušování plastových trubek.

### 2.1 Charakteristika trubkového PE a PP

Polyetylen (PE) a polypropylen (PP) patří mezi polymery. Polymery jsou látky tvořené dlouhými řetězci makromolekul, které vznikají polymerací z tzv. monomerů. Monomery jsou základní molekuly, které obsahují alespoň jednu dvojnou vazbu nebo jsou cyklické. Vlastnosti polymerů jsou dány jejich strukturou, která může obsahovat makromolekulární řetězce lineární, rozvětvené nebo vzájemně provázané (zesíťované), a jejich molekulovou hmotností. [13, 14]

Polymery se dělí na *elastomery* a *plasty*. Plasty pak lze dále rozdělit podle jejich chování za zvýšené teploty na *termoplasty* a *termosety*. Termoplasty lze i po ztuhnutí do pevného skupenství opakovaně tavit. Termosety opakovaně tavit nelze. [13–15]

Skupina polymerů, jejichž makromolekuly vznikly polymerací základních alkenů (uhlovodíků s jednou dvojnou vazbou), se označuje jako *polyolefiny* [13]. Nejpoužívanějšími polyolefiny jsou polyetylen (vzniká polymerací etylenu) a polypropylen (vzniká polymerací propenu). Tyto materiály patří mezi termoplasty.

Nejčastěji používaným materiálem pro výrobu plastových trubek je PVC, avšak pro výrobu tlakových trubek, kterými se tato práce zabývá, se nejčastěji používá PE, o něco méně pak PP. Zde je stručný popis vlastností, kterými se vyznačují trubky z těchto dvou materiálů.

#### 2.1.1 Polyetylen

Trubkový polyetylen se dělí na 3 základní typy, které se liší charakterem a uspořádáním řetězců:

- *LDPE* – polyetylen s rozvětvenými řetězci označovaný jako nízkohustotní (zkratka *LDPE* – *low density polyethylene*)
- *MDPE* – polyetylen o střední hustotě (zkratka *MDPE* – *medium density polyethylene*)
- *HDPE* – lineární (nerozvětvený) polyetylen označovaný jako vysokohustotní (zkratka *HDPE* – *high density polyethylene*).

Linearita řetězců umožňuje jejich těsnější uspořádání, což se projeví právě vyšší hustotou. Čím vyšší hustota, tím vyšší je tuhost polyetylenu [2, 13].

V současnosti nejpoužívanějšími materiály pro tlaková vodovodní a plynová potrubí jsou různé typy HDPE označované jako PE80, PE100 nebo PE100RC. Číslice značí minimální požadovanou pevnost *MRS* (zkratka *minimum required strength*), což je hodnota obvodového napětí ve stěně trubky zatížené vnitřním tlakem, při které musí mít trubka životnost alespoň 50 let [9]. Pro PE80 je *MRS* = 8 MPa, pro PE100 je *MRS* = 10 MPa. Typ PE100RC je pak PE100 s vylepšenou odolností proti šíření trhliny a ještě vyšší životností.

Základními vlastnostmi polyetyleny jsou jeho vysoká houževnatost a flexibilita. Díky tomu se trubky snadno zavádí do výkopů, lze je přepravovat smotané v cívkách, jsou odolnější vůči rázovému namáhání a vůči zatížení způsobenému zasypáním. Tyto vlastnosti si polyetylen udržuje i za poměrně nízkých teplot. Teplota skelného přechodu, pod kterou se polyetylen chová křehce, se pohybuje kolem -90 °C. Značná je i odolnost polyetyleny proti šíření trhlin, což se projevuje velmi dlouhou životností (i více než 100 let). [2, 3]

Polyetylen je chemicky odolný proti působení agresivních chemických látek jako jsou roztoky solí, kyseliny a zásady. Citlivý je však na působení kapalných uhlovodíků (např. v palivech) a povrchově aktivních látek. [3]

## 2.1.2 Polypropylen

Trubkový polypropylen se vyrábí ve dvou verzích, které se mírně liší svými vlastnostmi [2]:

- *PP-H – homopolymer* – základní molekuly (monomery) v řetězcích jsou pouze monomery propylenu.
- *PP-R – náhodný kopolymer* – vzniká kopolymerací z monomeru propenu a etylenu, které jsou ve výsledných řetězcích uspořádány náhodně.

Zatímco PP-H je tvrdší a má vyšší pevnost, PP-R má vyšší houževnatost a je pružnější [4].

Vlastnosti polypropylenu jsou srovnatelné s vlastnostmi polyetyleny. Polypropylen je tvrdší, méně houževnatý, ale zato snese vyšší teploty a je odolnější proti působení agresivních chemických látek [2]. Trubky z polypropylenu jsou vhodné na rozvody teplé vody (a jiných kapalin o vyšší teplotě) [4]. Typické aplikace, které využívají zmíněných vlastností, jsou také v chemickém průmyslu pro odvod splašků obsahujících agresivní rozpouštědla a jiné látky [2].

## 2.2 Struktura a vlastnosti trubkových polyolefinů

Uspořádání dlouhých řetězců ve struktuře trubkových polyolefinů propůjčuje této kategorii materiálů specifickou kombinaci vlastností a určuje také typické mechanismy porušení trubek. V následujícím textu je stručně popsána nadmolekulární struktura polyolefinů a základní mechanické vlastnosti.

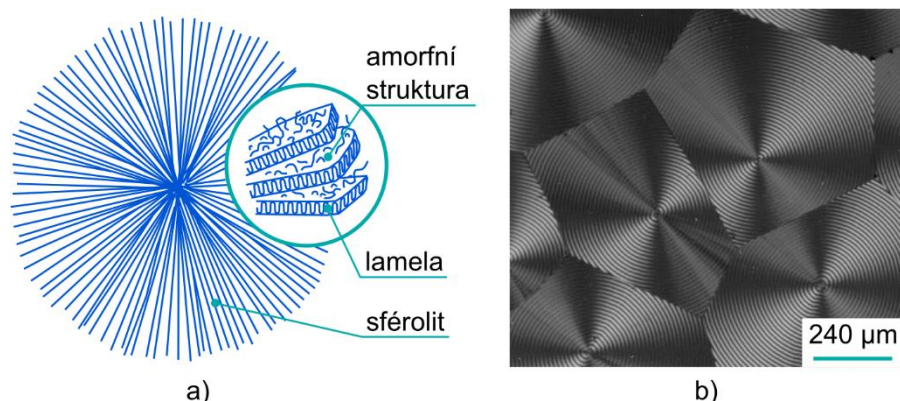
### 2.2.1 Nadmolekulární struktura

*Nadmolekulární struktura* znamená vzájemné uspořádání makromolekul polymeru a uspořádání útvarů vzniklých agregací většího množství makromolekul. [15]

Trubkové polyolefiny PE a PP patří mezi polymery schopné samovolně krystalizovat. Žádný polymer však nekrystalizuje úplně v celém svém objemu. Polymery schopné krystalizovat jsou vždy tzv. *semikrystalické*. V jejich struktuře se střídají oblasti, kde jsou řetězce vysoce uspořádané (*krystalická fáze*), a oblasti, kde jsou neuspořádané (*amorfní fáze*). Parametr, který vyjadřuje podíl krystalické fáze v polymeru se nazývá *krystalinita*. [14–16]

Uspořádané oblasti mají tvar destičkových lamel, ve kterých jsou řetězce makromolekul naskládány velmi pravidelně a těsně u sebe. Tloušťka těchto lamel se pohybuje v řádu 10 nm. Při krystalizaci rostou lamely radiálně z jednotlivých krystalizačních center a tvoří tak kulovité útvary nazývané *sférolity* (viz schéma na Obr. 2a). Mezi lamelami radiálně uspořádanými ve sférolitu se nachází amorfní struktura neuspořádaných makromolekulárních řetězců, která lamely vzájemně propojuje. Velikost sférolitu se pohybuje v řádu 100 μm. Sférolity jsou pozorovatelné pod světelným mikroskopem a

svou strukturou připomínají zrna kovů (Obr. 2b). Na rozdíl od zrn to ale nejsou jednotlivé krystaly. Velikost sférolitů, jejich tvar a poměr amorfni a krystalické fáze jsou dány podmínkami krystalizace a ovlivňují výsledné mechanické vlastnosti polymeru. [14–17]



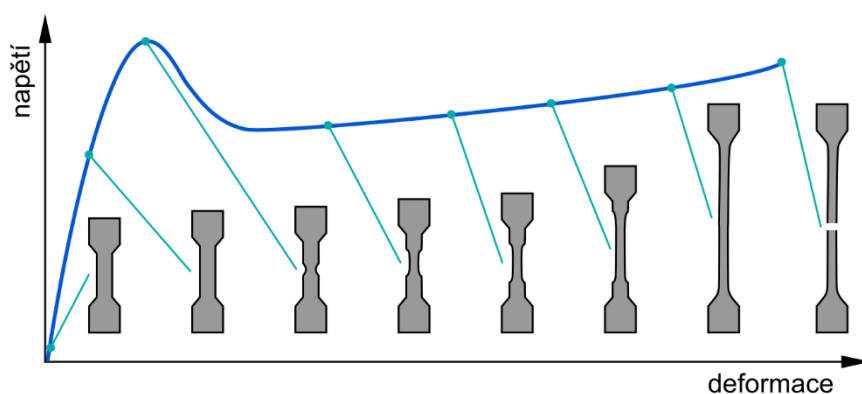
Obr. 2 – Schematické znázornění sférolitu (a) a fotografie sférolitické struktury pod světelným mikroskopem (b), zdroj: online výukové materiály University of Cambridge [18]

## 2.2.2 Mechanické vlastnosti

Polyolefiny se díky své semikrystalické struktuře chovají při zatížení jinak než klasické kovové materiály. Jejich mechanické vlastnosti jsou výrazněji závislé na faktorech jako teplota, rychlost zatěžování nebo čas. Také mechanismy, kterými dochází k plastické deformaci jsou odlišné.

### 2.2.2.1 Tahová zkouška

Základní napětově-deformační chování polymerního materiálu popisuje tahový diagram získaný pomocí jednoduché tahové zkoušky, podobně jako u kovů. Především lze takto určit modul pružnosti v tahu, mez kluzu a mez pevnosti. Typická křivka závislosti napětí na deformaci pro semikrystalický polymer nad teplotou skelného přechodu  $T_g$  podle [14] a [15] je na Obr. 3. Křivka je doplněna o znázornění deformace plochého vzorku typu „dog-bone“, který je pro tahovou zkoušku plastů typický.



Obr. 3 – Schematické znázornění tahového diagramu semikrystalického polymeru nad teplotou skelného přechodu  $T_g$ , podle [15]

Vzorek při tahové zkoušce nejprve při malé deformaci vykazuje elastickou deformaci. Po překročení meze kluzu, která se v diagramu projevuje výrazným skokem, dochází k tvorbě krčku a značné plastické deformaci (dochází k rozplétání amorfni struktury polymeru a natahování řetězců). V poslední části, kdy jsou řetězce natažené, dochází ke zpevnění a následně přetržení vzorku. [14]

Youngův modul pružnosti  $E$  se u semikrystalických polymerů určuje jako směrnice počáteční elastické části tahového diagramu. [19]

Tahový diagram na Obr. 3 je sice typický pro semikrystalické polymery, ale je nutné zdůraznit, že jeho tvar se může měnit v závislosti na teplotě nebo rychlosti zatěžování. S klesající teplotou se tuhost semikrystalických polymerů zvyšuje (stoupá Youngův modul) a také celková pevnost je vyšší, nicméně materiál je křehčí, obzvláště pokud teplota klesne pod teplotu skelného přechodu  $T_g$ , která je materiálovou charakteristikou daného polymeru (u polyolefinů je zpravidla velmi nízká). Se stoupající teplotou naopak tuhost a pevnost polymeru klesají. Vyšší rychlost zatěžování tuhost zvyšuje a nižší naopak snižuje. [14, 15]

### 2.2.2.2 Viskoelastické chování

Makromolekuly polymerního materiálu mohou zaujímat v prostoru různé konformace a při zatížení dochází k změnám těchto konformací. Změny jsou silně časově závislé, což se projevuje jako viskoelastické deformační chování. [15]

Viskoelastické deformační chování při působení vnějších sil je kombinací elastického chování (při aplikaci zatížení dochází k okamžité deformaci, která je vratná) a viskózního chování (k deformaci dochází postupně, konečná deformace závisí na celkovém čase působení zatížení a po odstranění zatížení nedojde k návratu deformovaného tělesa do původního tvaru). [2–4, 14, 20]

Při statickém zatěžování se u viskoelastického materiálu vyskytují dva typy chování: creep a relaxace napětí [2, 4, 20]. V následujícím rozdělení jsou tyto dva mechanismy popsány podrobněji:

- *Creep*

Ke creepu (někdy také „*kríp*“ nebo „*tečení*“) dochází, je-li materiál zatížen dlouhodobě napětím. Deformační odezva není okamžitá jako u lineárně elastického materiálu, ale je monotónně rostoucí funkcí času [20]. Na Obr. 4a je zobrazen průběh deformace v čase při skokovém zatížení a následném odlehčení viskoelastického materiálu.

Poměr zatěžujícího normálového napětí  $\sigma_0$  a časově závislého přetvoření  $\varepsilon(t)$  se podle [20] nazývá creepový modul pružnosti v tahu (v další literatuře, např. [2] nebo [3] lze najít další názvy jako zdánlivý modul nebo efektivní modul). Tento modul je zde značen  $E_c(t)$  a stanoví se jako

$$E_c(t) = \frac{\sigma_0}{\varepsilon(t)} \quad (1)$$

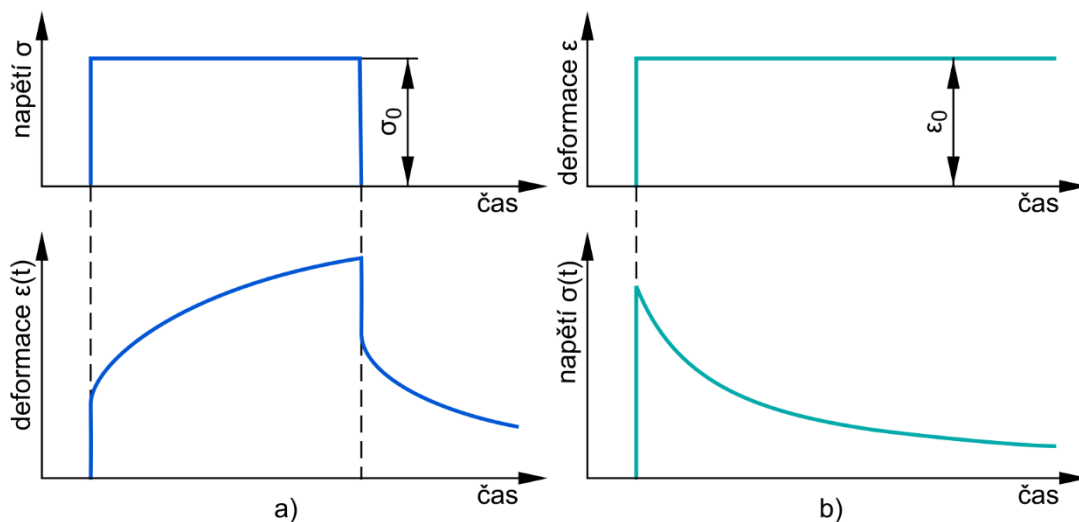
- *Relaxace napětí*

Pokud je viskoelastický materiál skokově deformován, pak napěťová odezva bude s časem monotónně klesající. Původní hodnota napětí vyvolaného deformací se s časem snižuje, zatímco deformace je stále stejně velká [4, 20]. Na Obr. 4b je znázorněn průběh napětí v čase po deformaci materiálu.

Podobně jako creepový modul pružnosti v tahu lze definovat relaxační modul pružnosti v tahu zde značený  $E_r(t)$  jako

$$E_r(t) = \frac{\sigma(t)}{\varepsilon_0} \quad (2)$$

kde  $\sigma(t)$  je časově závislé napětí a  $\varepsilon_0$  je zavedená deformace, která se s časem nemění.



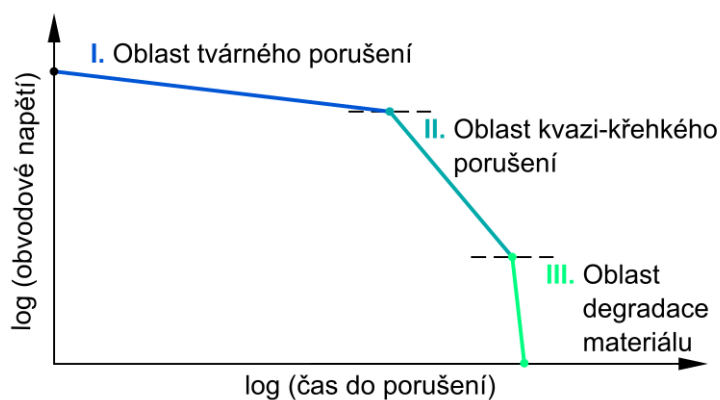
Obr. 4 – Průběh deformace v čase při creepu viskoelastického materiálu (a) a průběh napětí v čase při relaxaci viskoelastického materiálu (b), podle [3]

## 2.3 Mechanismy porušování plastových trubek

Minimální životnost tlakových plastových trubek je obvykle stanovena na 50 let při určité hodnotě obvodového napětí, kterou ve stěně trubky vyvolá působení vnitřního přetlaku. Tato hodnota obvodového napětí charakterizuje odolnost trubky proti porušení při působení vnitřního přetlaku, nazývá se minimální požadovaná pevnost (*minimum required strength*) a značí se MRS. [9, 10]

K testování odolnosti trubek vůči působení vnitřního přetlaku za účelem stanovení hodnoty MRS se používá tzv. *hydrostatická tlaková zkouška* podle ISO 1167-1 [10]. Ta spočívá v zatížení testovaných částí trubek vnitřním přetlakem a měření času do porušení, tj. do okamžiku, kdy trubka ztratí těsnost [2–4, 9].

Výsledky hydrostatické tlakové zkoušky se vynášejí do logaritmických souřadnic jako závislost obvodového napětí na času do porušení někdy nazývaná *hydrostatická tlaková křivka* (*hydrostatic pressure curve*) [9]. Typický tvar takové křivky, který by bylo možné získat při dostatečně dlouhém zatěžování trubek různými vnitřními tlaky, je na Obr. 5.



Obr. 5 – Schematicky znázorněná křivka závislosti obvodového napětí v trubce na času do porušení při hydrostatické tlakové zkoušce, podle [21]

V závislosti na velikosti působícího tlaku, a tím i velikosti obvodového napětí ve stěně trubky, se mění mechanismus, kterým dochází k porušení trubky. Na křivce je možné určit tři úseky, které odpovídají třem základním mechanismům porušení [2, 3, 21–25]. Tyto mechanismy jsou stručně popsány v následujícím textu.

### 2.3.1 Tvárné porušení

První úsek křivky je oblastí poměrně vysokých obvodových napětí a krátkých časů do porušení. Při velkém zatížení dojde k porušení trubky téměř okamžitě nebo po kratší době provozu. V určitém slabém místě na stěně trubky (např. v místě defektu nebo jinak zeslabené stěny) dojde k překročení meze kluzu materiálu a velké plastické deformaci, která vede k lokálnímu výraznému zeslabení stěny, následnému vyboulení působením vnitřního přetlaku a konečnému porušení zeslabeného materiálu [9, 21, 24, 25]. Fotografie trubky porušené tvárným mechanismem je na Obr. 6. Toto porušení se u trubek používaných v praxi vyskytuje zřídka, neboť pracovní tlaky obvykle nejsou dostatečně vysoké, aby dokázaly vyvolat ve stěně trubky napětí překračující mez kluzu.



Obr. 6 – Polypropylenová trubka po hydrostatické zkoušce porušená tvárně (foto: Jiří Sadílek, Polymer Institut Brno)

### 2.3.2 Kvazi-křehké porušení

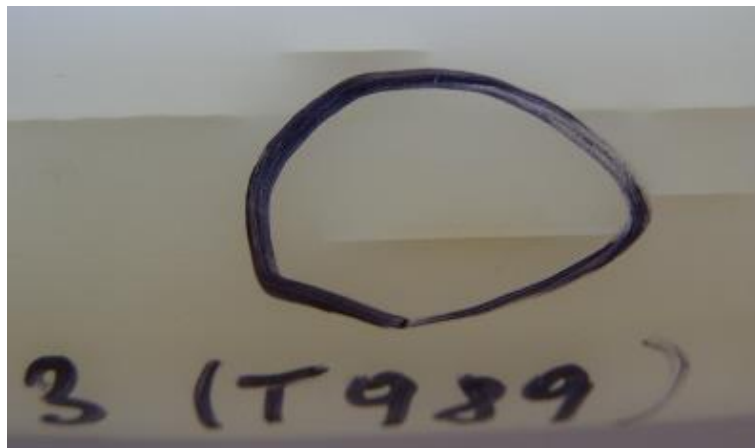
Se snižujícím se obvodovým napětím dochází k nárůstu času do porušení, a především k podstatné změně mechanismu porušení z tvárného na tzv. *kvazi-křehký* [25]. Oblast kvazi-křehkých porušení má na hydrostatické tlakové křivce strmější sklon – změnou velikosti zatížení tedy nedojde k výrazné změně času do porušení. Zlom na křivce mezi oblastmi tvárného a kvazi-křehkého porušení je důležitým bodem, který je nutné při testování trubek hydrostatickou tlakovou zkouškou určit.

Kvazi-křehké porušení probíhá jako iniciace creepové trhliny z defektu na vnitřním povrchu trubky a jejího šíření. To probíhá tzv. *mechanismem pomalého šíření trhliny* (označuje se SCG – *slow crack growth*) [21–26]. Polypropylenová trubka porušená tímto mechanismem je na Obr. 7.

Převážná většina porušení plastových trubek po dlouhé době provozu je způsobena šířením trhliny mechanismem SCG [22, 24]. Odolnost trubkových materiálů proti tomuto typu porušení je důležitá a existuje mnoho metod testování zaměřených čistě na určení odolnosti trubkového polymerního materiálu proti SCG. Mechanismus SCG je detailněji popsán v následující části této práce.

### 2.3.3 Porušení stárnutím a chemickou degradací materiálu

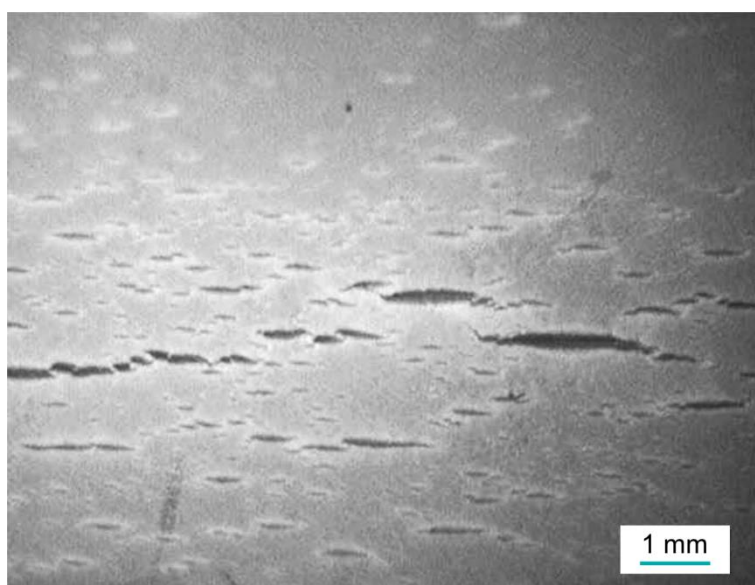
V oblasti velmi nízkých napětí dochází k porušení trubky až po velmi dlouhé době zatížení. Toto porušení je téměř nezávislé na působícím napětí. Důsledkem postupného stárnutí materiálu a ztráty původních mechanických vlastností (často vlivem chemické agresivity přepravovaného média) dochází k iniciaci šíření trhlin. [9, 21, 23, 25]



Obr. 7 – Polypropylenová trubka po hydrostatické zkoušce porušená kvazi-křehkým mechanismem (foto: Jiří Sadílek, Polymer Institut Brno)

Degradace polymerního materiálu zpravidla zahrnuje pokles molekulové hmotnosti, zvýšení krystalinity, zvýšení hustoty, mírný nárůst meze kluzu a podstatné snížení houževnatosti. Zhoršení mechanických vlastností a chemické odolnosti především na vnitřním povrchu trubky vede k tvorbě sítě mikrotrhlin, jejich spojování a dalšímu růstu. Tento mechanismus je v literatuře označován jako *SCC* (*stress corrosion cracking*) nebo *ESC* (*environmental stress cracking*) a je důsledkem kombinace působení teploty, chemických procesů a mechanického zatížení. [27–30]

Mechanismus šíření trhlin má také kvazi-křehký charakter jako výše zmíněný mechanismus SCG. Určující roli v procesu šíření trhliny má chemická degradace, mechanické zatížení pouze určuje orientaci trhlin [27–29]. Síť trhlin vzniklých v důsledku chemické degradace v trubce z PE je na Obr. 8.



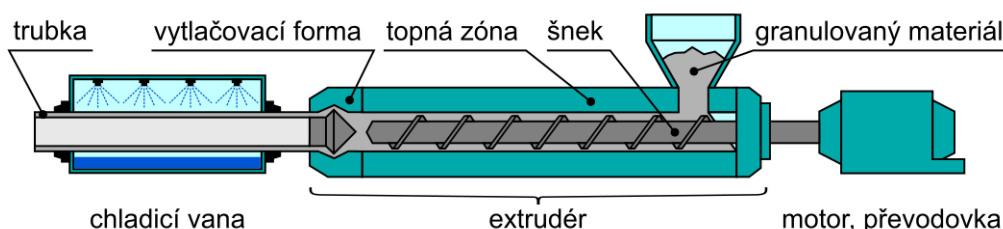
Obr. 8 – Síť trhlinek na vnitřním povrchu PE trubky vzniklá v důsledku stárnutí a chemické degradace materiálu [27]

## 2.4 Reziduální napětí v plastových trubkách

Reziduální napětí je napětí v tělese, na které nepůsobí žádné vnější zatížení [31]. Reziduální napětí vzniká např. v důsledku tepelného zpracování nebo lokální plastické deformace. V plastových trubkách (a dalších součástech vyrobených extruzí nebo vstřikováním plastu) se typicky vyskytuje reziduální napětí vzniklé jako důsledek nerovnoměrného tuhnutí roztaveného materiálu [4, 32]. Reziduální napětí je v plastových trubkách nežádoucím jevem, neboť negativně ovlivňuje jejich životnost. V následující části je popsán charakter reziduálního napětí a jsou uvedeny nejpoužívanější metody experimentálního určování reziduálního napětí.

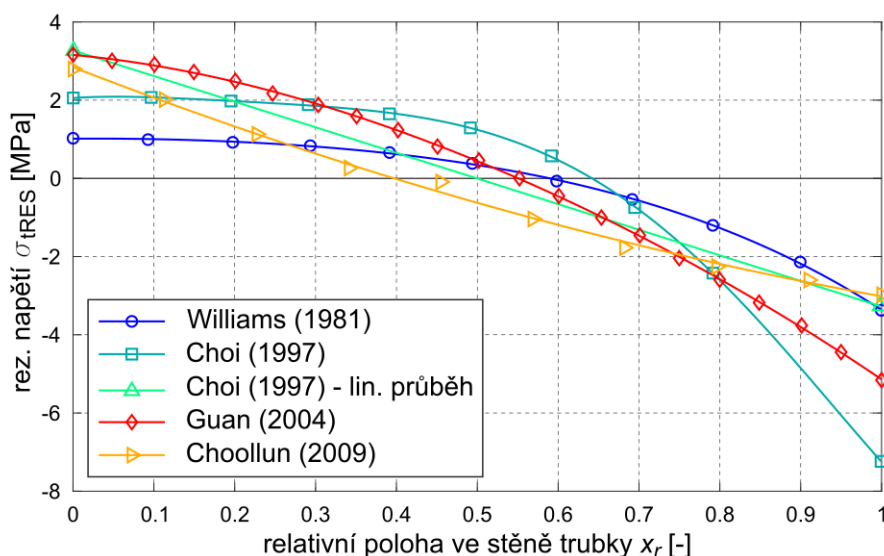
### 2.4.1 Vznik a charakter reziduálního napětí

Polymerní trubky jsou vyráběny procesem kontinuální extruze. Materiál je dodán ve formě granulí, které jsou pomocí násypky přivedeny do tzv. *extrudéru*, kde se působením tepla roztaví. Extrudér je dlouhá vyhřívaná komora vybavená šnekem. Šnek vytlačuje roztavený materiál přes jednoduchou formu ven z extrudéru (schéma na Obr. 9). Vytvarovaný materiál je následně chlazen vodou a tuhne. [3, 4, 9, 33]



Obr. 9 – Schéma výroby trubek kontinuální extruzí, podle [33]

Fáze tuhnutí je zdrojem vzniku reziduálních napětí ve stěně polymerní trubky. Materiál na vnějším povrchu, který je chlazen vodou, ztuhne dříve a dojde k jeho smrštění. Materiál na vnitřním povrchu tuhne později a také má tendenci se smrštít, avšak vnější ztuhlá vrstva již neumožní další deformaci. Tím dochází ke vzniku reziduálního napětí v obvodovém a axiálním směru. [4]



Obr. 10 – Porovnání různých průběhů obvodového reziduálního napětí nalezených v literatuře

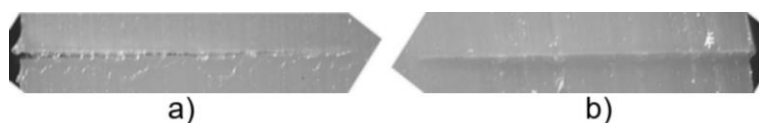
Na Obr. 10 jsou v grafu vykresleny experimentálně získané průběhy obvodového reziduálního napětí  $\sigma_{HRES}$  v PE trubkách, které lze nalézt v pracích [34–37]. Detailnější legenda je v tabulce 1. Na základě těchto a dalších měření lze říct, že obvodové reziduální napětí se pohybuje v určitém rozmezí hodnot. Na vnitřním povrchu je tahové (kladné) reziduální napětí od 1 do 3 MPa, na vnějším povrchu pak tlakové (záporné) napětí od -3 až do -7 MPa. Získané tvary křivek jsou dány metodou provedení a vyhodnocení experimentu. Z dosud publikovaných měření vyplývá, že průběh obvodového reziduálního napětí není symetrický a má spíše tvar exponenciální nebo kvadratické křivky. K orientačnímu popisu reziduálního napětí se ale často používá i středově symetrický lineární průběh.

Tabulka 1 – Popis metod měření obvodových reziduálních napětí, kterými byly získány výsledky v grafu na Obr. 10, uvedeny jsou rozměry a materiály trubek, na kterých bylo měření provedeno,  $d_n$  je nominální vnější průměr trubky a  $s$  je tloušťka stěny

Označení	Trubka	Použitá metoda
Williams (1981) [34]	HDPE, $d_n = 110$ mm, $s = 10$ mm,	metoda rozříznutých kroužků vyhodnocená na základě teorie tlustostěnného válcového tělesa
Choi (1997) a Choi (1997) – lin. průběh [35]	MDPE, $d_n = 50,8$ mm, $s = 4,6$ mm	metoda rozříznutých kroužků vyhodnocená na základě teorie tlustostěnného válcového tělesa a také pomocí lineárního průběhu
Guan (2004) [36]	MDPE, $d_n = 180$ mm, $s = 17,6$ mm	tenzometrické měření obvodového a axiálního přetvoření na obdélníkovém vzorku vyříznutém ze stěny trubky
Choollun (2009) [37]	PE100, $d_n = 180$ mm, $s = 17,6$ mm	reflexní fotoelasticimetrie

Axiální reziduální napětí je velikostí a průběhem velmi podobné obvodovému napětí. Obvodové a axiální napětí se navzájem ovlivňují, a proto nelze nikdy axiální napětí vypustit a uvažovat pouze obvodové, i když to je z hlediska vlivu na šíření trhliny podstatnější. [38, 39]

Obvyklé hodnoty reziduálního napětí nejsou na první pohled vysoké, avšak jsou srovnatelné s hodnotami obvodového napětí, které se ve stěně trubky běžně nachází. Například maximální obvodové napětí (hodnota MRS) způsobené vnitřním přetlakem ve stěně trubky třídy PE100 může být 10 MPa, aby tato trubka vydržela v provozu 50 let. Reziduální napětí tedy obvykle zvyšuje hodnotu tahového obvodového napětí na vnitřním povrchu trubky o 10 % a více, a proto ho nelze jednoduše zanedbat. Zvýšené obvodové napětí na vnitřním povrchu trubky přispívá k rychlejšímu růstu trhlin mechanismem SCG, a tím ke zkrácení životnosti, protože jeho vlivem dochází k většímu otevření trhliny [34, 40]. Projev přítomnosti obvodového reziduálního napětí ilustruje fotografie vrubů vytvořených žiletkou na vnitřním a vnějším povrchu téže trubky (Obr. 11). Zatímco vrub na vnitřním povrchu je otevřený vlivem kladného obvodového reziduálního napětí, vrub na vnějším povrchu zůstává zavřený, neboť se nachází v oblasti záporného reziduálního napětí.



Obr. 11 – Fotografie vrubů vytvořených na vnitřním (a) a vnějším povrchu (b) téže trubky. Použita byla polypropylenová trubka 63SDR6, hloubka vrubů 3 mm (foto: Jiří Sadílek, Polymer Institut Brno)

V součástech z oceli lze často využít žíhání ke zmenšení nebo úplnému odstranění reziduálního napětí. V literatuře lze nalézt experimenty s měřením reziduálního napětí v plastových trubkách, které byly žíhány na teplotu 80–120 °C po dobu několika hodin [41, 42]. U těchto trubek došlo k poklesu reziduálního napětí na cca 50 % původní hodnoty. Uvedené žíhání bylo však provedeno jen laboratorně na krátkých úsecích trubek. Žíhat trubky je komplikované kvůli jejich značné délce a při výrobě se obvykle neprovádí.

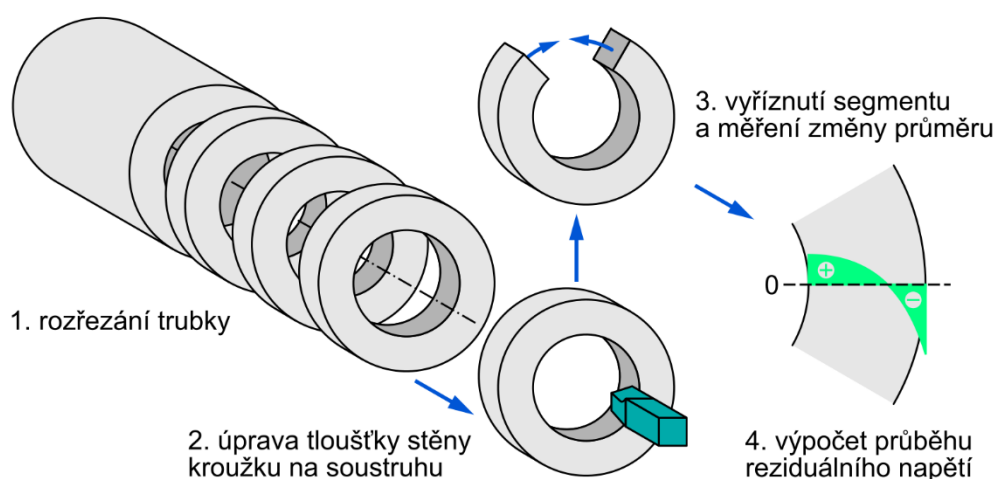
Je důležité poznamenat, že ani přes viskoelastický charakter polymerního materiálu nelze předpokládat, že v průběhu používání polymerní trubky dojde k úplné samovolné relaxaci reziduálního napětí. Potvrdili to autoři článku [43], když měřili reziduální napětí v trubkách, které byly v provozu až 30 let.

## 2.4.2 Metody určování reziduálního napětí

V literatuře lze najít několik metod určení obvodového reziduálního napětí. Jejich přehled je uveden v následujícím seznamu:

- *Metoda rozříznutých kroužků*

Tato metoda je nejjednodušší a také nejpoužívanější. Princip metody spočívá v rozřezání trubky na kroužky, ze kterých je vyříznut segment tak, aby byla umožněna deformace kroužku. Kroužek má tendenci zmenšit svůj poloměr, což je dáno uvolněním tahových napětí na vnitřním povrchu a tlakových na vnějším povrchu. Měří se změna průměru kroužků, a z této se vypočítá průběh napětí ve stěně. Tvar rozdělení je možné odhadnout pomocí lineárního průběhu – v tom případě je výpočet jednoduchý a stačí znát deformaci jednoho kroužku [4, 39, 43–45]. Je-li potřeba získat přesnější tvar rozdělení napětí, je nutné vyrobít více kroužků a upravit jejich stěnu odebráním určitého množství materiálu pomocí soustruhu. Z deformace kroužků s různou tloušťkou stěny lze pak určit rozdělení obvodových reziduálních napětí podrobněji (schéma postupu je na Obr. 12).



Obr. 12 – Schéma provedení experimentu metodou rozříznutých kroužků

Takové experimenty provedli Williams [34] a Choi [35]. Výsledky těchto experimentů, jejichž vyhodnocení bylo provedeno na základě popisu napjatosti v tlustostěnném válcovém tělese, jsou vykresleny v grafu na Obr. 10 pod označeními *Williams (1981)* a *Choi (1997)*. Choi ve své práci pro srovnání uvádí také jednoduché vyhodnocení stejného měření pomocí lineárního průběhu – ten je na Obr. 10 vykreslen pod označením *Choi (1997) – lin. průběh*.

Je vidět, že lineární průběh výrazně nadhodnocuje napětí na vnitřním povrchu a na vnějším napětí naopak podhodnocuje.

K metodě rozříznutých kroužků je také nutné uvést poznámku týkající se délky použitého vzorku. Je-li změna průměru měřena na delším vzorku, jsou naměřené hodnoty vyšší než při použití kratších vzorků [4, 39]. Je to dáno vlivem přítomnosti axiálního reziduálního napětí. Tento jev je nutné mít na paměti a po provedení a vyhodnocení napětí provést případně korekci hodnot.

- *Fotoelasticimetrie*

Choollun [37] využil k určení obvodového reziduálního napětí reflexní fotoelasticimetrii, což je metoda zobrazení napětí pomocí polarizovaného světla. Na čelo části trubky byla nanesena opticky citlivá vrstva. Po deformaci byly pořízeny snímky této vrstvy přes polarizační filtry a z těchto snímků byl vyhodnocen průběh napětí. Tato metoda je velmi náročná na vybavení a provedení. Získaný průběh (v Obr. 10 označený jako *Choollun (2009)*) není příliš odlišný od metody rozříznutých kroužků vyhodnocené pomocí lineárního průběhu. Využitelnost této metody je tedy sporná.

- *Tenzometrická měření*

Použití tenzometrů k měření reziduálního napětí se v případě plastových trubek vyskytuje zřídka. Guan [36, 46] použil tenzometry k měření deformace obdélníkového vzorku vyříznutého ze stěny trubky. Výsledný průběh pro jednu z trubek je pro srovnání vykreslen v Obr. 10 pod označením *Guan (2004)*.

Choi [35] ve své práci uvádí použití měření reziduálního napětí pomocí odvrtávací metody – na povrch trubky byla nalepena tenzometrická růžice, uprostřed růžice byla postupně odvrtáván materiál a z měřené změny přetvoření bylo vyhodnoceno reziduální napětí pod povrchem. Hodnoty napětí souhlasily s příslušnou částí průběhu určeného pomocí metody rozříznutých kroužků aplikované na stejné trubce.

Uvedené metody jsou zaměřeny na zjištění obvodového reziduálního napětí, které má přímý vliv na rychlost šíření trhliny ve stěně polymerní trubky. Axiální reziduální napětí je také důležité. Jeho přítomnost se projevuje v delších trubkách zvýšením celkového obvodového napětí ve stěně. Axiální reziduální napětí lze určit experimentálně měřením deformace pásků vyříznutých z trubky v podélném směru. Toto měření je popsáno v pracích [39, 45]. Z výsledků vyplývá, že axiální reziduální napětí má přibližně stejnou velikost jako obvodové napětí a lze předpokládat i podobný tvar rozdělení ve stěně trubky.

# 3 Testování odolnosti proti SCG

Kvazi-křehké porušení pomalým růstem trhliny (SCG) je nejvýznamnější z hlediska životnosti plastových trubek [25]. Je tedy nutné rozumět procesům, ke kterým dochází při růstu trhliny, a mít možnosti jednoduše otestovat odolnost trubkových materiálů proti tomuto způsobu porušení.

## 3.1 Popis mechanismu pomalého růstu trhliny (SCG)

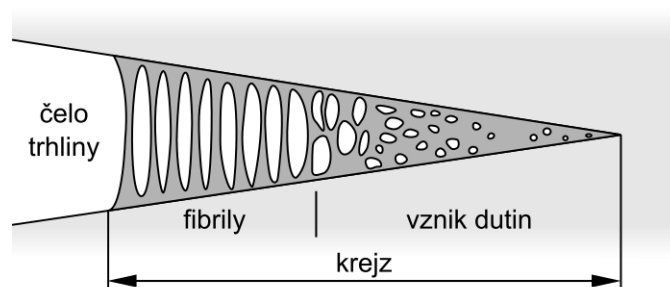
K iniciaci a růstu trhliny velmi malou rychlostí dochází v trubkách při stálém nízkém nominálním napětí. Napětí, které růst trhliny způsobuje, je orientováno kolmo na rovinu šíření trhliny. Trhlina se šíří zpravidla ve směru radiálním a otevírací napětí je tedy napětí obvodové, které je výsledkem kombinace napětí způsobeného vnitřním přetlakem, reziduálního napětí ve stěně trubky a zatížení od okolní zeminy, je-li trubka zasypána.

Porušení trubky mechanismem SCG při statickém zatížení lze rozdělit do 3 fází [21]:

1. *Iniciace trhliny*
2. *Pomalý růst trhliny (SCG)*
3. *Konečné porušení a ztráta těsnosti trubky*

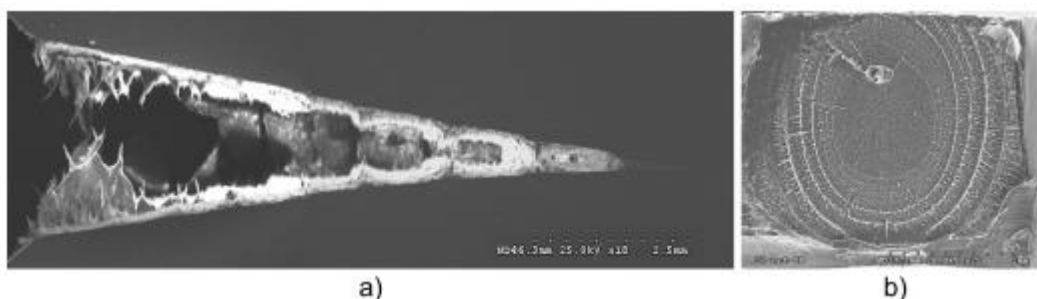
Iniciace trhliny nastává v okamžiku, kdy působením napětí dojde k vytvoření mikroskopické dutinky v oblasti koncentrace napětí způsobené defektem v materiálu, tvarem součásti nebo připraveným vrubem, jedná-li se o testovací vzorek [21, 47]. K tvorbě dutin dochází snáze za podmínek rovinné deformace, protože hydrostatická složka napjatosti urychluje vznik nových dutin [47, 48]. V okolí dutin dochází k plastické deformaci natahováním vláken v amorfni složce materiálu a rozplétání krystalické složky [25, 49]. Zvětšováním a spojováním dutinek se postupně začne tvořit charakteristická procesní zóna tvaru klínu, tzv. *krejz* [25, 50, 51]. Krejz je orientován kolmo na rovinu největšího tahového napětí. Je to útvar tvořený dvěma povrchy základního materiálu, které jsou přemostěny malým objemem plasticky deformovaného materiálu, jenž u špičky tvoří strukturu s dutinami a postupně přechází do struktury vysoce tažených vláken (fibril) a membrán [48, 52, 53]. Schéma krejzu je na Obr. 13. Působením napětí dochází k další tvorbě dutin na špičce krejzu a ke creepu fibril, který nakonec vede k porušení, čímž dojde ke vzniku trhliny [54].

Celkové trvání iniciační fáze výrazně závisí na místě vzniku, materiálu a okolních podmínkách a může se pohybovat v rozmezí 20 % až 80 % celkové životnosti plastové trubky [21].



Obr. 13 – Schéma struktury krejzu, podle [53]

K vlastnímu šíření trhliny dochází opakovaným porušováním fibrilární části křezu a následným rozšiřováním křezu. Chudnovsky a další autoři [21, 52, 55, 56] uvádějí na základě mnoha experimentů, že šíření může probíhat v závislosti na podmínkách buď skokově nebo plynule. Ke skokovému růstu dochází spíše při vyšším zatížení a za zvýšené teploty (60–80 °C) [21, 55, 56]. Detailní popis tohoto typu šíření lze najít v [57–61]. Část fibrilární struktury křezu se najednou přeruší a trhlina se skokově zvětší. Zbylá část křezu zůstane neporušena a růst trhliny se na určitou dobu značně zpomalí nebo úplně zastaví. Křez se napětím opět začne otevírat a na jeho špičce vzniknou nové dutiny. Jakmile se křez dostatečně rozšíří a nově vytvořené fibrily se opět protáhnou a zeslábnu, dojde k dalšímu skokovému zvětšení trhliny. Růst tohoto typu je dobře rozlišitelný i na lomové ploše vzorku nebo skutečné trubky, kde jsou po porušení pozorovatelné postupové čáry, tedy stopy po jednotlivých skocích. Boční pohled na trhlinu, která rostla ve vzorku skokovým mechanismem je na Obr. 14a a lomová plocha pozorovaná po porušení trubky je na Obr. 14b.



Obr. 14 – Boční pohled na trhlinu, která se šíří ve vzorku z PE skokovým mechanismem (a) a lomová plocha trhliny v PE trubce po porušení mechanismem SCG (b), zdroj obrázků [21]

K plynulému šíření trhliny dochází především za nižších teplot (kolem pokojové teploty 23 °C). Procesní zóna se rozšiřuje a porušuje kontinuálně a nedochází k tvorbě postupových čar [21, 55, 56]. V trubkách obvykle dochází ke kombinaci obou mechanismů růstu – trhlina nejprve roste plynule a při dosažení větší velikosti a zvýšení součinitele intenzity napětí přechází na skokový růst [52].

Konečné porušení proběhne, když se čelo rostoucí trhliny přiblíží pod vnější povrch trubky. Tento proces je velmi rychlý a probíhá nejčastěji tvárným porušením. Za určitých podmínek může dojít k porušení mechanismem rychlého šíření trhliny, který je označován jako *RCP – rapid crack propagation* [21, 62].

Je na místě zdůraznit, že během tvorby křezů a šíření trhliny dochází k výrazné plastické deformaci, ale pouze v malé procesní zóně. V malém měřítku zde probíhá deformace a porušení fibril podobným způsobem jako při výše popsané tahové zkoušce polymerního materiálu nebo při tvárném porušení plastových trubek [21, 47]. Na lomové ploše vzorku nebo trubky porušené mechanismem SCG, ať už plynulým nebo skokovým růstem, lze pak pod mikroskopem pozorovat vlákna vysoce taženého materiálu, prohlubně a dutiny [63]. Ve větším objemu se ale vzorek nebo trubka výrazně plasticky nedeformují. Proto je mechanismus označován jako *kvazi-křehký* – ke křehkému lomu ale ve skutečnosti nedochází.

Zde uvedený popis mechanismu SCG byl čerpán téměř výhradně ze zdrojů, které byly zaměřeny na průběh SCG v trubkových typech polyetylenů. V ostatních plastech používaných na výrobu tlakových potrubí je SCG také nejvýznamnějším mechanismem porušení, jeho konkrétní průběh se ale může mírně lišit. Především u polypropylenových trubek při hydrostatické tlakové zkoušce někdy dochází ke klasickému kvazi-křehkému porušení v jednom místě a někdy k tzv. *slzení*, kdy tlak v trubce poklesne a na vnějším povrchu se objeví kapičky vody, což je důsledkem vytvoření sítě

malých trhlin a jejich procesních zón [25]. Materiál v takto změněné oblasti přestane těsnit, aniž by byla vidět trhlina nebo místo porušení.

## 3.2 Hydrostatická tlaková zkouška

Odolnost materiálu proti kvazi-křehkému porušení mechanismem SCG lze otestovat mnoha způsoby. Základní zkouškou je již zmíněná hydrostatická tlaková zkouška. Provedení zkoušky je specifikováno v normě ISO 1167-1 [10] a je velmi jednoduché. Jednotlivé úseky trubek jsou z obou stran opatřeny tlakovými uzávěry. Uvnitř trubek je voda, natlakované trubky jsou buď ponořeny v kádi s vodou o určené teplotě nebo uloženy ve vyhřívané komoře. Měří se čas do porušení. Porušení je indikováno poklesem tlaku. Vnitřní tlak  $p_{int}$ , kterým je trubka zatížena, se určí na základě požadované hodnoty obvodového napětí  $\sigma_t$  ve stěně trubky, nominálního vnějšího průměru trubky  $d_n$  a nominální tloušťky stěny  $s$  podle vzorce:

$$p_{int} = \sigma_t \frac{2s}{d_n - s} \quad (3)$$

Odolnost materiálu proti SCG je charakterizována hodnotou *MRS* – to je obvodové napětí  $\sigma_t$ , při kterém nedojde k porušení mechanismem SCG za méně než 50 let. Aby bylo možné s jistotou určit tuto hodnotu, je nutné provést sérii zkoušek tak, aby výsledky hydrostatické zkoušky postihovaly jak oblast tvárného porušení, tak přechod do oblasti kvazi-křehkého porušení. Dosáhnout takových výsledků za normální teploty (zpravidla kolem 20 °C) není možné v krátkém čase, protože trubky jsou dimenzovány, aby při této teplotě vydržely v provozu právě 50 let a uvádí se, že moderní trubky s vylepšenými vlastnostmi budou zřejmě schopny překročit životnost 100 let [9].

Problém časové náročnosti získání potřebných dat se řeší provedením hydrostatických tlakových zkoušek na daném materiálu za vyšších teplot (zpravidla 60 °C a 80 °C). Vyšší teplota urychluje šíření trhliny. Za vyšší teploty je snazší dosáhnout porušení SCG, popsat oblast kvazi-křehkého porušení a lokalizovat přechod mezi tvárným a kvazi-křehkým mechanismem. Polohu přechodu do oblasti kvazi-křehkého porušení při teplotě 20 °C je potom možné určit pomocí *standardní extrapolační metody* podle normy ISO 9080 [11].

I přes akceleraci pomocí teploty je hydrostatická tlaková zkouška stále velmi časově náročná – časy do porušení se mnohdy pohybují v řádu let. Pro ilustraci: v článku [64] jsou srovnány výsledky hydrostatických tlakových zkoušek trubek ze staršího typu trubkového HDPE a nového PE100. U staršího typu došlo k porušení mechanismem SCG za teploty 80 °C při obvodových napětích v rozmezí 2–5 MPa za cca 800–8000 h (1 rok = 8760 h). U PE100 byl čas do porušení při obvodovém napětí 6 MPa asi 12000 h (1,37 let) a porušení bylo stále tvárné.

Mezi metodami testování plastových trubek mají hydrostatické tlakové testy stále své místo, avšak v současné době jsou pro hodnocení odolnosti proti SCG preferovány zrychlené testy popsané dále.

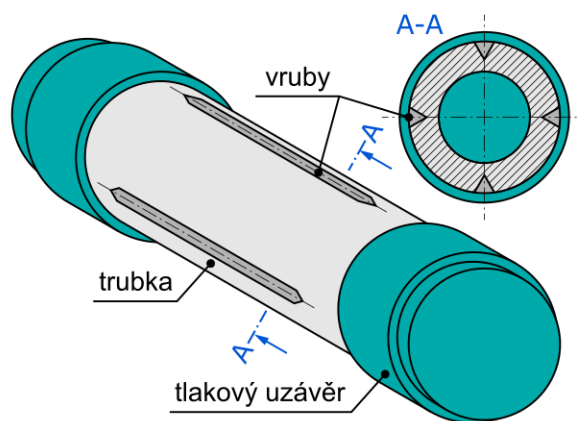
## 3.3 Zrychlené testy odolnosti materiálu proti SCG

Problémem při testování plastových trubek je, že proces SCG probíhá velmi pomalu a hydrostatické tlakové zkoušky mnohdy trvají neúnosně dlouho. Z tohoto důvodu byly pro hodnocení a porovnání materiálů z hlediska odolnosti proti SCG vyvinuty různé typy zrychlených testů, kde se využívá různých principů urychlení šíření trhliny (přítomnost vrubu, zvýšená teplota, přítomnost chemických činitelů nebo cyklické zatížení namísto statického). V následujícím textu je detailněji popsáno provedení nejpoužívanějších metod zrychleného testování – *Notched Pipe Test (NPT)*, *Pennsylvania Edge Notch Tensile (PENT) test*, *Full Notch Creep Tensile (FNCT) test*, *Cracked Round Bar (CRB) test* a

*Strain Hardening Test (SHT)*. Každý z těchto testů poskytuje jednu hodnotu nebo křivku (zpravidla jde o časy do porušení nebo počty cyklů), na jejímž základě lze hodnotit odolnost materiálu proti SCG. U některých metod je také možné určit závislost rychlosti šíření trhliny v materiálu na součiniteli intenzity napětí, která má další využití ve výpočtech životnosti.

### 3.3.1 Notched Pipe Test (NPT)

*Notched Pipe Test (NPT)* je určen normou ISO 13479 [65]. NPT se provádí stejně jako hydrostatická tlaková zkouška. Části trubek jsou naplněny vodou a zatíženy vnitřním tlakem. Teplota prostředí, ve kterém zkouška probíhá, je 80 °C. Rozdíl oproti hydrostatické tlakové zkoušce je v podobě zkoušených trubek. Před vlastní zkouškou jsou trubky opatřeny čtyřmi podélnými vrubů rovnoměrně rozmístěnými na vnějším povrchu (viz schéma na Obr. 15). Hloubka vrubu by se měla pohybovat v rozmezí 18–22 % tloušťky stěny trubky. Přesná specifikace a způsob přípravy vrubů je v [65]. Tato úprava vzorků byla zvolena, protože koncentrace napětí ve vrubech způsobuje rychlejší iniciaci a šíření trhliny mechanismem SCG. Přítomnost čtyř vrubů na povrchu trubky zajišťuje rovnoměrnější rozdělení napětí po obvodu než u trubky s jedním vrubem [66].



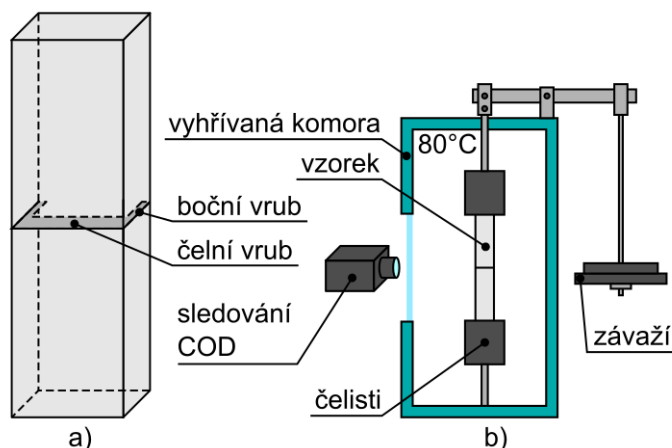
Obr. 15 – Schéma vzorku pro Notch Pipe Test (NPT), podle [65]

U materiálů typu PE80 a prvních generací PE100 trvaly NPT testy zpravidla kolem 1000 h, což bylo únosné [67]. Testování moderních materiálů pomocí NPT je však už časově značně náročnější (časy testů běžně překračují 3000 h). Testovací časy je možné dále zkrátit změnou statického zatížení na pulzující nebo přidáním tenzidu do vody, v které jsou vzorky během testu ponořeny. To může, podle [67], zredukovat časy zkoušek až na pětinu původních hodnot.

### 3.3.2 Pennsylvania Edge Notch Tensile (PENT) test

*Pennsylvania Edge Notch Tensile (PENT)* test je metoda zrychleného testování polymerních materiálů, kterou vyvinuli Lu a Brown [68]. Nyní je standardizována normou ISO 16241 [69]. Tato metoda využívá vzorky tvaru čtyřbokého hranolu (viz Obr. 16a). Vzorky pro PENT test lze vyrobit vyříznutím potřebného kusu materiálu z buď přímo z trubky nebo z desky vylisované z daného materiálu [70]. Rozměry vzorků se mohou pohybovat v určitých rozmezech, nicméně doporučená délka je asi 50 mm, tloušťka přibližně 10 mm a šířka v rozmezí 15–25 mm. Uprostřed vzorku jsou na třech stranách pomocí žiletky vytvořeny vruby – jeden čelní, který by měl mít hloubku zhruba 35 % tloušťky vzorku a dva menší postranní s hloubkou 0,5–1 mm. Vzorky jsou umístěny v komorách vyhřívaných na teplotu 80 °C a zatíženy přes pákový mechanismus konstantním tahem, který způsobí nominální napětí 2,4 MPa (vztaženo k průřezu vzorku bez vrubu). Při každém testu se jako základní veličina zaznamenává čas do porušení. Často se také měří závislost otevření trhliny (COD) na čase, ze které

je pak možné stanovit čas potřebný k iniciaci trhliny a rychlost šíření trhliny [68, 70]. K měření COD je nutný světelný mikroskop se zvětšením 20–100×. Schéma provedení testu je na Obr. 16b.



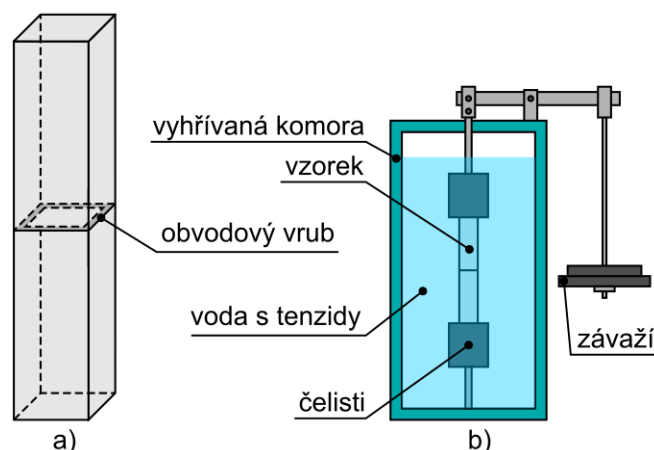
Obr. 16 – Schéma vzorku pro PENT test (a) a schéma provedení PENT testu (b), podle [70]

V literatuře lze najít publikované výsledky PENT testů pro trubkové PE [57, 70–72] i pro jiné materiály [73]. Na základě výsledku PENT testu lze obvykle velmi spolehlivě roztřídit materiály na základě odolnosti proti SCG. Dosažené časy do porušení u PE80 se pohybují zpravidla od několika hodin do několika dní, ale pro PE100 a PE100RC dosahují běžně několika měsíců až let, což už je neefektivní [74]. V článku [75] je popsán experiment s dalším zvyšováním testovacího nominálního napětí na 2,8 MPa a teploty na 90 °C pro testy vysoce odolných nových typů PE, který ukazuje, že čas testu lze úpravou testovacích podmínek zredukovat až 6×, aniž dojde k podstatným změnám v mechanismu šíření trhliny.

### 3.3.3 Full-Notch Creep Tensile (FNCT) test

*Full Notch Creep Tensile* (FNCT) test je standardizován normou ISO 16770 [76] jako metoda testování odolnosti PE proti porušení mechanismem ESC (porušení v důsledku degradace materiálu při působení agresivního chemického prostředí). Používá se však běžně jako průmyslová metoda pro zrychlené testování odolnosti proti SCG, především v Evropě [77]. Testy se provádí na vzorcích tvaru čtyřbokého hranolu, které mají vrub po celém svém obvodu. Vzorky jsou umístěny ve vyhřívaných komorách. Komory jsou navíc naplněny roztokem vody a tenzidu (obvykle se používají neionické tenzidy označované jako Igepal nebo Arkopal N [77, 78]). Vzorky jsou zatíženy statickým tahem přes pákový mechanismus. Norma specifikuje více typů vzorků, které se liší v rozměrech a v podmínkách testu. Nejběžnějším typem vzorku pro testování trubkových typů PE je hranol 10×10×100 mm s vrubem hloubky 1,6 mm zatížený nominálním napětím 4–6 MPa při teplotě 80 °C [77]. Vzorky mohou být vyrobeny přímo z trubek nebo z lisovaných desek. Při FNCT testu se také měří čas do porušení, ale není možné sledovat šíření trhliny a zjistit rychlost šíření jako u PENT testu.

FNCT testy jsou obvykle kratší než PENT testy, avšak pro odolnější trubkové materiály mohou testovací časy dosáhnout i 10000 h (více než 1 rok) [77–80]. I když se FNCT test běžně přijímá jako metoda, která dokáže rozlišit různé materiály na základě odolnosti proti SCG podobně jako PENT test nebo hydrostatická tlaková zkouška, má několik zásadních nevýhod. Především je to vysoký rozptyl výsledků. Norma navíc v určitém rozmezí umožňuje volbu testovacích podmínek a rozměrů vzorků, což způsobuje, že výsledky FNCT testů z různých laboratoří často nejsou automaticky porovnatelné [77].



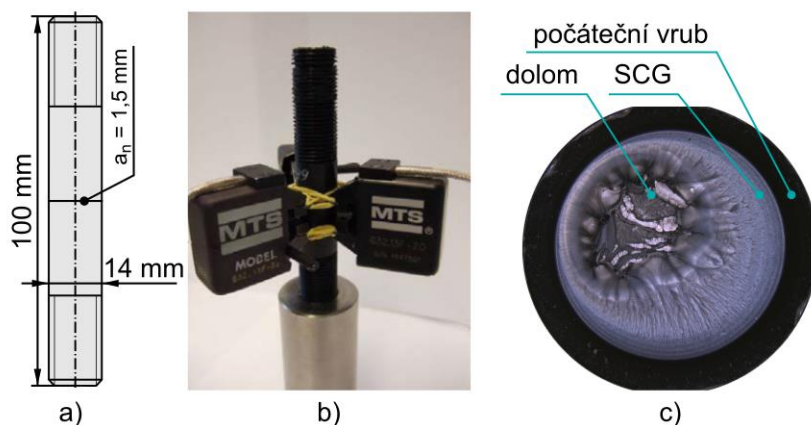
Obr. 17 – Schéma vzorku pro FNCT test (a) a schéma provedení FNCT testu (b) podle [77]

### 3.3.4 Cracked Round Bar (CRB) test

Při hydrostatické tlakové zkoušce a při všech výše popsáných metodách zrychleného testování jsou trubky, respektive vzorky, zatíženy staticky. Jsou-li trubky nebo vrubované vzorky zatíženy cyklicky, dojde k urychlení šíření trhliny. V článku [81] je popsáno, že při hydrostatických tlakových zkouškách PE trubek zatížených cyklickým tlakem o nízké frekvenci (v rozmezí 1–8 cyklů za minutu) došlo ke zkrácení časů do porušení až o 50 % oproti trubkám zatíženým staticky. Testováním cyklicky zatížených vzorků různých geometrií bylo ověřeno, že na základě výsledků testů využívajících cyklické zatížení je možné rozlišit různé materiály z hlediska odolnosti proti SCG stejně jako na základě výsledků hydrostatické tlakové zkoušky nebo hojně rozšířeného FNCT testu [82–84], avšak s velkou úsporou času.

Na základě těchto poznatků byl vyvinut *Cracked Round Bar* (CRB) test. Tento poměrně nový test je standardizován normou ISO 18489 [85], která specifikuje tvar a rozměry vzorku a jeho zatížení. CRB test se provádí na vzorcích tvaru válce, které mohou být vyrobeny přímo ze stěny polymerní trubky nebo ze speciálně připravených desek. Uprostřed vzorku je pomocí žiletky vytvořen ostrý vrub po celém obvodu. Preferované rozměry vzorku jsou průměr 14 mm, hloubka vrubu  $a_n = 1,5$  mm a délka vzorku 100 mm (schematické znázornění vzorku na Obr. 18a). Vzorky jsou zatíženy cyklickým tahem, cyklus je sinusový s asymetrií cyklu  $R = 0,1$  (typ tah-tah). Velikost zatížení je charakterizována rozptylem napětí  $\Delta\sigma_0$ , který se pohybuje v rozmezí 10,5–13,5 MPa (napětí je podle normy vztaženo k ploše ligamentu vzorku, nikoli k ploše průřezu celého vzorku). Měří se počet cyklů do porušení vzorku. Frekvence zatížení se doporučuje maximálně 10 Hz, protože při vyšších frekvencích může docházet k ohřevu vzorku, což má výrazný vliv na výsledky. Testy by měly probíhat za teploty 23 °C.

CRB test spolehlivě určí odolnost materiálu proti SCG, což bylo potvrzeno srovnávacími zkouškami [80, 86–88]. Zásadní výhodou CRB testu oproti ostatním metodám zrychlených zkoušek je především výrazná úspora času, a to i v případě moderních materiálů typu PE100 a PE100RC. Typický počet cyklů do porušení při zatížení se u nejlepších materiálů pohybuje v oblasti několika milionů. V článku [87] dosahují vzorky z blíže nespecifikovaného PE100RC při zatížení  $\Delta\sigma_0 = 11$  MPa přibližně  $2 \times 10^6$  cyklů do porušení, což při frekvenci 10 Hz znamená asi 56 hodin. FNCT nebo PENT test by u tohoto typu materiálu mohl trvat i několik měsíců.



Obr. 18 – Schéma vzorku pro CRB test (a), fotografie uspořádání CRB testu při měření otevření trhliny pomocí extenzometrů (b) a typická asymetrická lomová plocha CRB vzorku (c)

CRB test lze používat i pro testování jiných trubkových materiálů, avšak standardizován je pouze pro použití na PE. Dokumentováno je úspěšné použití pro PP a PVC [89, 90] nebo polyamid 12 (PA12) [91], což je nový materiál určený pro plynové trubky.

CRB test je možné použít i ke zjištění rychlosti šíření trhliny mechanismem SCG v daném materiálu. Koncept tohoto měření je popsán v článkách Pintera a Franka [26, 92, 93]. Válcový tvar vzorku neumožňuje přímé sledování růstu trhliny a měření její délky, a proto je místo délky trhliny měřeno otevření trhliny (COD – *crack opening displacement*) na okraji vrubu pomocí extenzometru, z něhož je délka trhliny následně vypočtena (viz Obr. 18b). Na CRB vzorku lze navíc změřit pouze šíření trhliny při cyklickém zatížení, rychlost šíření trhliny při statickém zatížení je extrapolována z několika měření při různých asymetriích cyklu. Postup je podrobněji popsán dále v kapitole o určování životnosti.

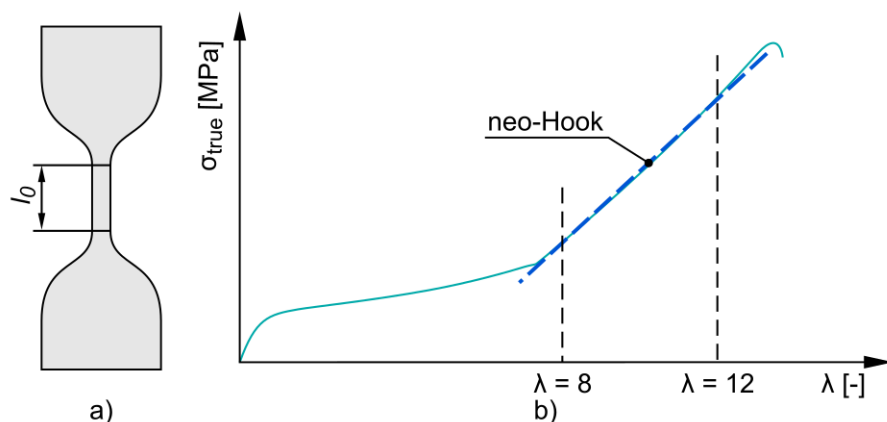
V souvislosti s CRB testy je nutné věnovat se podobě výsledné lomové plochy válcových vzorků. Na každé lomové ploše lze zpravidla rozlišit hladký povrch počátečního uměle vytvořeného vrubu, oblast šíření trhliny mechanismem SCG a oblast výraznější plastické deformace po konečném lomu vzorku, která se vyznačuje většími důlky a výrazně taženým materiálem (viz Obr. 18c). Často dochází k tomu, že výsledná lomová plocha má více nebo méně asymetrický charakter – tj. na vzorku lze určit stranu, na které se trhlina šířila rychleji než na straně opačné a kruhové postupové čáry nejsou přesně uprostřed. Je to pravděpodobně způsobeno kombinací příčin jako přídavný ohyb při nesprávném upnutí vzorku nebo reziduální napětí. Vliv tohoto jevu na výsledky CRB testu byl zkoumán a bylo zjištěno, že ani při asymetrickém šíření trhliny nedochází k výraznému ovlivnění výsledného počtu cyklů. CRB test tedy i při asymetrickém růstu spolehlivě vypovídá o odolnosti materiálu proti SCG [94]. Nebyl však zkoumán vliv na měření rychlosti šíření trhliny.

### 3.3.5 Strain Hardening Test (SHT)

*Strain Hardening Test* (SHT) je metoda stanovení odolnosti materiálu proti šíření trhlin mechanismem SCG na základě výsledků tahové zkoušky. Vychází z předpokladu, že velikost deformačního zpevnění při tahové zkoušce po vytvoření krčku a rozpletení makromolekul je mírou odporu proti deformaci fibril, které se tvoří v procesní zóně trhliny při pomalém šíření, a tím vyjadřuje i odolnost materiálu proti vlastnímu šíření trhlín.

Provedení a vyhodnocení testu je určeno normou ISO 18488 [95]. Test se provádí jako tahová zkouška na vzorcích typu „*dumbbell*“ (viz Obr. 19a) při teplotě 80 °C a konstantní rychlosti posuvu

20 mm/min. Vzorky jsou vyseknuty z desek vylisovaných z daného materiálu (podmínky lisování jsou určeny normou) a rozměrově jsou poměrně malé. Minimální celková délka vzorku je 70 mm, měrná délka úzké střední části  $l_0$ , na které se měří protažení vzorku je 12,5 mm, šířka střední části je 4 mm, šířka upínacích ploch je 20 mm. Tloušťka vzorku může být buď 0,3 mm nebo 1 mm.



Obr. 19 – Schéma vzorku pro SHT test (a) s vyznačenou měrnou délkou a schematické znázornění výsledků testu a proložení neo-Hookovským konstitutivním modelem (b)

Při tahové zkoušce se zaznamenává průběh síly  $F$  a protažení vzorku  $\Delta l$ . Poté se provede určení *modulu deformačního zpevnění*  $\langle G_p \rangle$  následujícím postupem. Zaznamenané protažení je nejprve nutné vyjádřit jako *poměrné protažení*  $\lambda$  (někdy také *poměrné přetvoření*):

$$\lambda = 1 + \frac{\Delta l}{l_0} \quad (4)$$

kde  $\Delta l$  je změřené protažení a  $l_0$  je původní měrná délka. Dále je nutné vyjádřit zaznamenanou sílu jako tzv. *skutečné napětí* (*true stress*)  $\sigma_{true}$ , podle vztahu:

$$\sigma_{true} = \lambda \frac{F}{S} \quad (5)$$

kde  $S$  je původní nedeformovaná plocha příčného průřezu úzké části vzorku a  $F$  je změřená síla. Závislost skutečného napětí  $\sigma_{true}$  na poměrném protažení  $\lambda$  se následně v intervalu mezi  $\lambda = 8$  a  $\lambda = 12$  proloží neo-Hookovským konstitutivním modelem (viz Obr. 19b), který je vyjádřen rovnicí:

$$\sigma_{true} = \frac{\langle G_p \rangle}{20} \left( \lambda^2 - \frac{1}{\lambda} \right) + C_{nH} \quad (6)$$

kde  $C_{nH}$  je matematická konstanta konstitutivního modelu. Modul deformačního zpevnění je tedy směrnici části závislosti skutečného napětí na poměrném přetvoření, která popisuje oblast, kdy dochází k deformačnímu zpevnění fibril materiálu.

Na základě výsledků publikovaných v pracích [96–98] lze říct, že výsledky SHT dobře korelují s výsledky ostatních testů zaměřených na odolnost materiálu proti šíření trhliny mechanismem SCG. Výhody SHT spočívají především v rychlosti a nenáročnosti provedení a malé velikosti vzorků, která umožňuje otestovat odolnost proti šíření trhliny i s malým množstvím materiálu.

# 4 Stanovení životnosti plastových trubek

Z míry odolnosti trubkových plastů proti šíření trhliny mechanismem SCG lze pouze odhadnout, zda trubka z daného materiálu bude mít životnost delší nebo kratší než trubka z jiného materiálu. Důležité jsou ale také kvantitativní odhady životnosti skutečných trubek, tedy jak dlouho vydrží určitá trubka v provozu za určitých podmínek. Základní údaj o životnosti trubek poskytují výsledky hydrostatických tlakových zkoušek, které je ale potřeba extrapolovat do oblasti podmínek provozu skutečné trubky. Již několikrát zmíněný problém časové náročnosti získání potřebných dat hydrostatickou tlakovou zkouškou vedl k vzniku různých metod výpočtu přibližné životnosti trubek založených na lomově-mechanickém popisu šíření trhliny mechanismem SCG. Nejčastěji uváděné a používané metody výpočtu životnosti jsou popsány v této kapitole.

## 4.1 Stanovení životnosti z výsledků hydrostatické tlakové zkoušky

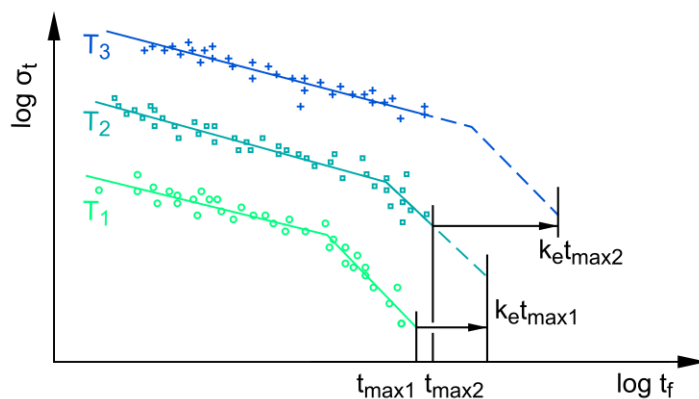
Výsledky hydrostatické tlakové zkoušky slouží v první řadě ke stanovení hodnoty dovoleného napětí, při kterém nedojde k porušení trubky mechanismem SCG za méně než 50 let při teplotě 20 °C. Vzhledem k tomu, že je nereálné změřit časy do porušení mechanismem SCG při teplotě 20 °C, provedou se hydrostatické tlakové zkoušky i za zvýšených teplot a dlouhodobé chování při 20 °C je určeno extrapolací výsledků pomocí tzv. *standardní extrapolační metody* stanovené normou ISO 9080 [11]. Hydrostatické tlakové zkoušky se provedou při několika teplotách (např. 80 °C, 60 °C a 20 °C) a při takovém obvodovém napětí ve stěně trubky, aby k porušení došlo do přibližně 10000 h. Norma [11] stanoví konkrétní podmínky pro potřebný počet a rozdělení výsledků v intervalu testovacích časů. Za těchto podmínek se při teplotě 20 °C objevují zpravidla pouze tvárná porušení, za vyšších teplot může (ale nemusí) být lokalizován přechod do oblasti kvazi-křehkého porušení.

Na takto získaná data je pak možné aplikovat standardní extrapolační metodu, která spočívá v proložení regresní křivky naměřenými daty a její následné extrapolaci do oblasti napětí a časů do porušení, které nebyly otestovány. Regresní křivka se prokládá zvláště oblastí tvárných porušení a zvláště oblastí kvazi-křehkých porušení, pokud je lokalizován zmíněný přechod. Rovnice křivky je následující [11, 21]:

$$\log t_f = \begin{cases} C_{11} + \frac{C_{12}}{T} + \left( C_{13} + \frac{C_{14}}{T} \right) \log \sigma_t & \text{pro tvárná porušení} \\ C_{21} + \frac{C_{22}}{T} + \left( C_{23} + \frac{C_{24}}{T} \right) \log \sigma_t & \text{pro křehká porušení} \end{cases} \quad (7)$$

kde  $t_f$  je čas do porušení,  $T$  (v K) je teplota, při které byla zkouška provedena,  $\sigma_t$  je obvodové napětí ve stěně trubky a  $C_{11}$ – $C_{24}$  jsou konstanty vypočtené metodou nejmenších čtverců při prokládání dat. Extrapolace výsledků zkoušek pro určitou teplotu  $T_2$  se provádí do určitého maximálního možného času  $t_{max2}$ , který se vypočte vynásobením maximálního dosaženého času  $t_{max1}$  při teplotě  $T_1$  extrapolacním faktorem  $k_e$ . Extrapolacní faktor se stanoví z tabulky na základě  $\Delta T = T_1 - T_2$ . Tabulka extrapolacních faktorů pro polyolefiny je uvedena v normě ISO 9080 [11] a byla stanovena na základě Arrheniovy rovnice. Extrapolace je schematicky znázorněna na Obr. 20.

Z extrapolovaných výsledků hydrostatických tlakových zkoušek je možné orientačně odhadnout životnost používané plastové trubky při známém zatížení trubky.



Obr. 20 – Schéma extrapolace výsledků hydrostatické tlakové zkoušky standardní extrapolací metodou podle ISO 9080

## 4.2 Stanovení životnosti na základě LELM

Přístupy *lineárně elastické lomové mechaniky* (LELM) se používají pro popis napjatosti tělesa s trhlinou, u jejíhož čela se vyskytuje pouze malá plastická oblast. Nejčastěji používanou koncepcí LELM je koncepce součinitele intenzity napětí. V této koncepci je napětíové pole před čelem trhliny v homogenním, izotropním, lineárně elastickém materiálu pospáno jediným parametrem – součinitelem intenzity napětí, který se značí  $K$  s indexy I, II nebo III. Indexy značí mód namáhání trhliny – mód I je otevírací, kdy působící napětí otevírá trhlinu ve směru kolmém na rovinu trhliny, módy II a III jsou smykové módy. [99, 100]

Součinitel intenzity napětí  $K_I$  pro těleso konečných rozměrů lze určit z rovnice

$$K_I = \sigma \sqrt{\pi a} Y \quad (8)$$

kde  $\sigma$  je nominální napětí působící v místě trhliny,  $a$  je délka trhliny,  $Y$  je tvarová funkce, která popisuje geometrii tělesa [100]. Analogicky ke kovovým materiálům, pro které byla tato koncepce vyvinuta, lze i u polymerních materiálů použít součinitel intenzity napětí k popisu pole napětí v okolí čela creepové trhliny, která se šíří mechanismem SCG, pokud je splněna podmínka malé plastické zóny před čelem trhliny [12, 26, 93, 99, 101, 102].

Stejně tak rychlost šíření trhliny mechanismem SCG závisí na součiniteli intenzity napětí podobně jako rychlost šíření únavové trhliny v kovových materiálech. Tato závislost má v logaritmických souřadnicích typický esovitý tvar schematicky vykreslený na Obr. 21 [12, 93]. Na této křivce lze vyznačit 3 oblasti s různou závislostí rychlosti šíření trhliny na součiniteli intenzity napětí [12]:

- *Oblast I – prahová oblast*

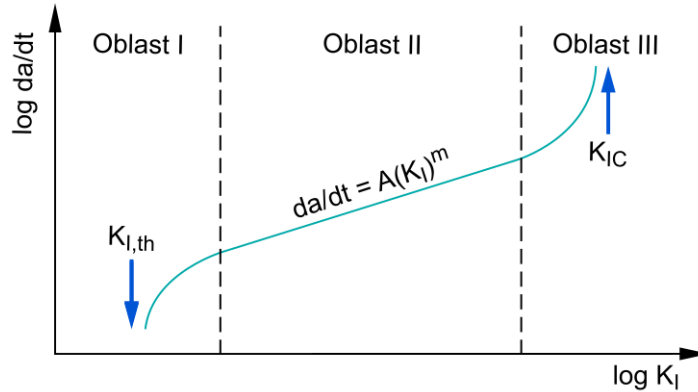
Hodnota součinitele intenzity napětí se pohybuje okolo prahové hodnoty  $K_{I,th}$ . Pokud je součinitel intenzity napětí menší než prahová hodnota, trhlina se nešíří.

- *Oblast II – oblast stabilního šíření*

Po překročení prahové hodnoty součinitele intenzity napětí a jeho dalšímu nárůstu přechází trhlina do stabilního šíření. Závislost rychlosti šíření lze popsat modifikovanou Paris-Erdoganovou rovnicí

$$\frac{da}{dt} = A(K_I)^m \quad (9)$$

kde  $da/dt$  je rychlost šíření trhliny,  $A$  a  $m$  jsou materiálové konstanty určené měřením rychlosti růstu trhliny na vzorcích (např. při CRB testu) a  $K_I$  je součinitel intenzity napětí. Modifikace rovnice spočívá v záměně původní rychlosti šíření únavové trhliny charakterizované jako  $da/dN$ . Creepová trhlina roste při konstantním zatížení, ve vyjádření rychlosti tedy nefiguruje přírůstek počtu cyklů  $dN$ , ale časový přírůstek  $dt$ .



Obr. 21 – Schematické znázornění křivky závislosti rychlosti šíření creepové trhliny na součiniteli intenzity napětí

- **Oblast III – oblast nestabilního šíření**

Trhlina postupně narůstá a když se součinitel intenzity napětí začne blížit hodnotě lomové houževnatosti  $K_{IC}$ , prudce se zvýší i rychlost šíření trhliny.

Pokud existuje pro daný materiál křivka závislosti rychlosti šíření trhliny na součiniteli intenzity napětí, pak lze integrací rovnice (9) vypočítat čas  $t_{SCG}$ , po který se trhlina šíří v trubce mechanismem SCG z určité počáteční délky  $a_{ini}$  do konečné délky  $a_{fin}$  [26, 93]. Kromě naměřené závislosti  $da/dt$  na  $K_I$  je také potřeba získat závislost součinitele intenzity napětí na délce šířící se trhliny v trubce. Tuto závislost je možné získat simulací šíření trhliny pomocí metody konečných prvků [12]. Pro případ eliptické trhliny šířící se v trubce zatížené vnitřním tlakem platí následující rovnice pro výpočet součinitele intenzity napětí [12]:

$$K_I = \frac{p_{int} d_n}{s} \sqrt{\pi a} Y \left( \frac{a}{s} \right) \quad (10)$$

kde  $p_{int}$  je vnitřní přetlak působící v trubce,  $d_n$  je nominální vnější průměr trubky,  $s$  je tloušťka stěny trubky,  $a$  je délka trhliny a  $Y(a/s)$  je tvarová funkce určená pomocí metody konečných prvků. Pro popsaný případ má tvar:

$$Y \left( \frac{a}{s} \right) = 0,3417 + 0,0588 \left( \frac{a}{s} \right) - 0,0319 \left( \frac{a}{s} \right)^2 + 0,1409 \left( \frac{a}{s} \right)^3 \quad (11)$$

Čas  $t_{SCG}$  je pak možné určit jako [93]

$$t_{SCG} = \frac{1}{A} \int_{a_{ini}}^{a_{fin}} \frac{1}{K_I^m} da \quad (12)$$

Vlastní šíření trhliny mechanismem SCG je však pouze část celkové životnosti plastové trubky. Podstatnou část životnosti tvoří čas iniciace trhliny  $t_{ini}$ , který není ve výpočtu zahrnut [26, 49, 93]. Celkový čas do porušení  $t_f$  plastové trubky je možné vyjádřit jako součet:

$$t_f = t_{ini} + t_{SCG} \quad (13)$$

Samotný čas  $t_{SCG}$  slouží jako konzervativní odhad životnosti plastové trubky.

Výhoda uvedené metodiky spočívá v její rychlosti. Závislost rychlosti růstu trhliny na součiniteli intenzity napětí, lze poměrně rychle získat pro daný materiál pomocí CRB testu (metodika je popsána dále), numerická simulace šíření trhliny v trubce a vlastní výpočet životnosti také nejsou časově náročné. Výhodou také je možnost simulovat různé faktory, které mohou působit na životnost trubky, a jejich kombinace.

#### 4.2.1 Zahnutí různých vlivů do výpočtu životnosti

Výše popsaná metodika byla doplněna o různé vlivy, které mění napjatost ve stěně trubky, a tím ovlivňují celkovou dobu šíření trhliny mechanismem SCG. V následujícím seznamu jsou uvedeny 3 vlivy, jejichž působení na životnost bylo řešeno v dostupné literatuře:

- *Vliv reziduálního napětí*

Životnost podstatně ovlivňuje reziduální napětí, které vzniká ve stěně trubky při výrobě. Tento vliv popsal již Williams v [34]. Korekci vztahu (10) tak, aby bylo zohledněno reziduální napětí, provedli autoři prací [103–105]. Pomocí numerické simulace šíření trhliny v trubce se zahrnutím reziduálního napětí byl sestaven následující vztah:

$$K_I = \frac{(p_{int} + p_{res})d_n}{s} \sqrt{\pi a} \cdot Y\left(\frac{a}{s}\right) \quad (14)$$

který se liší od vztahu (10) pouze tím, že k vnitřnímu tlaku  $p_{int}$  je přičtena hodnota korekčního tlaku  $p_{res}$ , která zohledňuje přítomnost reziduálního napětí. Tlak  $p_{res}$  se určí podle vztahu, který byl vytvořen na základě numerického modelování:

$$p_{res} = \frac{4}{3} \frac{\sigma_{tRES}}{(d_n - 2s)} s \quad (15)$$

kde  $\sigma_{tRES}$  je uvažovaná hodnota reziduálního napětí v obvodovém směru na vnitřním povrchu trubky. Tato hodnota může vycházet z experimentu nebo z kvalifikovaného odhadu.

- *Vliv lokálního bodového zatížení*

Polymerní trubky pro dopravu vody nebo plynu jsou zpravidla zakopány v zemi. Zakopání přináší riziko, že vnější stěna trubky se dostane do kontaktu s ostrým kamenem, který způsobí bodové přetížení vnějšího povrchu, což ve výsledku způsobí lokální zvýšení obvodového napětí na vnitřním povrchu v tomto místě. Nejhorším případem je, že se v takovém místě nachází trhlina, jejíž šíření je zvýšenou hodnotou obvodového napětí urychleno. Vlivem tohoto jevu na životnost se zabývá článek [106].

Podobným postupem jako při zahrnování vlivu reziduálních napětí byla stanovena korekce vztahu (10) z hlediska přítomnosti bodového zatížení. Korekce je provedena funkcí  $Z(SDR)$  a je použita také odlišná tvarová funkce  $Y(a/s)$ :

$$K_I = \frac{p_{int}d_n}{s} \sqrt{\pi a} \cdot Z(SDR) \cdot Y\left(\frac{a}{s}\right) \quad (16)$$

Korekční funkce závisí na poměru SDR (*standard dimension ratio*), což je poměr nominálního vnějšího průměru trubky k tloušťce stěny. Funkce  $Z(SDR)$  má tvar:

$$Z(SDR) = 0,15 \left( \frac{SDR}{10} \right)^2 - 0,72 \left( \frac{SDR}{10} \right) + 1,7 \quad (17)$$

Tvarová funkce pro tento případ má tvar:

$$Y \left( \frac{a}{S} \right) = 1,25 \left( \frac{a}{S} \right)^2 - 1,3 \left( \frac{a}{S} \right) + 0,9 \quad (18)$$

- *Vliv zatížení tíhou zeminy*

Na trubku zakopanou v zemi působí také vlastní tíha zeminy. Zatížení tíhou zeminy je důležité především v případě netlakových trubek, kde tvoří dominantní součást zatížení. Základní případ numerické simulace šíření trhliny v netlakové trubce zatížené tlakem zeminy je řešen v článku [107]. Konkrétní vliv na životnost však určen nebyl, ani nebyla zavedena obecnější korekce zohledňující zatížení tíhou zeminy do výpočtu životnosti. Zatížení tíhou zeminy je poměrně komplikované na výpočet vzhledem k velkému množství možných případů a vlastností zeminy.

#### 4.2.2 Postup určení rychlosti šíření trhliny pomocí CRB testu

Výše popsaný CRB test je skvělým nástrojem pro základní charakterizaci odolnosti trubkového materiálu proti porušení mechanismem SCG a s úpravami je možné ho použít i pro určení rychlosti šíření trhliny v daném materiálu. Úpravy se týkají především měření délky trhliny v průběhu testu a vyhodnocení naměřených dat.

Měření délky trhliny je realizováno pomocí 3 extenzometrů připevněných na obvodu CRB vzorku v místě vrubu. Extenzometry jsou rovnoměrně rozmístěny, takže úhel mezi jednotlivými polohami je vždy cca 120°. Extenzometry zaznamenávají otevření trhliny (*COD*) a to je přepočteno na poddajnost vzorku *C* dělením *COD* silou *F* působící na vzorek:

$$C = \frac{COD}{F} \quad (19)$$

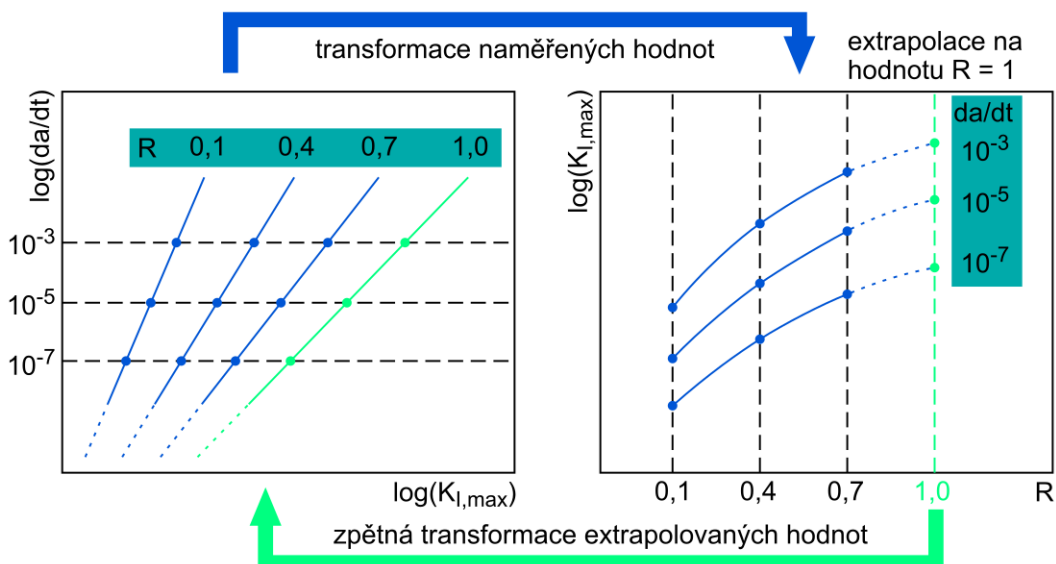
Poddajnost *C* je následně přepočtena na délku trhliny *a* pomocí předem změřené závislosti délky trhliny na poddajnosti na jiném typu vzorku, kde lze sledovat trhlínu přímo.

CRB vzorky jsou při testu zatíženy cyklickým zatížením, které je charakterizováno součinitelem asymetrie cyklu *R*, což je poměr minimální hodnoty součinitele intenzity napětí  $K_{I,min}$  ku maximální hodnotě  $K_{I,max}$  v průběhu cyklu:

$$R = \frac{K_{I,min}}{K_{I,max}} \quad (20)$$

Součinitel asymetrie cyklu může být vyjádřen i jako podíl minimálního a maximálního napětí v cyklu nebo minimální a maximální zatěžující síly. Při cyklickém zatížení je vždy  $R < 1$ , avšak rychlost šíření trhliny musí být stanovena pro statické zatížení, aby bylo možné ji použít pro výpočet životnosti trubky, která je zatížena staticky. Statické zatížení lze charakterizovat hodnotou  $R = 1$ . Rychlost šíření trhliny při statickém zatížení lze určit extrapolací z dat naměřených při cyklickém zatížení. Postup extrapolace je popsán v člancích [80, 93, 101]. Závislosti rychlosti šíření trhliny na součiniteli intenzity napětí jsou vyneseny do grafu a následně transformovány do jiného diagramu, kde  $K_I$  je funkcí *R* pro různé rychlosti šíření trhliny. Takto vzniklé křivky jsou extrapolovány, aby byla známa hodnota

$K_I$  při různých rychlostech  $da/dt$  pro  $R=1$ . Extrapolované hodnoty jsou transformovány zpět do původního diagramu, a tím je získána závislost  $da/dt$  na  $K_I$  pro statické zatížení (viz schéma na Obr. 22). V práci [25] je také popsáno testování popsané metodiky, kdy byla porovnána extrapolovaná závislost rychlosti šíření trhliny se skutečně změřenou rychlostí při statickém zatížení a bylo dosaženo dobré shody.



Obr. 22 – Schematické znázornění extrapolace dat z CRB testů při různých asymetriích cyklů do oblasti statického zatížení, podle [101]

## 4.3 Ostatní používané metody

Výše popsaného způsobu určení životnosti na základě výsledků CRB testu se bude týkat i část této dizertační práce. V literatuře lze ale najít i jiné přístupy k výpočtovému určení životnosti plastových trubek. Pro úplnost jsou uvedeny v následujícím textu.

### 4.3.1 Stanovení životnosti na základě výsledků PENT testu (Brown)

Brown ve své práci [108] popisuje postup, kterým lze určit životnost plastové trubky na základě času do porušení změřeného při PENT testu daného materiálu. Postup je založen na vyjádření času do porušení mechanismem SCG v polyethylenu, který je (podle [57, 109]):

$$t_{SCG} = R_{SCG} K_I^{-n} e^{\frac{Q_a}{R_g T}} \quad (21)$$

kde  $t_{SCG}$  je čas do porušení mechanismem SCG,  $R_{SCG}$  je konstanta vyjadřující odolnost materiálu proti růstu trhliny mechanismem SCG,  $K_I$  je součinitel intenzity napětí,  $n$  je konstanta pro daný materiál (pro PE  $n=3$ ),  $Q_a$  je aktivační energie (obvykle v rozmezí 85 až 110 kJ/mol v závislosti na materiálu),  $R_g$  je plynová konstanta a  $T$  je teplota v Kelvinech.

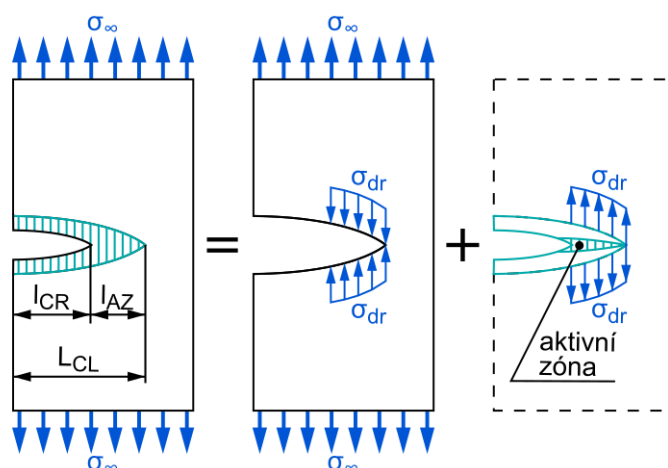
Odolnost materiálu proti růstu trhliny mechanismem SCG  $R_{SCG}$  lze určit pomocí času do porušení při PENT testu,  $t_{PENT}$ . Dosadí-li se hodnota změřeného  $t_{PENT}$  do rovnice (21), je možné vyjádřit  $R_{SCG}$ , neboť součinitel intenzity napětí pro vzorek, teplota a konstanty, které souvisí s materiálem, jsou známy. Takto určená odolnost proti růstu trhliny pak umožňuje použít rovnici (21) pro výpočet času do porušení  $t_{SCG}$  skutečné trubky s uvažovaným defektem nebo již rostoucí trhlinou. Je však potřeba znát nebo vypočítat součinitel intenzity napětí pro uvažovaný defekt.

### 4.3.2 Teorie vrstvy s trhlinou (Chudnovsky)

Chudnovsky vyvinul metodu výpočtu životnosti, která je založena na fyzikálním popisu dějů probíhajících při šíření trhliny mechanismem SCG. Metoda je poměrně komplikovaná a v této části je uveden pouze velmi stručný a zjednodušený popis založený na Chudnovského pracích [21, 52, 55], které obsahují princip a podrobné odvození základních vztahů. Popis konkrétní aplikace metody je uveden v pracích [110–112].

Proces růstu trhliny mechanismem SCG byl již popsán v předchozím textu. Před trhlinou rostoucí mechanismem SCG se nachází procesní zóna (někdy také aktivní zóna), ve které dochází k přetváření základního materiálu do formy vysoce tažených fibril. Vlastní trhlina pak vzniká a šíří se porušováním těchto fibril, povrchy trhliny jsou tvořeny přerušenými vlákny taženého základního materiálu. Při rozšíření trhliny se rozšíří i vlastní aktivní zóna.

Teorie vrstvy s trhlinou je založena na popisu Gibbsovy energie tělesa zatíženého nominálním tahem  $\sigma_\infty$ , které obsahuje rostoucí trhlinu. Vrstva tvaru klínu (celkové délky  $L_{CL}$ ) skládající se z trhliny (délky  $l_{CR}$ ) a aktivní zóny s přetvořeným materiálem (délky  $l_{AZ}$ ) je uvolněna od zbytku tělesa zavedením reakce  $\sigma_{dr}$  na hranicích aktivní zóny (viz Obr. 23).



Obr. 23 – Schematické znázornění uvolnění vrstvy s trhlinou, podle [110]

Pak je možné vyjádřit celkovou Gibbsovu energii jako součet Gibbsovy energie tělesa bez trhliny a energie aktivní zóny a vlastní trhliny. Z celkové Gibbsovy energie jsou jako parciální derivace vyjádřeny hnací síla trhliny  $X^{CR}$  a hnací síla aktivní zóny  $X^{AZ}$ . Proces růstu trhliny je nakonec vyjádřen jako soustava obyčejných diferenciálních rovnic pro rychlost růstu trhliny  $\dot{l}_{CR}$  a aktivní zóny  $\dot{l}_{AZ}$

$$\begin{aligned} \dot{l}_{CR} &= k_{CR}X^{CR}, \text{ pokud } X^{CR} \geq 0 \quad \text{a} \quad \dot{l}_{CR} = 0, \text{ pokud } X^{CR} < 0 \\ \dot{l}_{AZ} &= k_{AZ}X^{AZ}, \text{ pokud } X^{AZ} \geq 0 \quad \text{a} \quad \dot{l}_{AZ} = 0, \text{ pokud } X^{AZ} < 0 \end{aligned} \quad (22)$$

kde  $k_{CR}$  a  $k_{AZ}$  jsou kinetické koeficienty trhliny a aktivní zóny. Soustava se jeví jednoduchá, ale vzhledem k tomu, že hnací síly trhliny jsou nelineárními funkcemi, jedná se o nelineární soustavu, jejíž řešení je možné obdržet pouze numericky. Použitím těchto rovnic je možné vypočítat průběh růstu trhliny ve vzorku až do okamžiku porušení vzorku, kdy  $\dot{l}_{CR} \rightarrow \infty$  a  $\dot{l}_{AZ} \rightarrow \infty$ .

Velkou výhodou uvedené metody je, že vystihuje fyzikální princip šíření trhliny mechanismem SCG. Lze dosáhnout poměrně přesného popisu šíření trhliny a zároveň dobré shody s experimenty. Nevýhodou však je její omezená aplikace (zatím pouze na 2D a jednoduché 3D aplikace) a také její značná náročnost na provedení. K úspěšnému výpočtu životnosti řešením soustavy rovnic (22) je potřeba

ještě výpočet lomově-mechanických parametrů (především součinitele intenzity napětí) pro řešený problém pomocí metody konečných prvků a také několik měření růstu trhliny a chování aktivní zóny v daném materiálu pomocí experimentů na specificky upravených vzorcích typu CT (*Compact Tension*). Pomocí těchto měření jsou stanoveny kinetické koeficienty a další parametry charakterizující chování fibril v aktivní zóně.

# 5 Formulace cílů práce

Na základě provedené rešerše lze určit problémy, jejichž řešením se má dizertační práce zabývat, a následně formulovat konkrétní cíle, jichž má být dosaženo.

## 5.1 Formulace problému

Z předchozí rešeršní části práce vyplývá, že reziduální napětí je v polymerních trubkách důležitým faktorem, který je nezbytné detailně popsat a počítat s ním.

Z hlediska vlivu na životnost trubky je nejdůležitější obvodové reziduální napětí. Experimentální metoda, kterou lze zjistit co nejpřesnější tvar rozdělení obvodového reziduálního napětí ve stěně trubky, musí být dostatečně jednoduchá a rychlá, aby mohla být používána i v praxi. Metody publikované v literatuře spočívají zejména v měření deformace kruhových vzorků odříznutých z trubky s předpokladem lineárního rozložení napětí po stěně trubky. Výsledná rozložení reziduálního napětí získaná tímto postupem zpravidla přeceňují velikost reziduálních napětí na vnitřní stěně trubky, zatímco podceňují velikost reziduálního napětí na vnější stěně trubky. Proto je jedním z hlavních cílů dizertační práce zjednodušení metodiky určování skutečného rozdělení obvodových reziduálních napětí při současném zachování jednoduchosti provedení experimentálního testu.

Znalost celkového stavu reziduálních napětí ve stěně trubky vyžaduje také určení axiálního reziduálního napětí, o kterém je však v dostupné literatuře poměrně málo informací. Jedním z cílů tedy také musí být popis axiálního reziduálního napětí a jejich vlivu na celkovou napjatost ve stěně trubky.

Reziduální napětí má vliv na životnost trubky, neboť ovlivňuje rychlost šíření creepových trhlin ve stěně trubky. Dizertační práce se bude také zabývat kvantifikací vlivu reziduálních napětí na životnost trubek. Za tím účelem je potřeba modelovat šíření trhliny v trubce za podmínek hydrostatické tlakové zkoušky a za přítomnosti reziduálních napětí. Stejným způsobem bude zkoumán i vliv zatížení od zeminy nebo přídatného zatížení od vozovky, tak aby bylo možno odhadnout životnost potrubí i v reálných provozních podmínkách.

Protože parametry popisující rychlost pomalého šíření trhliny se stanovují pomocí zrychlených zkoušek polymerních materiálů (zejména pomocí CRB testu) je třeba kvantifikovat vliv reziduálního napětí na výsledky těchto testů v případech, kdy jsou experimentální tělesa vyrobena přímo ze stěny trubky.

## 5.2 Cíle dizertační práce

Cíle dizertační práce lze shrnout do následujících bodů:

1. *Detailní popis reziduálního napětí ve stěně polymerní trubky*

Na základě komplexních experimentů popsat průběh a velikost reziduálního napětí v polymerních trubkách a porovnat tyto výsledky s literaturou.

2. *Zjednodušení metodiky určování reziduálního napětí*

Zjednodušit dostupnou metodiku určení obvodového reziduálního napětí (toto napětí je nejdůležitější pro následný odhad životnosti) tak, aby bylo možné použít k relativně přesnému odhadu obvodového reziduálního napětí pouze jeden vzorek.

3. *Kvantifikace vlivu reziduálního napětí na životnost trubky*

Zavést zjištěné reziduální napětí do výpočtů životnosti polymerní trubky a modelovat tak hydrostatický tlakový test.

4. *Stanovení vlivu provozních zatížení na životnost trubky*

Zohlednit externí zatížení ve výpočtu životnosti polymerní trubky, se zaměřením na vnější zatížení od zeminy nebo přídatné zatížení od vozovky nad potrubím.

5. *Posouzení vlivu reziduálního napětí na výsledky zrychlených zkoušek polymerních materiálů*

Porovnání skutečných výsledků zrychlených testů se simulacemi metodou konečných prvků s cílem stanovit vliv reziduálních napětí na výsledky těchto zkoušek.

# 6 Reziduální napětí v plastových trubkách

Řešení prvních tří cílů dizertační práce je popsáno v této kapitole. První část se věnuje detailnímu popisu reziduálního napětí ve stěně polymerních trubek. Detailně je popsáno provedení a vyhodnocení experimentů zaměřených na určení obvodového a axiálního reziduálního napětí. Na tuto část navazuje popis zjednodušení metodiky určení obvodového reziduálního napětí. V poslední části je vyhodnocen vliv reziduálního napětí na životnost trubky.

Řešení problematiky určování reziduálního napětí a jeho vlivu na životnost bylo publikováno v článkách [I] a [II].

## 6.1 Určení obvodového reziduálního napětí

K experimentálnímu zjištění obvodového reziduálního napětí byla použita metoda rozříznutých kroužků. Tato metoda byla zvolena kvůli snadné proveditelnosti a nenáročnosti na vybavení. Experiment byl proveden nejprve na sérii 8 polypropylenových trubek různých rozměrů ze stejného materiálu *Vestolen P9421*, což je typ náhodného kopolymeru polypropylenu vyráběný firmou *Sabici*. Při těchto experimentech byla ustanovena metodika vyhodnocení experimentu na základě teorie ohybu silně zakřiveného prutu. Stejný experiment byl poté proveden ještě na jedné polyetylenové trubce z materiálu *Borstar HE3490*, což je trubkový polyetylen z kategorie PE100 od firmy *Borealis*. Specifikace trubek použitých v experimentech je přehledně uvedena v tabulce 2. Každá trubka je jednoznačně určena svým nominálním vnějším průměrem  $d_n$  a poměrem *SDR* (*standard dimension ratio*), a tyto parametry také budou v dalším textu používány k označení jednotlivých trubek v legendách grafů i jinde (např. *63SDR11*).

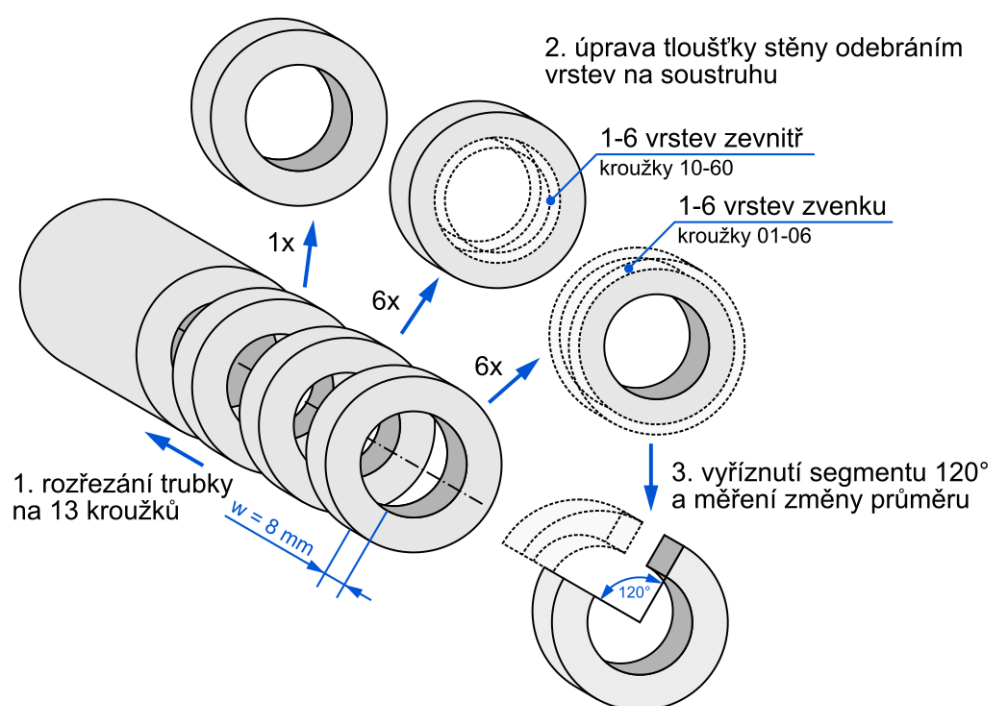
*Tabulka 2 – Specifikace trubek použitých v experimentech za účelem zjištění obvodového reziduálního napětí,  $d_n$  je nominální vnější průměr trubky,  $s$  je tloušťka stěny trubky*

#	$d_n$ [mm]	<i>SDR</i> [mm]	$s$ [mm]	typ materiálu
1	32	7,4	4,4	PP-R
2	40	11	3,7	PP-R
3	40	7,4	5,5	PP-R
4	40	6	6,7	PP-R
5	63	11	5,8	PP-R
6	63	7,4	8,6	PP-R
7	63	6	10,5	PP-R
8	110	7,4	15,1	PP-R
9	160	11	14,6	PE100

### 6.1.1 Popis provedení experimentu

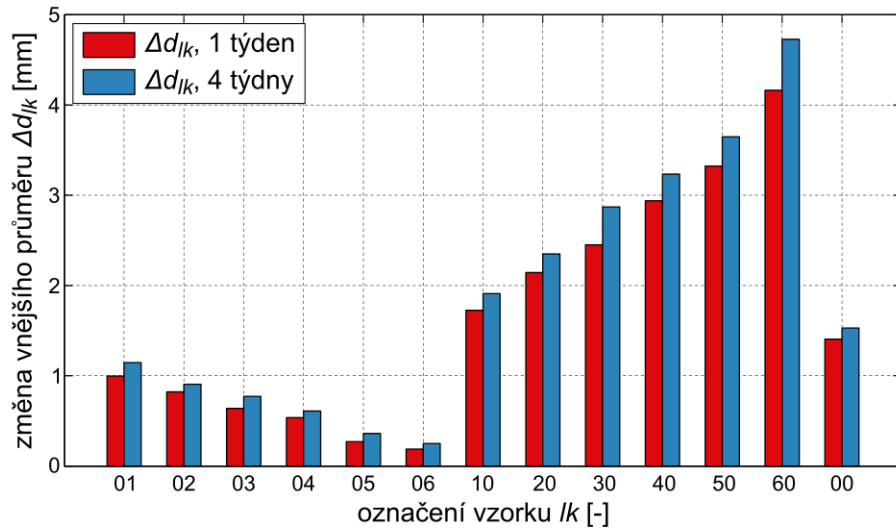
Z každé trubky bylo vyrobeno 13 kroužků axiální tloušťky 8 mm. Každému z těchto kroužků byla upravena tloušťka stěny ubíráním vrstev materiálu buď z vnitřního, nebo z vnějšího povrchu. Odebrání vrstev materiálu bylo provedeno na soustruhu. Aby při obrábění nedošlo k přílišnému zahřátí a tím ovlivnění napjatosti ve vzorku, odebrání probíhalo pomalu a za intenzivního chlazení.

Vrstvou je zde míněna 1/10 původní tloušťky stěny trubky. Šesti vzorkům bylo odebráno 1 až 6 vrstev z vnitřního povrchu, dalším šesti bylo odebráno 1 až 6 vrstev z vnějšího povrchu, jeden vzorek byl ponechán bez úprav. Příprava vzorků je schematicky znázorněna na Obr. 24. Pro lepší orientaci ve výsledcích měření při vyhodnocování experimentu byl každý vzorek označen číslem  $lk$ , kde  $l$  je počet vrstev odebraných z vnitřního povrchu a  $k$  je počet vrstev odebraných z vnějšího povrchu.



Obr. 24 – Schéma přípravy a označení vzorků pro měření deformací rozříznutých kroužků

Následně byl změřen vnější průměr vzorků. K měření byl použit mikroskop NIKON MM-60 s posuvným měřicím stolcem. Po změření vnějšího průměru byly vzorky rozříznuty v axiálním směru. Z každého vzorku byl vyříznut segment odpovídající zhruba 120°. To umožnilo uvolnění reziduálního napětí a deformaci vzorku. Vnější průměr byl znovu změřen stejným způsobem po 1 a 4 týdnech v případě PP trubek a po 1, 2 a 8 týdnech v případě PE trubky. Byla stanovena změna průměru kroužku  $\Delta d_{lk}$  (index  $lk$  označuje konkrétní vzorek). Příklad naměřených hodnot vzorků z trubky 63SDR6 je na Obr. 25.



Obr. 25 – Sloupcový graf změn průměru  $\Delta d_{lk}$  změřených na kroužcích z trubky 63SDR6 po různě dlouhé době od rozříznutí kroužků

### 6.1.2 Metodika vyhodnocení experimentu

Metodika výpočtu obvodového reziduálního napětí ze změřených změn průměru je založena na teorii ohybu silně zakřiveného prutu, jak je popsána v [113].

Jsou-li vzorky považovány za silně zakřivené pruty, pak celkovou změnu poloměru jednoho vzorku označeného číslem  $lk$  je možné vyjádřit pomocí celkového ohybového momentu  $M_{B,lk}$  působícího na daný vzorek:

$$\frac{1}{R_{d,lk}} - \frac{1}{R_{n,lk}} = \frac{M_{B,lk}}{E_r(t) \cdot S_{lk} \cdot e_{lk} \cdot R_{lk}} \quad (23)$$

a ohybový moment působící deformaci je tedy

$$M_{B,lk} = \frac{(R_{n,lk} - R_{d,lk}) \cdot E_r(t) \cdot S_{lk} \cdot e_{lk}}{R_{d,lk}} \quad (24)$$

kde  $R_{n,lk}$  je poloměr neutrální plochy nedeformovaného vzorku,  $R_{d,lk}$  je poloměr neutrální plochy deformovaného vzorku (rozdíl těchto poloměrů je tedy polovina změřené změny průměru daného vzorku  $(R_{n,lk} - R_{d,lk}) = \Delta d_{lk}/2$ ),  $E_r(t)$  je časově závislý relaxační modul materiálu,  $S_{lk}$  je plocha příčného průřezu vzorku a  $e_{lk}$  je vzdálenost neutrální plochy od střednice.

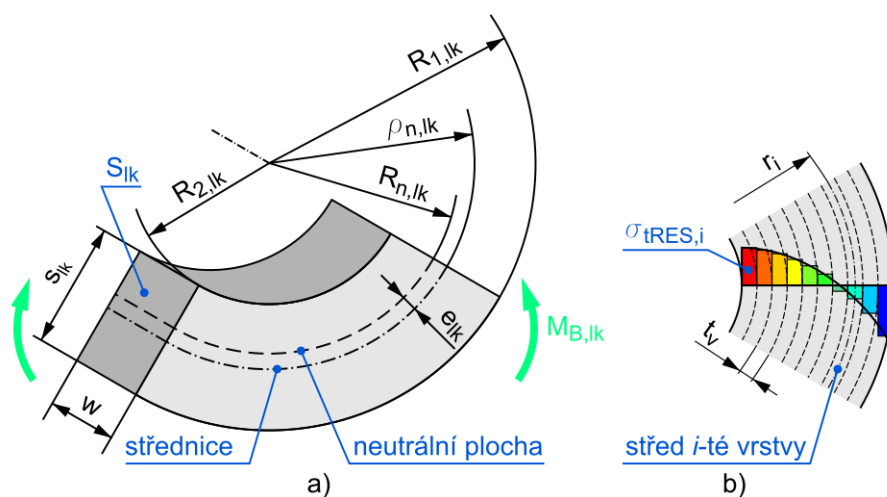
Poloměr neutrální plochy vzorku se vypočte z rozměrů daného vzorku jako

$$R_{lk} = \frac{s_{lk}}{\ln \frac{R_{1,lk}}{R_{2,lk}}} \quad (25)$$

kde  $s_{lk}$  je tloušťka stěny vzorku (myšleno v radiálním směru),  $R_{1,lk}$  je vnější poloměr vzorku,  $R_{2,lk}$  vnitřní. Vzdálenost neutrální plochy od střednice se vypočte jako rozdíl poloměru neutrální plochy  $R_{lk}$  a poloměru střednice  $\rho_{lk}$

$$e_{lk} = \rho_{lk} - R_{n,lk} \quad (26)$$

Označení použitých rozměrů je znázorněno ve schématu části vzorku na Obr. 26a.



Obr. 26 – Schéma části vzorku s vyznačením rozměrů (a) a schéma rozdělení vzorku do vrstev (b)

Aby bylo možné pokračovat s vyhodnocením reziduálního napětí, je nutné považovat vzorky za pruty skládající se z určitého počtu vrstev stejné tloušťky (viz Obr. 26b). Tloušťka jedné vrstvy je označena  $t_v$  a shoduje se s tloušťkou vrstev materiálu odebíraných na soustruhu při přípravě vzorků, je to 1/10 původní tloušťky stěny trubky. Vrstvy jsou očíslovány indexem  $i$  jdoucím od 1 do 10 ve směru od vnitřního povrchu směrem k vnějšímu. Je uvažováno, že každé vrstvě přísluší určitá konstantní složka obvodového reziduálního napětí  $\sigma_{tRES,i}$ , která způsobuje dílčí ohybový moment  $M_i$ , který přispívá k celkovému ohybovému momentu  $M_{B,lk}$  působícímu na vzorek. Celkový ohybový moment je pak součtem dílčích ohybových momentů, což lze vyjádřit rovnicí

$$M_{B,lk} = \sum_{i=1}^{10} M_i \quad (27)$$

kde každý dílčí moment  $M_i$  závisí na velikosti příslušné složky obvodového reziduálního napětí  $\sigma_{tRES,i}$  a lze jej vypočítat jako

$$M_i = \sigma_{tRES,i} \cdot t_v \cdot w \cdot (R_{n,lk} - r_i) \quad (28)$$

kde  $t_v$  je tloušťka jedné vrstvy,  $w$  je axiální rozměr vzorků (8 mm) a  $r_i$  je poloha středu jedné vrstvy vyjádřená jako poloměr. Hodnota obvodového reziduálního napětí  $\sigma_{tRES,i}$  je uvažována konstantní v každé vrstvě (viz Obr. 26b). Při deseti vrstvách to znamená, že je potřeba určit 10 neznámých hodnot  $\sigma_{tRES,i}$ . Dosazením rovnice (28) do rovnice (27) pro každý vzorek vznikne soustava 13 rovnic o 10 neznámých. Složky napětí od odebraných vrstev jsou v soustavě považovány za nulové. K této soustavě je nutné ještě přidat podmínku rovnováhy, kterou musí průběh obvodového reziduálního napětí splňovat, a to

$$\sum_{i=1}^{10} \sigma_{tRES,i} = 0 \quad (29)$$

Použitím schematického maticového zápisu může být soustava rovnic zapsána následujícím způsobem

$$\begin{bmatrix} 14 \times 10 \\ t_v \cdot w \cdot (R_{n,lk} - r_i) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} 10 \times 1 \\ \sigma_{tRES,i} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 14 \times 1 \\ M_{B,lk} \end{bmatrix} \quad (30)$$

Tato soustava je tzv. *přeurčená* a je nutné ji řešit numericky. Výsledkem je 10 diskrétních hodnot obvodového reziduálního napětí získaných pro každou sadu 13 vzorků. Tyto hodnoty jsou proloženy exponenciální křivkou. Vyhodnocení je provedeno jak z hodnot změn průměru naměřených po 1 týdnu, tak z hodnot naměřených po 4 týdnech, respektive po 2 a 8 týdnech v případě PE trubky. Čas je zohledněn poklesem hodnoty relaxačního modulu  $E_r(t)$ .

Hodnoty časově závislého modulu  $E_r(t)$  použité pro vyhodnocení měření na kroužcích z PP trubek ve zde popisovaném experimentu byly odečteny v grafech v normě ČSN EN 1778 [114].

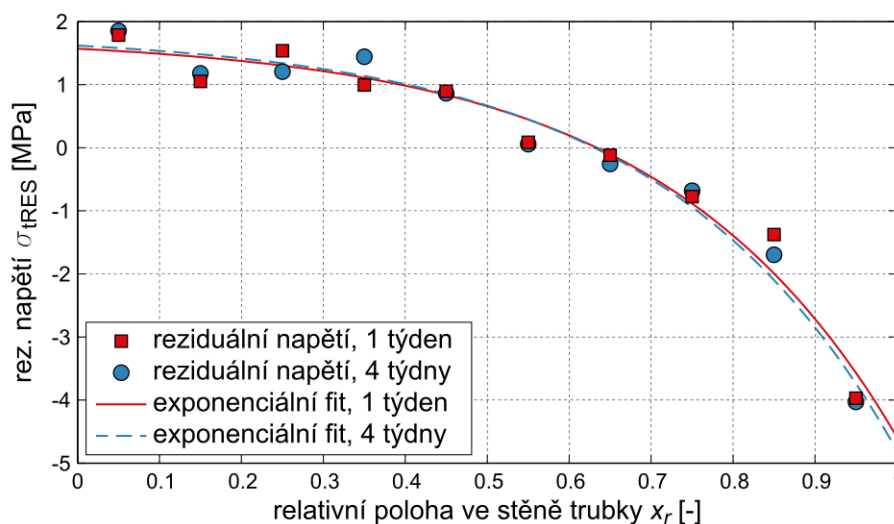
Pro vzorky z PE trubky vycházely hodnoty modulů z relaxační zkoušky provedené v Polymer Institutu Brno. Z naměřených dat musely být hodnoty modulů extrapolovány a rozdíly mezi moduly pro 1, 2 a 8 týdnů byly nepatrné. Proto byla pro všechny tyto časy použita stejná hodnota modulu. Použité hodnoty modulů pro PP a PE trubky jsou uvedeny v tabulce 3.

Tabulka 3 – Hodnoty modulů  $E(t)$  v MPa použité k vyhodnocení měření deformace kroužků z PP a PE trubek

$E(t)$ [MPa]	1 týden	2 týdny	4 týdny	8 týdnů
PP	390	-	370	-
PE	274	274	-	274

Příklad výsledného průběhu pro PP trubku 63SDR6 je na Obr. 27. Aby bylo možné porovnat průběhy obvodového reziduálního napětí v trubkách různých rozměrů, byla k vykreslení průběhu použita relativní poloha ve stěně trubky označená  $x_r$  a definovaná jako

$$x_r = \frac{r_i - R_{2,lk}}{s_{lk}} \quad (31)$$



Obr. 27 – Graf průběhu napětí vypočteného z deformací vzorků z trubky 63SDR6

### 6.1.3 Ověření metodiky vyhodnocení

Metodika vyhodnocení postavená na teorii ohybu silně zakřiveného prutu byla navržena za účelem co nejjednoduššího vyhodnocení provedených měření. Ověření správnosti této metodiky bylo provedeno dvěma způsoby. Experiment byl kromě metody založené na teorii ohybu silně zakřiveného prutu

vyhodnocen také metodou navrženou pro stejný typ experimentu Williamsem v [34], která je založena na popisu napjatosti ve válcovém tělese. Druhým způsobem ověření byla numerická simulace chování vzorků s reziduálním napětím pomocí metody konečných prvků. Obě ověřovací procedury jsou dále popsány.

### 6.1.3.1 Vyhodnocení experimentu podle Williamse

Metodika vyhodnocení experimentu s měřením deformace rozříznutých kroužků s předem upravenou tloušťkou stěny navržená Williamsem je založena na matematickém popisu napjatosti ve válcovém tělese. Vychází z předpokladu, že obvodová a radiální složka napětí jsou popsány rovnicí rovnováhy

$$\frac{d\sigma_r}{dr} + \frac{\sigma_r + \sigma_t}{r} = 0 \quad (32)$$

a Lamého rovnicemi

$$\sigma_r = A_1 - \frac{A_2}{r^2}, \sigma_t = A_1 + \frac{A_2}{r^2} \quad (33)$$

kde  $\sigma_r$  je radiální napětí,  $\sigma_t$  je obvodové napětí a  $A_1, A_2$  jsou konstanty. Odebráním vrstev materiálu na soustruhu dojde ke změně v okrajových podmínkách. Tento předpoklad vede k rovnici popisující rozložení obvodového napětí

$$\sigma_{tRES} = \frac{E_r(t)}{12\pi \cdot R_2^2} \left[ 4s_{0k}\delta + s_{0k}^2 \frac{d\delta}{ds} + 2 \int \delta ds \right] + \sigma_c \quad (34)$$

kde  $\sigma_c$  je konstanta, kterou je možné vyjádřit z podmínky rovnováhy,  $R_2$  je vnitřní poloměr trubky,  $s_{0k}$  označuje tloušťku stěny vzorku a  $\delta$  je funkce popisující závislost obvodové deformace vzorku na tloušťce stěny vzorku, která se získá proložením naměřených změn průměru  $\delta_{0k}$  definovaných jako

$$\delta_{0k} = \pi(d_{1,0k} - d_{1d,0k}) \quad (35)$$

kde  $d_{1,0k}$  je vnější průměr vzorku a  $d_{1d,0k}$  je jeho průměr po deformaci. Rovnici (34) je možné takto vyjádřit pouze pro případy, kdy platí, že poměr tloušťky stěny vzorku ku jeho vnitřnímu poloměru je mnohem menší než 1 ( $s_{0k}/R_{2,0k} \ll 1$ ), tedy když je stěna vzorků tenká.

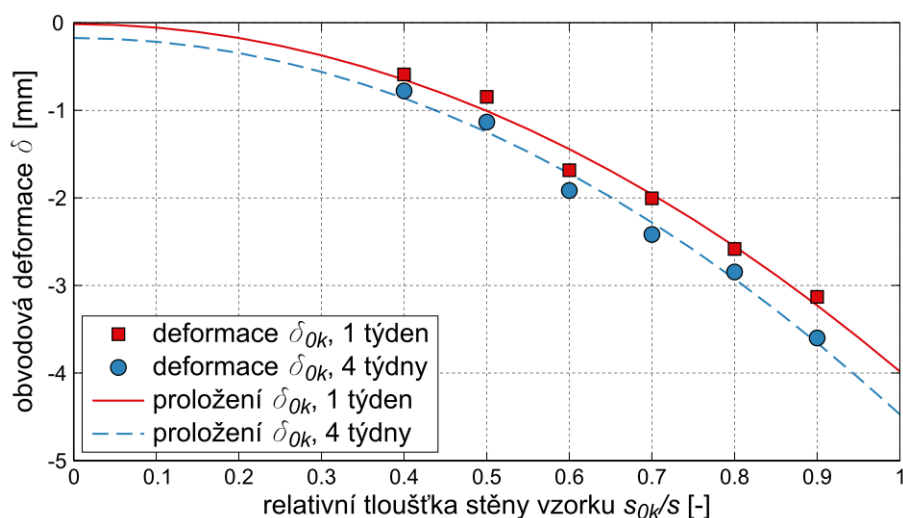
Při vyhodnocení průběhu reziduálního napětí jsou nejprve změny průměru proloženy kvadratickou funkcí relativní tloušťky stěny vzorku  $s_{0k}/s$

$$\delta \left( \frac{s_{0k}}{s} \right) = b_0 + b_1 \left( \frac{s_{0k}}{s} \right) + b_2 \left( \frac{s_{0k}}{s} \right)^2 \quad (36)$$

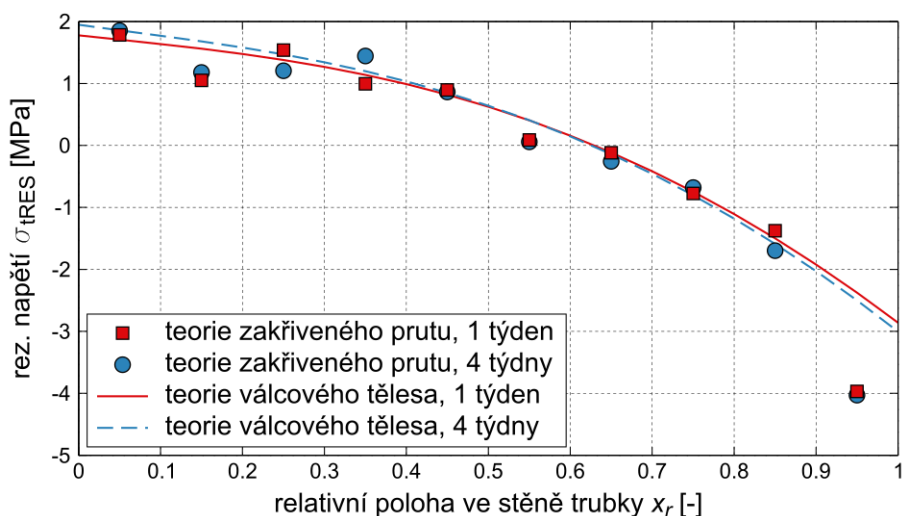
kde  $s_0$  je původní tloušťka stěny trubky a  $b_0, b_1, b_2$  jsou konstanty. Tato funkce se následně dosadí do rovnice (34), což umožní vyjádření průběhu obvodového reziduálního napětí. V případě, že není splněna podmínka  $s_{0k}/R_{2,0k} \ll 1$ , je nutné výsledné reziduální napětí vynásobit korekčním faktorem  $f$  daným rovnicí

$$f = \frac{\left( 1 + \left( \frac{s_{0k}}{2R_{2,0k}} \right) \right)}{\left( 1 + \left( \frac{s_{0k}}{R_{2,0k}} \right) \right)^2} \quad (37)$$

Rovnice (34) v tomto tvaru může být použita pouze pro vyhodnocení vzorků připravených odebráním vrstev z vnějšího povrchu. Pro vzorky, jejichž stěna byla upravena na vnitřním povrchu, je nutné použít mírně odlišný postup, který zde není uveden a nebyl ani aplikován. Všechny indexy ve výše uvedených rovnicích mají formu  $0k$ , protože se týkají pouze vzorků obroběných z vnějšku.



Obr. 28 – Graf proložení závislosti obvodové deformace kroužku na relativní tloušťce stěny kroužku



Obr. 29 – Porovnání průběhů napětí získaných pomocí teorie silně zakřiveného prutu a teorie válcového tělesa

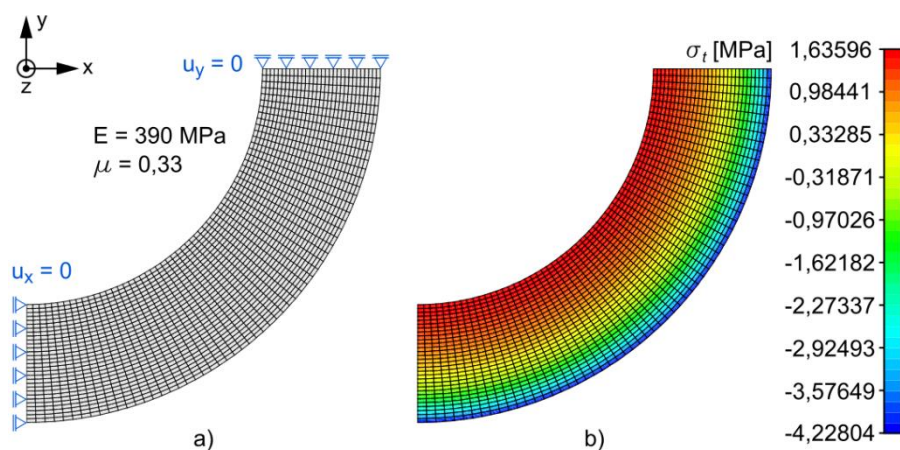
Vyhodnocení naměřených změn průměru bylo aplikováno na naměřené hodnoty vzorků z trubky 63SDR6. Na Obr. 28 je proložení závislosti obvodové deformace na relativní tloušťce stěny kvadratickou funkcí a na Obr. 29 pak obdržené obvodové reziduální napětí vyhodnocené z deformací vzorků naměřených po 1 a 4 týdnech. Výsledné průběhy jsou porovnány s hodnotami obvodového reziduálního napětí z předchozího vyhodnocení pomocí teorie silně zakřiveného prutu. Oběma metodami bylo dosaženo podobného průběhu.

### 6.1.3.2 Numerická simulace experimentu

Druhým způsobem ověření správnosti použité metodiky bylo modelování deformace vzorků pomocí metody konečných prvků. Metodou konečných prvků byl simulován celý experiment s tím, že do

modelu vzorků byl vložen předem známý průběh obvodového reziduálního napětí. Z numericky vypočtené deformace (změny průměru) těchto modelů byl poté pomocí metodiky založené na teorii silně zakřiveného prutu vypočten průběh napětí a porovnán s původně vloženým. Tato simulace byla provedena pouze pro polypropylenové trubky, později při experimentech s polyetylenovou trubicou již znovu prováděna nebyla.

Nejprve byl vytvořen čtvrtinový 2D model plného nerozříznutého kroužku, který sloužil k vyzkoušení zvolené metody zavedení reziduálního napětí. Model byl vytvořen v softwaru ANSYS, použity byly prvky typu PLANE183 s podmínkou rovinné napjatosti, model materiálu lineárně elastický (Youngův modul  $E = 390$  MPa, Poissonovo číslo  $\mu = 0,33$ ), izotropní. Schéma modelu, síť, parametry modelu materiálu a aplikované okrajové podmínky jsou na Obr. 30.



Obr. 30 – Síť a okrajové podmínky čtvrtinového modelu (a) a výsledné obvodové napětí po zavedení průběhu proměnného součinitele délkové teplotní roztažnosti (b)

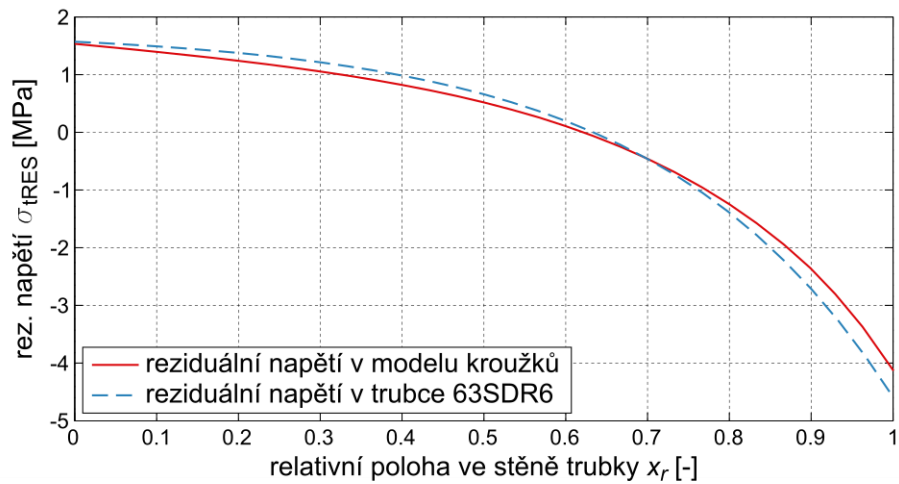
Zavedení reziduálního napětí bylo dosaženo definicí proměnného koeficientu teplotní roztažnosti  $\alpha$  po tloušťce stěny kroužku. Průběh koeficientu teplotní roztažnosti byl definován jako exponenciální funkce relativní polohy  $x_r$  ve stěně kroužku, která vyvolá v kroužku obvodové napětí odpovídající požadovanému reziduálnímu. Rovnice koeficientu teplotní roztažnosti má tvar

$$\alpha(x_r) = c_{a1} e^{c_{a2} x_r} \quad (38)$$

kde  $c_{a1}$  a  $c_{a2}$  jsou konstanty. Použité hodnoty, pomocí kterých bylo dosaženo ve vzorku stejného průběhu reziduálního napětí, jaké vyšlo při vyhodnocení experimentu, jsou následující:

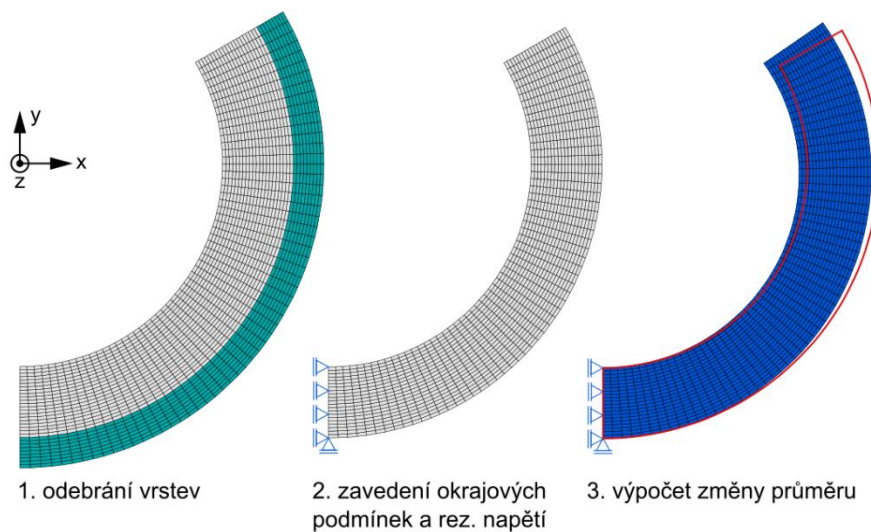
- $c_{a1} = -0,142 \times 10^{-5}$
- $c_{a2} = 3,55$

Porovnání průběhu získaného vyhodnocením změřených deformací a průběhu vloženého do modelu kroužku je na Obr. 31. Průběhy se s dostatečnou přesností shodují.



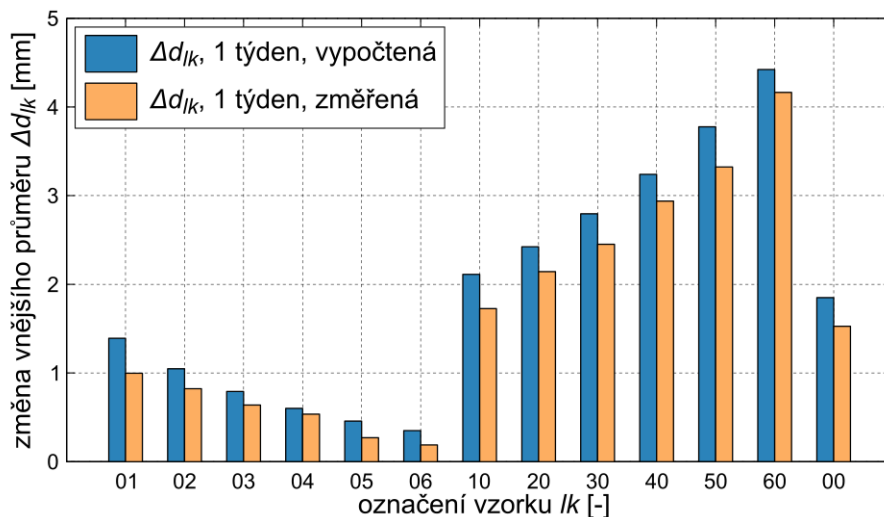
Obr. 31 – Porovnání průběhu obvodového reziduálního napětí zavedeného do modelu kroužků s průběhem určeným pro trubku 63SDR6

Po zkoušce způsobu zavedení reziduálního napětí byly vytvořeny modely rozříznutých kroužků o různé tloušťce stěny s využitím poloviční symetrie. Použité prvky i model materiálu a způsob zavedení reziduálního napětí byly shodné s předchozím čtvrtinovým modelem. Moduly použité v lineárně elastickém modelu materiálu se shodovaly s moduly uvedenými v tabulce 3. Schéma tvorby polovičního modelu a znázornění použitých okrajových podmínek je na Obr. 32.



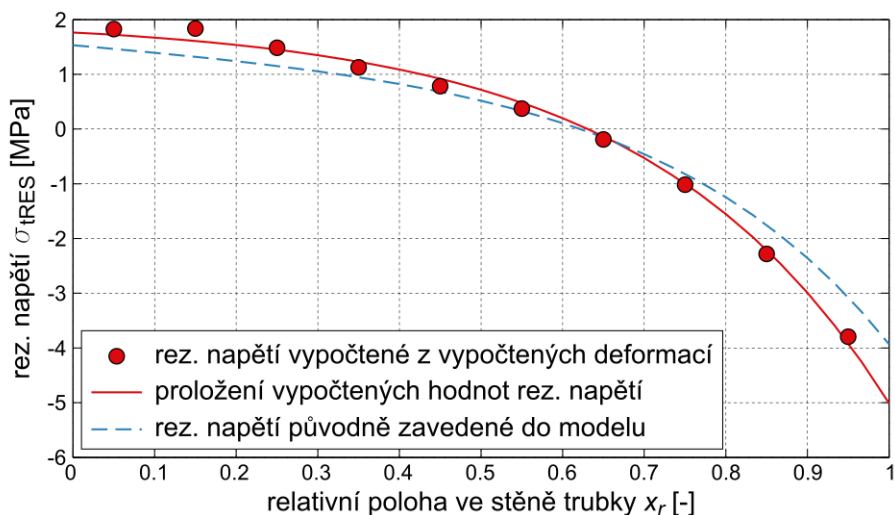
Obr. 32 – Schéma tvorby polovičního modelu kroužků s okrajovými podmínkami a parametry modelu materiálu

Porovnání numericky vypočtených a změřených změn deformace pro případ polypropylenové trubky 63SDR6 je na Obr. 33.



Obr. 33 – Porovnání změřené deformace a deformace modelů jednotlivých vzorků pro případ trubky 63SDR6

Z numericky vypočtených změn průměru bylo opět metodikou založenou na teorii ohybu silně zakřiveného prutu vyhodnoceno 10 diskrétních hodnot průběhu obvodového reziduálního napětí a proloženo exponenciální křivkou. Porovnání vloženého průběhu s vypočteným je na Obr. 34.



Obr. 34 – Porovnání průběhu reziduálního napětí zavedeného do modelu s průběhem určeným z vypočtených deformací numerických modelů kroužků

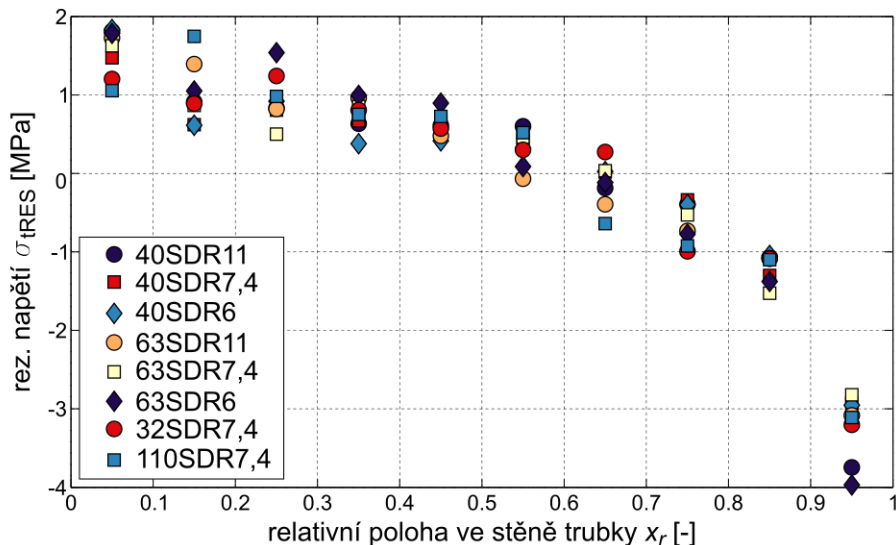
Změřené a vypočtené změny průměru se v případech některých kroužků lišily poměrně výrazně, což bylo způsobeno kombinací zjednodušení v numerické simulaci a nepřesnostmi v provedení měření. I přesto se průběh napětí vyhodnocený z vypočtených hodnot dobře shoduje s průběhem vyhodnoceným z naměřených hodnot a lze říct, že metodika založená na teorii ohybu silně zakřiveného prutu je vhodná k vyhodnocení tohoto typu experimentu.

#### 6.1.4 Výsledky určení obvodového reziduálního napětí

Výsledky experimentů na sérii polypropylenových trubek a jedné polyetylenové trubce byly shrnuty a jsou prezentovány v následující části.

### 6.1.4.1 Obvodové reziduální napětí v polypropylenových trubkách

Hodnoty obvodového reziduálního napětí získané výpočtem z deformací kroužků měřených po jednom týdnu od rozříznutí jsou pro všechny PP trubky vykresleny v grafu na Obr. 35.



Obr. 35 – Hodnoty obvodového reziduálního napětí vypočtené ze změřených deformací kroužků ze všech PP trubek

Rozptyl hodnot v jednotlivých polohách ve stěně trubky se pohybuje do 15 % a proložení těchto diskrétních hodnot exponenciálními rovnicemi jsou velmi podobná. Na základě těchto výsledků byla navržena rovnice průměrného průběhu obvodového reziduálního napětí ve zkoumaných polypropylenových trubkách. Tato rovnice má tvar

$$\sigma_{tRES}(x_r) = k_1 + k_2 e^{k_3 x_r} \quad (39)$$

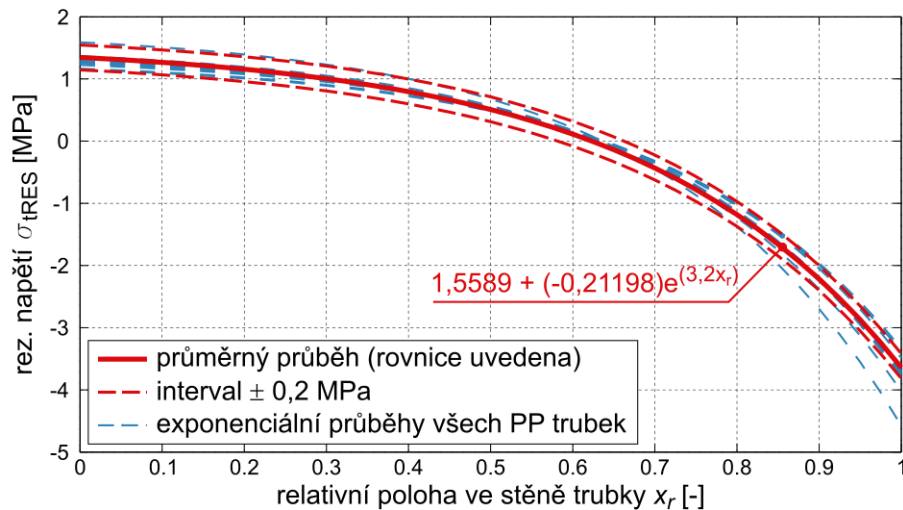
kde  $k_1$ ,  $k_2$  a  $k_3$  jsou konstanty nalezené proložení průměrných hodnot obvodového reziduálního napětí. Rovnice také musí splňovat podmínku rovnováhy, tedy

$$\int_0^1 k_1 + k_2 e^{k_3 x_r} dx_r = \left[ k_1 x_r + \frac{k_2}{k_3} e^{k_3 x_r} \right]_0^1 = k_1 + \frac{k_2}{k_3} e^{k_3} - \frac{k_2}{k_3} = 0 \quad (40)$$

Koeficienty, s kterými rovnice popisuje *průměrný průběh* ve zkoumané sérii PP trubek, jsou:

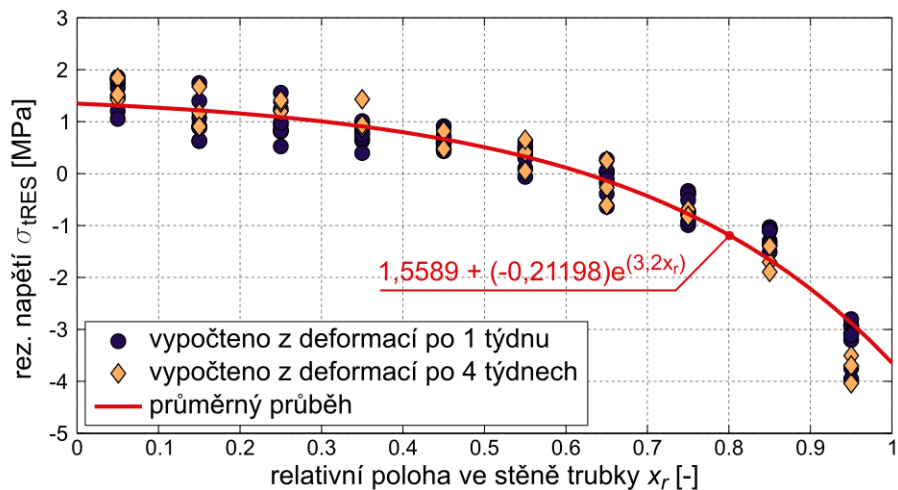
- $k_1 = 1,5589$
- $k_2 = -0,21198$
- $k_3 = 3,2$

Průměrná křivka popsaná rovnicí s uvedenými koeficienty popisuje průběh napětí poměrně přesně. Jak je ukázáno na Obr. 36, průběhy získané ze všech PP trubek leží přibližně v intervalu  $\pm 0,2$  MPa kolem průměrného průběhu.



Obr. 36 – Průběhy obvodového reziduálního napětí všech PP trubek porovnané s průměrným průběhem a intervalem  $\pm 0,2$  MPa

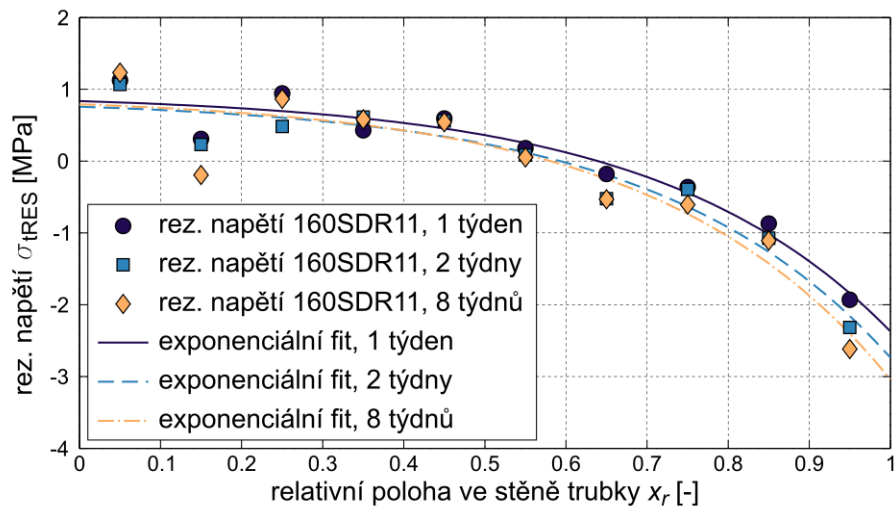
Na Obr. 37 je v grafu porovnán průměrný průběh s hodnotami obvodového reziduálního napětí získanými na základě výpočtu z deformací změřených jak po 1 týdnu, tak po 4 týdnech od rozříznutí kroužků. Ze srovnání je jasně patrné, že ačkoliv byly vypočteny z vyšších hodnot změn průměru měřených po delším čase od rozříznutí, pohybují se hodnoty obvodového reziduálního napětí v podobném rozmezí jako ty vypočtené po jednom týdnu. Při měření deformací pro pozdější určení reziduálního napětí tedy nezáleží příliš na čase od rozříznutí, po jehož uplynutí jsou deformace měřeny. Je spíše důležité dostatečně přesně stanovit časově závislý relaxační modul, pomocí kterého se z deformací vypočítají hodnoty reziduálního napětí.



Obr. 37 – Srovnání hodnot obvodového reziduálního napětí vypočtených z deformací změřených po 1 a 4 týdnech s průměrným průběhem pro PP trubky

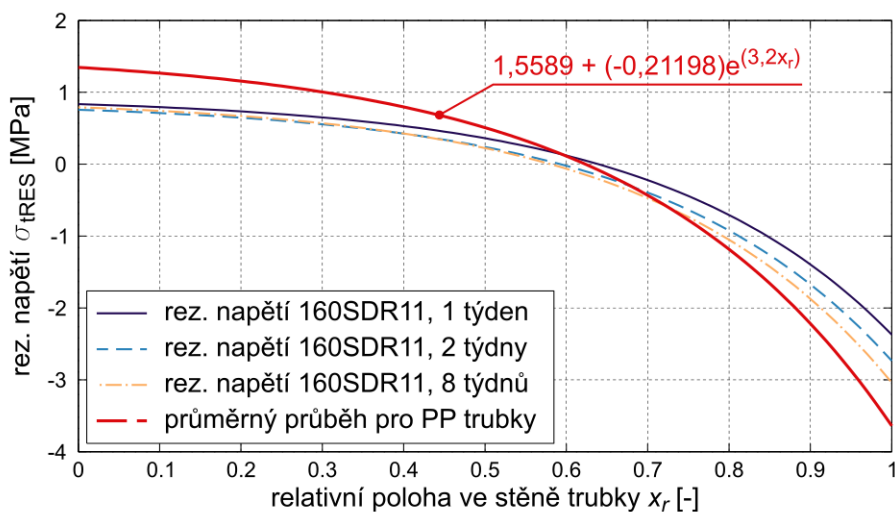
#### 6.1.4.2 Obvodové reziduální napětí v polyetylenových trubkách

Průběhy obvodového reziduálního napětí vypočtené z deformací kroužků vyrobených z PE trubky 160SDR11 jsou na Obr. 38. Stejně jako u PP trubek se ukázalo, že měření deformace po různých časech vede k podobným průběhům napětí. V případě PE trubky je tomu tak i přesto, že pro všechny časy byla při vyhodnocení použita stejná hodnota modulu.



Obr. 38 – Výsledky výpočtu obvodového reziduálního napětí v PE trubce 160SDR11 z měření deformací kroužků po různě dlouhém čase od rozříznutí

Ze srovnání průběhu v PE trubce s průměrným průběhem získaným pro PP trubky na Obr. 39 je vidět, že napětí v PE trubce má přibližně 2× menší velikost ale velmi podobný tvar průběhu. Průměrný průběh určený pro PP trubky by mohl pro PE trubku sloužit jako konzervativní prvotní odhad reziduálního napětí, kdyby nebylo možné provedení experimentu.



Obr. 39 – Porovnání průběhů obvodového reziduálního napětí v PE trubce s průměrným průběhem v PP trubkách

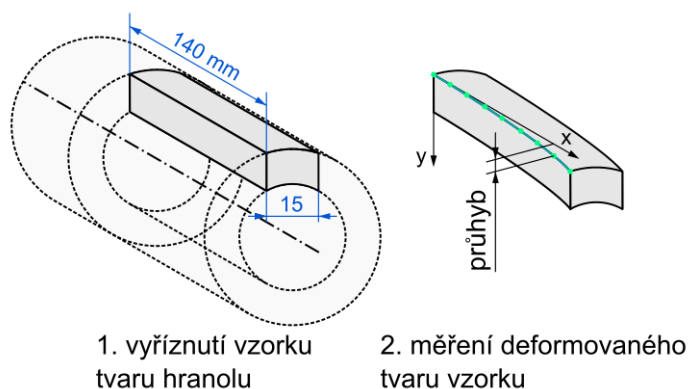
## 6.2 Určení axiálního reziduálního napětí

Reziduální napětí při výrobě trubek vzniká i v axiálním směru. Axiální reziduální napětí je důležitou složkou celkové napjatosti ve stěně trubky, jak bylo ukázáno již v [39].

Experiment zaměřený na určení axiálního reziduálního napětí byl proveden na polyetylenové trubce 160SDR11, na sérii PP trubek proveden nebyl, neboť nebylo k dispozici dostatečné množství materiálu pro výrobu vzorků.

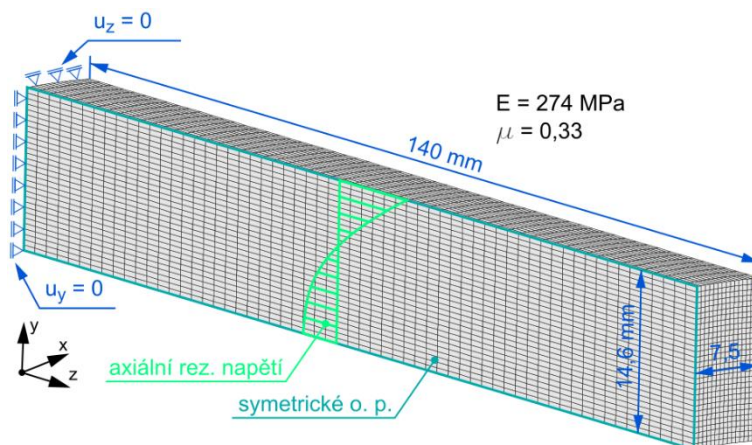
## 6.2.1 Popis provedení a metodika vyhodnocení experimentu

Zvolený způsob určení axiálního reziduálního napětí byl podobný jako v pracích [39] a [45]. Z trubky 160SDR11 bylo vyřezáno 5 vzorků tvaru pásek o délce 140 mm a šířce 15 mm. Vyříznutím bylo umožněno uvolnění axiálního reziduálního napětí. Vzorky se po vyříznutí ohnuly a byly volně ponechány po dobu 8 týdnů (podobně jako kroužky v předchozím experimentu). Po 8 týdnech bylo provedeno měření deformace. Deformovaný tvar vzorku byl zaznamenán pomocí mikroskopu s měřicím stolkem jako série kartézských souřadnic 10 bodů na vnitřní a vnější hraně vzorku. Schéma přípravy vzorku a měření deformovaného tvaru je Obr. 40.



Obr. 40 – Schéma výroby vzorku a měření deformace způsobené axiálním reziduálním napětím

Výpočet průběhu axiálního reziduálního napětí nebyl vyhodnocen analyticky jako v případě obvodového reziduálního napětí. Průběh axiálního reziduálního napětí byl určen pomocí numerické simulace deformace vzorku metodou konečných prvků. Byl vytvořen poloviční 3D model vzorku v softwaru ANSYS. Byly použity prvky typu SOLID186, model materiálu lineárně elastický (Youngův modul  $E = 274$  MPa, Poissonovo číslo  $\mu = 0,33$ ), izotropní. Schéma modelu, síť, parametry modelu materiálu a aplikované okrajové podmínky jsou na Obr. 41.



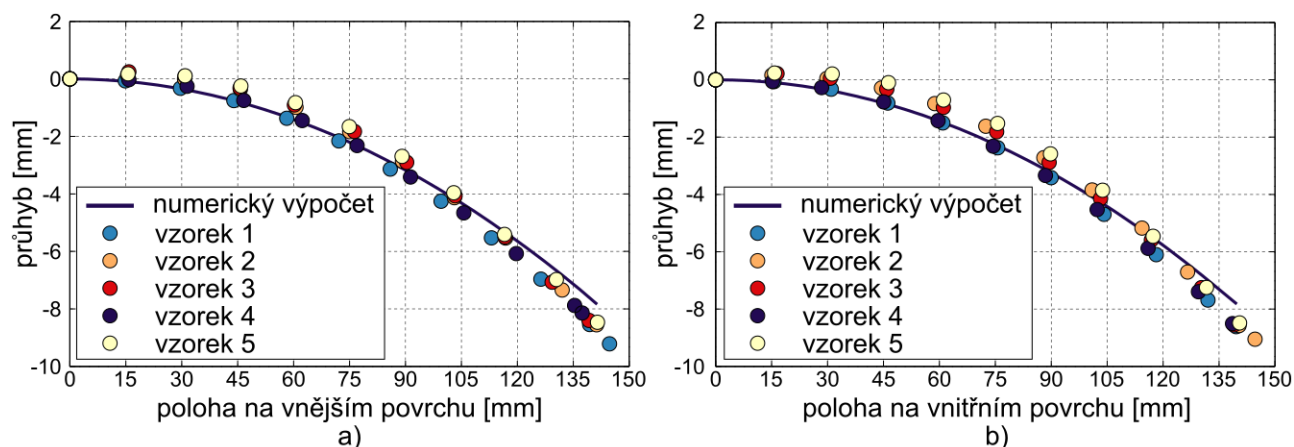
Obr. 41 – Model vzorku tvaru hranolu použitý pro určení průběhu axiálního reziduálního napětí v PE trubce 160SDR11

Do modelu bylo zavedeno axiální reziduální napětí, jehož průběh měl charakter exponenciální rovnice ve tvaru (46), což bylo založeno na předpokladu, že axiální reziduální napětí vzniká podobným způsobem jako obvodové a tvar průběhu se zřejmě nebude příliš lišit. Pak byl vypočten deformovaný tvar modelu vzorku a porovnán se změřeným deformovaným tvarem. Tento postup byl zopakován

v několika iteracích, než se podařilo určit takovou velikost axiálního reziduálního napětí, která by způsobila stejnou deformaci modelu, jaká byla změřena na vzorku.

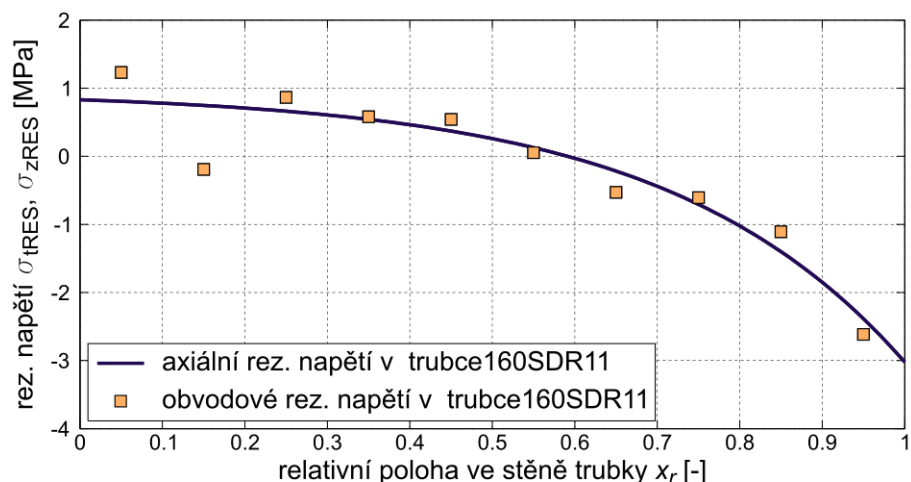
## 6.2.2 Výsledky

Porovnání vypočtených deformovaných tvarů se změřenými souřadnicemi v grafech na Obr. 42a, b (pro vnější i vnitřní hranu vzorku). Průběh axiálního reziduálního napětí, který způsobil právě tuto deformaci modelu byl přijat za výsledný. Tento průběh je vykreslen na Obr. 43 spolu s hodnotami obvodového reziduálního napětí určenými pro PE trubku 160SDR11.



Obr. 42 – Porovnání deformovaného tvaru numerického modelu se změřenými průhyby vzorků

Průběh axiálního reziduálního napětí  $\sigma_{zRES}$  pro trubku 160SDR11 obdrženy popsanou procedurou je téměř identický s průběhem obvodového reziduálního napětí. Tento závěr se shoduje s prací [45], kde se zjištěné hodnoty axiálního a obvodového reziduálního napětí také výrazně nelišily. Naproti tomu v práci [39] je v publikovaných výsledcích axiální reziduální napětí systematicky vyšší než obvodové ve stejných trubkách, a to asi o 15 %.



Obr. 43 – Porovnání průběhu axiálního reziduálního napětí určeného pomocí numerického modelu a hodnot obvodového reziduálního napětí získaných vyhodnocením měření na vzorcích z trubky 160SDR11

### 6.2.3 Posouzení vlivu axiálního reziduálního napětí na velikost obvodového reziduálního napětí

Při provádění experimentů metodou rozříznutých kroužků se rozříznuté kroužky, které jsou krátké (rozměr  $w$  je malý), deformují méně než vzorky delší (větší rozměr  $w$ ) vyrobené stejným způsobem ze stejné trubky [39, 45]. Čím větší jsou změřené deformace vzorků  $\Delta d_{ik}$ , tím větší jsou potom z těchto deformací vypočtené hodnoty obvodového reziduálního napětí a nabízí se otázka, zda je správné použít k určení obvodového reziduálního napětí spíše krátké nebo delší vzorky.

Popsaný jev lze vysvětlit společnou přítomností axiálního reziduálního napětí ve stěně trubky. Když je část trubky odříznuta a následně z ní vyříznut segment, dojde k deformaci této části trubky působením dvou ohybových momentů – obvodovým momentem  $M_t$ , který je způsoben obvodovým reziduálním napětím, a axiálním momentem  $M_z$ , který je způsoben axiálním reziduálním napětím. Podle Timoshenkovy skořepinové teorie [115] způsobuje axiální moment příspěvek o velikosti  $\mu M_z$  ( $\mu$  je Poissonovo číslo) k momentu v obvodovém směru. Za předpokladu, že axiální reziduální napětí má stejný průběh a velikost jako obvodové reziduální napětí, mají i momenty  $M_z$  a  $M_t$  stejnou velikost. Celkový ohybový moment působící na rozříznutý vzorek o určité délce  $w$  pak je:

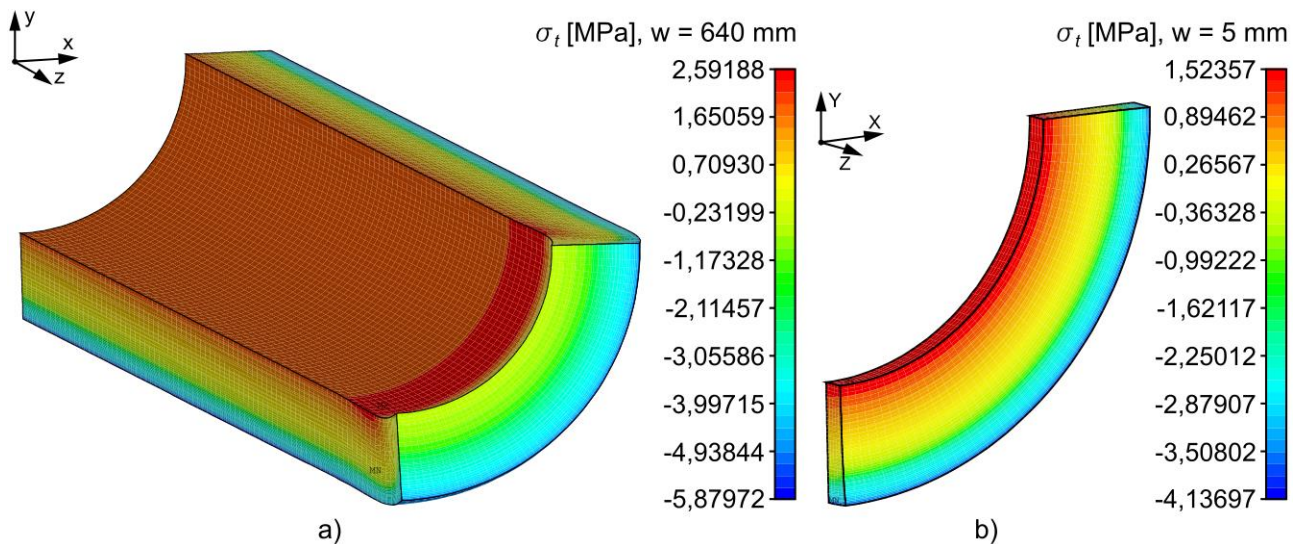
$$M_{B,tot} = M_t + \mu F\left(\frac{w}{s}\right) M_t \quad (41)$$

kde  $\mu$  je Poissonovo číslo a  $F(w/s)$  je korekční funkce, která závisí na poměru axiálního rozměru vzorku  $w$  a tloušťky stěny  $s$ . Podobný vztah pak platí i pro celkové obvodové reziduální napětí:

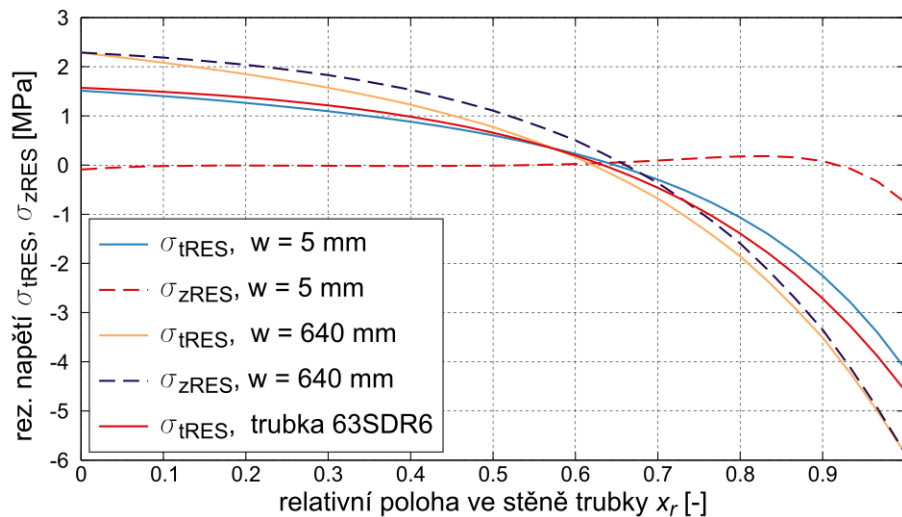
$$\sigma_{tRES,tot} = \sigma_{tRES,w} + \mu F\left(\frac{w}{s}\right) \sigma_{tRES,w} = \left(1 + \mu F\left(\frac{w}{s}\right)\right) \sigma_{tRES,w} \quad (42)$$

kde  $\sigma_{tRES,w}$  je obvodové reziduální napětí vypočtené z deformací vzorků určité délky  $w$ . Deformace vzorků s vyšším  $w$  bude větší, neboť je ovlivněna působením příspěvku axiálního reziduálního napětí k obvodovému. U tenkých vzorků (malé  $w$ ) se vliv axiálního reziduálního napětí neprojevuje. Zatímco obvodové reziduální napětí vypočtené z deformací měřených na delších vzorcích již obsahuje příspěvek od axiálního reziduálního napětí, při měření na krátkých kroužcích je tento vliv ztracen a takové výsledky je pak nutné korigovat pomocí korekční funkce  $F(w/s)$ . Provedení experimentu na krátkých kroužcích je však mnohem snazší, protože příprava velkého množství dlouhých vzorků a úprava jejich stěny na soustruhu by byly značně náročné.

Popsané chování bylo modelováno numericky pomocí 3D modelů různě dlouhých částí trubek. Byly použity stejné parametry modelu materiálu jako pro modelování chování kroužků z PP trubek výše a stejný byl i způsob zavedení reziduálního napětí. Do modelů bylo zavedeno jak obvodové, tak axiální reziduální napětí. Průběhy obou napětí i jejich velikost byly stejné a odpovídaly průběhu zjištěnému na PP trubce 63SDR6. Zavedení bylo také nejdříve vyzkoušeno na čtvrtinových modelech. Na Obr. 44a je čtvrtinový model části trubky délky  $w = 640$  mm a na Obr. 44b je model kroužku s délkou  $w = 5$  mm, vykresleno je obvodové reziduální napětí. Průběhy axiálního  $\sigma_{zRES}$  a obvodového  $\sigma_{tRES}$  reziduálního napětí jsou vykresleny v grafu na Obr. 45. Zatímco u dlouhého vzorku se přítomnost axiálního reziduálního napětí projeví vzájemným ovlivněním a nárůstem velikosti reziduálního napětí v obou směrech, v krátkém vzorku zůstává pouze obvodové reziduální napětí odpovídající zavedenému, axiální je uvolněno.



Obr. 44 – Čtvrtinové modely vzorků pro testování zavedení obvodového a axiálního reziduálního napětí



Obr. 45 – Porovnání zavedeného napětí v numerických modelech o různých délkách  $w$

Kromě čtvrtinových modelů pro výzkoušení zavedení reziduálního napětí byly vytvořeny i modely rozříznutých vzorků různých délek pro výpočet jejich deformace. Pomocí těchto modelů byla vypočtena deformace  $\Delta d_w$  vzorků typu 00 (tj. beze změny tloušťky stěny) o délkách  $w = 5, 10, 20, 30, 40, 80, 160, 320, 430$  a  $640$  mm. Bylo předpokládáno, že celková deformace dostatečně dlouhého vzorku  $\Delta d_{tot}$  je určena obdobným vztahem jako celkové napětí ve stěně, tedy:

$$\Delta d_{tot} = \left( 1 + \mu F \left( \frac{w}{s} \right) \right) \Delta d_w \quad (43)$$

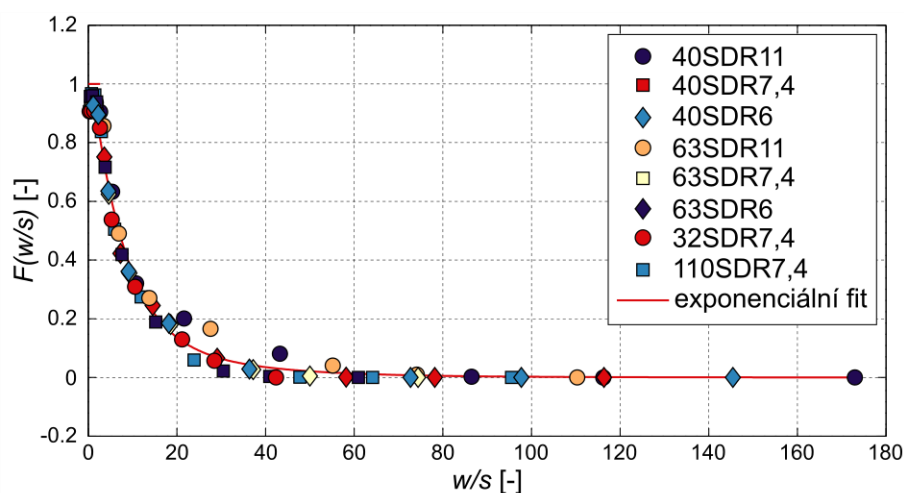
Za celkovou deformaci dostatečně dlouhého vzorku byla považována deformace nejdelšího modelovaného vzorku  $\Delta d_{640}$ . Potom bylo možné určit hodnoty korekční funkce  $F(w/s)$  z vypočtených deformací:

$$F\left(\frac{w}{s}\right) = \frac{\frac{\Delta d_{640}}{\Delta d_w} - 1}{\mu} \quad (44)$$

Hodnoty korekčních funkcí byly vypočteny pro tloušťky stěn odpovídající sérii polypropylenových trubek z experimentů zaměřených na určení obvodového reziduálního napětí, viz tabulka 2, a poté vykresleny v závislosti na poměru  $(w/s)$  (Obr. 46) a proloženy exponenciální funkcí:

$$F\left(\frac{w}{s}\right) = 0,9482e^{-0,1351(w/s)} + 0,1733e^{-0,04308(w/s)} \quad (45)$$

Pomocí této korekční funkce je možné upravit hodnoty obvodového reziduálního napětí tak, aby zahrnovaly i vliv axiálního reziduálního napětí. Korekce se provede vynásobením hodnot obvodového reziduálního napětí faktorem  $(1 + \mu F(w/s))$  a hodnota  $F(w/s)$  se určí na základě tloušťky stěny trubky a délky vzorku  $w$  použité při experimentu. Z grafu na Obr. 46 je patrné, že korekce je jednoduchá pro velmi krátké vzorky, pro něž platí  $(w/s) < 2$ , protože hodnota korekční funkce je přibližně rovna 1 a korekční faktor má pak tvar  $(1 + \mu)$ . Korekce není vůbec potřebná pro dostatečně dlouhé vzorky  $(w/s) > 40$ .



Obr. 46 – Proložení hodnotou korekční funkce  $F(w/s)$  exponenciální křivkou

## 6.3 Zjednodušená metodika určení obvodového reziduálního napětí

Výše popsaná metodika určení obvodového reziduálního napětí poskytuje spolehlivé výsledky, ale je náročná na přípravu, neboť je nutné z každé trubky vyrobit alespoň 13 vzorků a na soustruhu upravit tloušťku stěny u většiny z nich.

Běžný způsob, jak ušetřit čas a získat alespoň orientační velikost obvodového reziduálního napětí, je předpokládat lineární průběh obvodového reziduálního napětí po tloušťce stěny. Velikost reziduálního napětí pak lze vypočítat i z deformace jediného vzorku bez jakýchkoli úprav tloušťky stěny. Tento přístup byl v různých mírných modifikacích aplikován v pracích [39, 43–45]. Výhodou takového postupu je jeho jednoduchost a časová úspora, ale výsledné hodnoty jsou až příliš konzervativní. V některých případech je také výhodné mít k dispozici přesnější popis celého průběhu reziduálního napětí, nejen lineární odhad.

Z předchozích výsledků určování průběhu obvodového reziduálního napětí vyplývá, že pro popis průběhu je vhodná exponenciální funkce ve tvaru rovnice (39). Za předpokladu, že průběh reziduálního napětí je popsán touto rovnicí s koeficientem  $k_3 = 3,2$ , tedy

$$\sigma_{tRES}(x_r) = k_1 + k_2 e^{3,2x_r} \quad (46)$$

což vychází z rovnice popisující průměrný průběh reziduálního napětí v PP trubkách, a stěna trubky je rozdělena do  $v$  vrstev, v nichž je hodnota reziduálního napětí konstantní, pak lze vztah popisující celkový ohybový moment působící na rozříznutý kroužek upravit do tvaru

$$\begin{aligned} M_B &= \sum_{i=1}^v M_i = \sum_{i=1}^v \sigma_{tRES,i} \cdot t_v \cdot w \cdot (R_n - r_i) \\ &= \sum_{i=1}^v (k_1 + k_2 e^{3,2(i/v-1/2v)}) \cdot t_v \cdot w \cdot (R_n - r_i) \end{aligned} \quad (47)$$

kde  $t_v$  je tloušťka jedné vrstvy definovaná jako  $t_v = s/v$ . Indexy  $lk$  jsou v tomto případě vynechány, neboť se jedná výhradně o případ vzorku 00, kde jsou přítomny všechny vrstvy. Rovnici (47) lze zapsat ve tvaru

$$M_B = B_1 \cdot k_1 + B_2 \cdot k_2 \quad (48)$$

což je lineární rovnice a konstanty  $B_1$  a  $B_2$  závisí pouze na rozměrech trubky a uvažovaném počtu vrstev  $v$ . Vyjádření konstant je

$$B_1 = \sum_{i=1}^v t_v \cdot w \cdot (R_n - r_i) \quad (49)$$

$$B_2 = \sum_{i=1}^v e^{3,2(i/v-1/2v)} \cdot t_v \cdot w \cdot (R_n - r_i) \quad (50)$$

Počet vrstev může být zvolen libovolně, ale neměl by být menší než 10. Dostatečnou přesnost zajistí počet  $v = 20$ , pro který je možné vyjádření konstant  $B_1$  a  $B_2$  dále zjednodušit na

$$B_1 = 20 \cdot t_v \cdot w \cdot (R_n - R_2 - 10t_v) \quad (51)$$

$$B_2 = 146,92 \cdot t_v \cdot w \cdot (R_n - R_2 - 14,59t_v) \quad (52)$$

kde  $R_n$  je poloměr neutrální plochy a  $R_2$  je vnitřní poloměr vzorku.

Ohybový moment  $M_B$  lze určit ze změřené deformace vzorku podle vztahu (24) a konstanty  $B_1$  a  $B_2$  ze vztahů (51) a (52), takže jediné dvě neznámé jsou konstanty  $k_1$  a  $k_2$ . K jejich stanovení je potřeba ještě jedna rovnice, kterou je podmínka rovnováhy

$$\int_0^1 (k_1 + k_2 e^{3,2x_r}) dx_r = k_1 + \frac{k_2}{3,2} (e^{3,2} - 1) = 0 \quad (53)$$

Řešením soustavy rovnic (48) a (53) jsou vyjádření konstant  $k_1$  a  $k_2$

$$k_2 = \frac{\left(\frac{\Delta d}{2}\right) \cdot E_r(t) \cdot \left(\frac{d_n - s}{2} - R_n\right)}{\left[R_n - \left(\frac{\Delta d}{2}\right)\right] \cdot \left[-0,004R_n + 0,004\left(\frac{d_n}{2} - s\right) - 1,68s\right]} \quad (54)$$

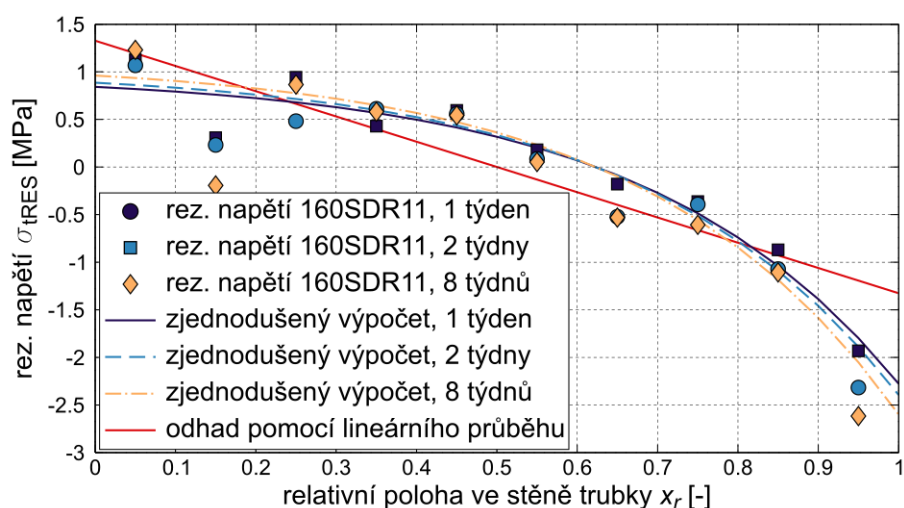
$$k_1 = -\frac{k_2}{3,2} (e^{3,2} - 1) = -7,35k_2 \quad (55)$$

kde  $\Delta d$  je změřená změna průměru jednoho vzorku typu 00,  $d_n$  je jmenovitý vnější průměr trubky (resp. vzorku),  $s$  je tloušťka stěny,  $R_n$  je poloměr neutrální plochy a  $E_r(t)$  je časově závislý modul. Pomocí vzorců (54) a (55) je možné z jedné změřené změny průměru vypočítat konstanty, které určují přibližný průběh obvodového reziduálního napětí ve tvaru exponenciální funkce.

Popsaný zjednodušený postup určení průběhu obvodového reziduálního napětí byl aplikován na výsledky měření deformace vzorků z PE trubky 160SDR11. Pro tuto trubku už bylo reziduální napětí jednou vyhodnoceno z výsledků měření na sérii třinácti kroužků a nyní byl vypočten i přibližný průběh pouze z deformace kroužků typu 00. Srovnání výsledků je na Obr. 47, kde je pro porovnání vykreslen také lineární průběh vypočtený z těže deformace postupem uvedeným v [45]. Průběh obdrženy zjednodušenou metodou vyhodnocení se dobře shoduje s průběhem určeným z deformací 13 kroužků. Výpočet takového průběhu je však o poznání jednodušší. Odpovídající lineární průběh hodnotu napětí na vnitřním povrchu trubky výrazně nadhodnocuje, a naopak podceňuje hodnotu na vnějším povrchu.

Průběh pro případ 8 týdnů bude dále v této práci používán jako konzervativní odhad reziduálního napětí v trubce 160 SDR11 pro srovnání s výsledky dalších experimentů v kapitole 7 a také pro stanovení modelového případu provozního zatížení v kapitole 8. Tento průběh je dán rovnicí:

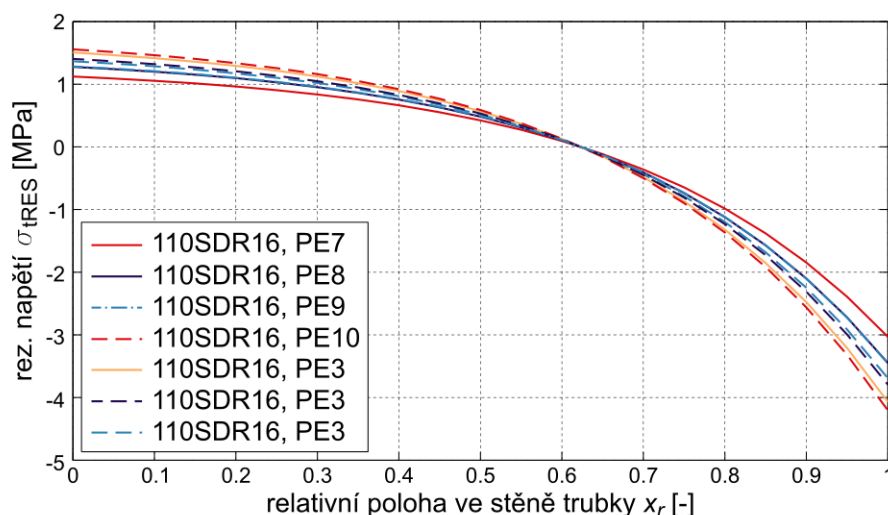
$$\sigma_{tRES}(x_r) = 1,1128 - 0,1513e^{3,2x_r} \quad (56)$$



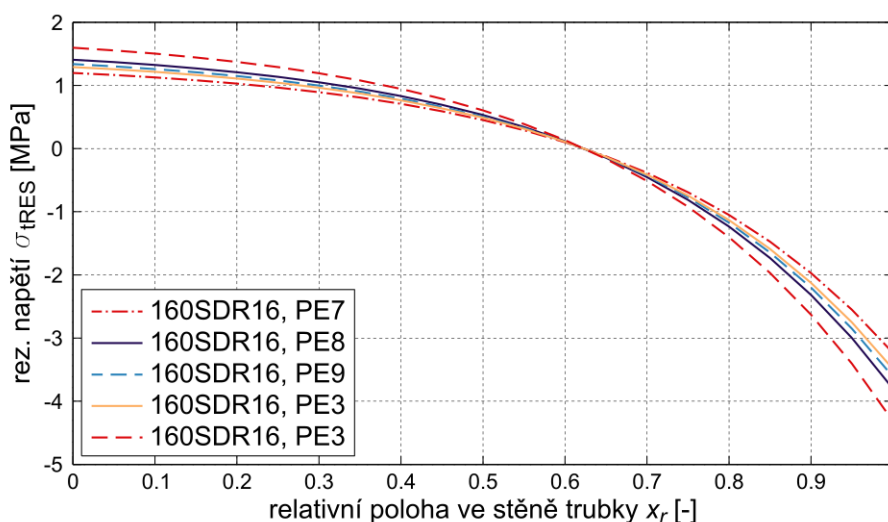
Obr. 47 – Porovnání výsledků získaných vyhodnocením experimentu na 13 kroužcích (diskrétní hodnoty) s průběhy získanými pomocí zjednodušené metodiky pro trubku 160SDR11

### 6.3.1 Vyhodnocení starších měření zjednodušenou metodikou

Zjednodušenou metodiku určení obvodového reziduálního napětí lze aplikovat na jakékoli měření deformací rozříznutých kroužků s neupravovanou tloušťkou stěny. Pro porovnání výsledných průběhů reziduálního napětí v PE trubce 160SDR11 s průběhy v jiných PE trubkách, byly zjednodušenou metodikou přepočteny výsledky publikované v pracích Pilze [45] a Franka [43]. V těchto pracích byl pro popis průběhu obvodového reziduálního napětí použit lineární průběh. Z lineárního průběhu byla zpětně vypočtena změřená deformace, ze které byly poté vypočteny konstanty  $k_1$  a  $k_2$  určující exponenciální průběh.



Obr. 48 – Průběhy obvodového reziduálního napětí přepočtené pomocí zjednodušené metodiky z výsledků Pilze pro trubky 110SDR16 z různých typů PE

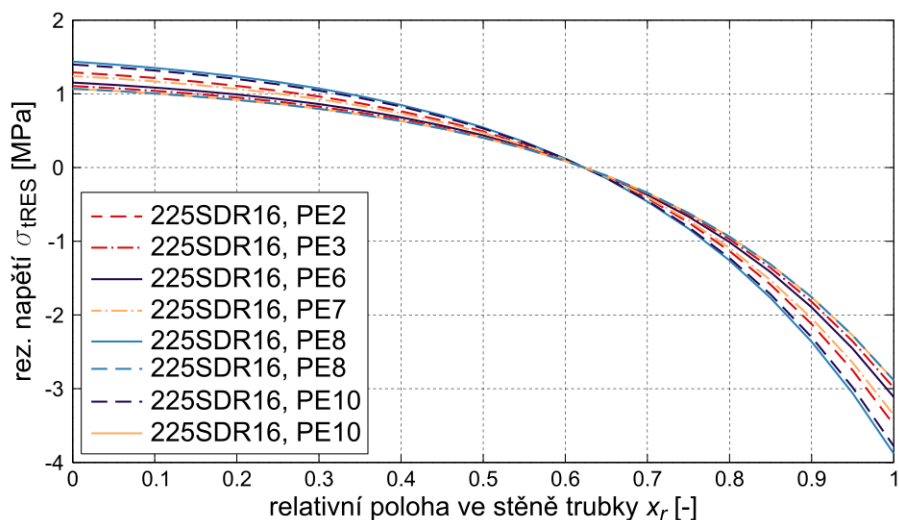


Obr. 49 – Průběhy obvodového reziduálního napětí přepočtené pomocí zjednodušené metodiky z výsledků Pilze pro trubky 160SDR16 z různých typů PE

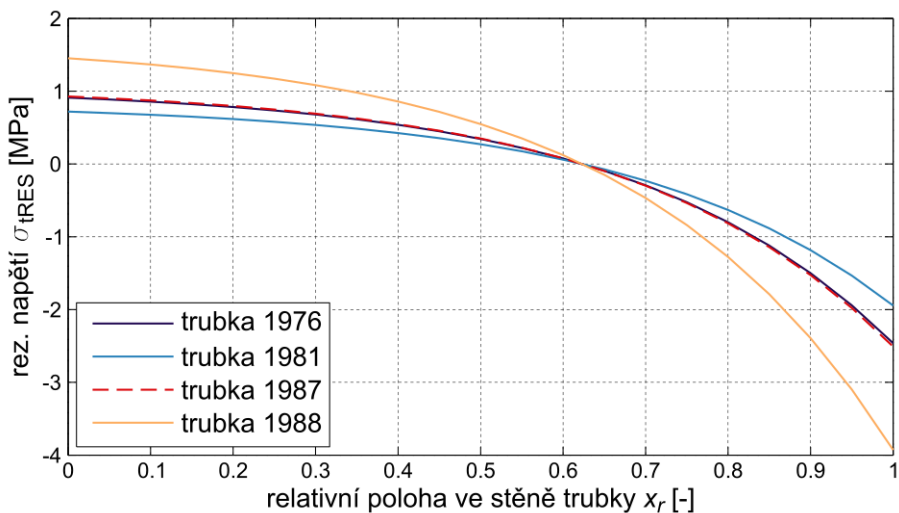
Z dizertační práce Pilze [45] byly převzaty lineární průběhy obvodového reziduálního napětí v trubkách z MDPE. K dispozici byly výsledky pro trubky 3 rozměrů – 110SDR16, 160SDR16 a 225SDR16. Od každého rozměru bylo měreno několik trubek z různých typů MDPE označených pouze jako PE3, PE7, PE8 a další. Bližší specifikace materiálů k dispozici nebyla. Přepočtené exponenciální průběhy jsou na Obr. 48, Obr. 49 a Obr. 50. Při pohledu na hodnoty obvodového reziduálního napětí na vnitřním povrchu trubky je vidět, že se pro všechny trubky pohybují v rozmezí 1 až

1,6 MPa. Reziduální napětí v trubce 160SDR11 je nižší, pohybuje se kolem 0,8 MPa na vnitřním povrchu.

V práci Franka [43] bylo kromě jiných parametrů zjišťováno reziduální napětí v PE trubkách, které už měly za sebou několik let provozu. Přepočtením průběhů napětí v těchto trubkách byly získány průběhy vykreslené v Obr. 51. Hodnota napětí na vnitřním povrchu trubky se pohybuje od 0,7 do 1,5 MPa. Neplatí však, že by v nejstarších trubkách bylo napětí nejmenší a naopak, což naznačuje, že nedochází k postupnému uvolnění reziduálního napětí po dlouhé době provozu trubky.



Obr. 50 – Průběhy obvodového reziduálního napětí přepočtené pomocí zjednodušené metodiky z výsledků Pilze pro trubky 225SDR16 z různých typů PE



Obr. 51 – Průběhy obvodového reziduálního napětí přepočtené pomocí zjednodušené metodiky z výsledků Franka [43] pro trubky, které byly v provozu od uvedených let

## 6.4 Vliv reziduálního napětí na životnost trubky

Pro ilustraci vlivu reziduálního napětí na životnost byl proveden výpočet času do porušení trubky metodou založenou na lineárně elastické lomové mechanice. Pro tento typ výpočtu je nutná funkce popisující průběh součinitele intenzity napětí v závislosti na délce trhliny – byla použita funkce (14), pro přehlednost je zde uvedena znovu:

$$K_I = \frac{(p_{int} + p_{res})d_n}{s} \sqrt{\pi a} \cdot Y\left(\frac{a}{s}\right)$$

V této funkci figuruje hodnota tlaku  $p_{res}$ , která zohledňuje vliv reziduálního napětí.

Čas růstu trhliny mechanismem SCG  $t_{SCG}$  byl vypočten integrací funkce součinitele intenzity napětí v intervalu délek trhlín od počáteční délky  $a_{ini}$  do konečné  $a_{fin}$  podle vztahu (12):

$$t_{SCG} = \frac{1}{A} \int_{a_{ini}}^{a_{fin}} \frac{1}{K_I^m} da$$

Vlastní integrace byla provedena numericky. Vstupní údaje použité ve výpočtu jsou uvedeny v následujícím seznamu:

- *Uvažovaná trubka a její rozměry*

Výpočet byl proveden pro polyetylenovou trubku 160SDR11 – nominální vnější průměr trubky  $d_n = 160$  mm, tloušťka stěny  $s = 14,6$  mm.

- *Zatížení trubky*

Bylo uvažováno, že trubka je zatížena vnitřním přetlakem  $p_{int}$ , který způsobí ve stěně trubky obvodové napětí  $\sigma_t$  v rozmezí 4–10 MPa. Odpovídající hodnoty vnitřního přtlaku  $p_i$  byly vypočteny pomocí vztahu (3):

$$p_{int} = \sigma_t \frac{2s}{d_n - s}$$

- *Reziduální napětí*

Výpočet byl proveden s uvažováním přítomnosti reziduálního napětí v trubce. Velikost obvodového reziduálního napětí byla založena na výsledcích předchozího experimentu provedeného na trubce 160SDR11 a také na průbězích obvodového reziduálního napětí získaných přepočtem pomocí zjednodušené metodiky. Ze všech těchto výsledků plyne, že obvodové reziduální napětí se na vnitřním povrchu polyetylenové trubky může pohybovat v rozmezí hodnot od 0,8 MPa do 1,6 MPa. Tyto hodnoty však pochází z měření na tenkých krouzcích, takže nezahrnují vliv axiálního reziduálního napětí, který se v dlouhých trubkách projevuje. Korekce hodnot byla provedena vynásobením faktorem  $(1 + \mu)$ , kde  $\mu = 0,33$ . Touto korekcí se tedy rozmezí obvodového reziduálního napětí posune na 1,1–2,1 MPa. Ve výpočtu životnosti byly uvažovány 3 případy pro porovnání – trubka bez reziduálního napětí, trubka s reziduálním napětím 1,1 MPa na vnitřním povrchu a trubka s reziduálním napětím 2,1 MPa. Tyto hodnoty byly přepočteny na hodnotu tlaku  $p_{res}$  podle vztahu (15):

$$p_{res} = \frac{4}{3} \frac{\sigma_{t,res}}{(d_n - 2s)} s$$

- *Počáteční a konečná délka trhliny*

Počáteční délka trhliny pro výpočet byla stanovena na základě typické velikosti defektů, které se obvykle vyskytují na vnitřním povrchu PE trubek. Velikost defektů se obvykle pohybuje v rozmezí 0,1–0,4 mm, což vyplývá z pozorování a měření těchto defektů pomocí elektronového mikroskopu [101, 116, 117]. Výpočet byl proveden s počáteční délkou  $a_{ini} = 0,4$  mm, což je konzervativní hodnota, a pro porovnání také s délkou  $a_{ini} = 0,2$  mm.

Výpočet času do porušení obvykle není příliš citlivý na volbu konečné délky trhliny. Zpravidla stačí pokud je konečná délka trhliny zvolena alespoň jako 20 % tloušťky stěny uvažované trubky. Pro tento případ byla zvolena hodnota  $a_{fin} = 7,3$  mm, což je polovina tloušťky stěny trubky 160SDR11.

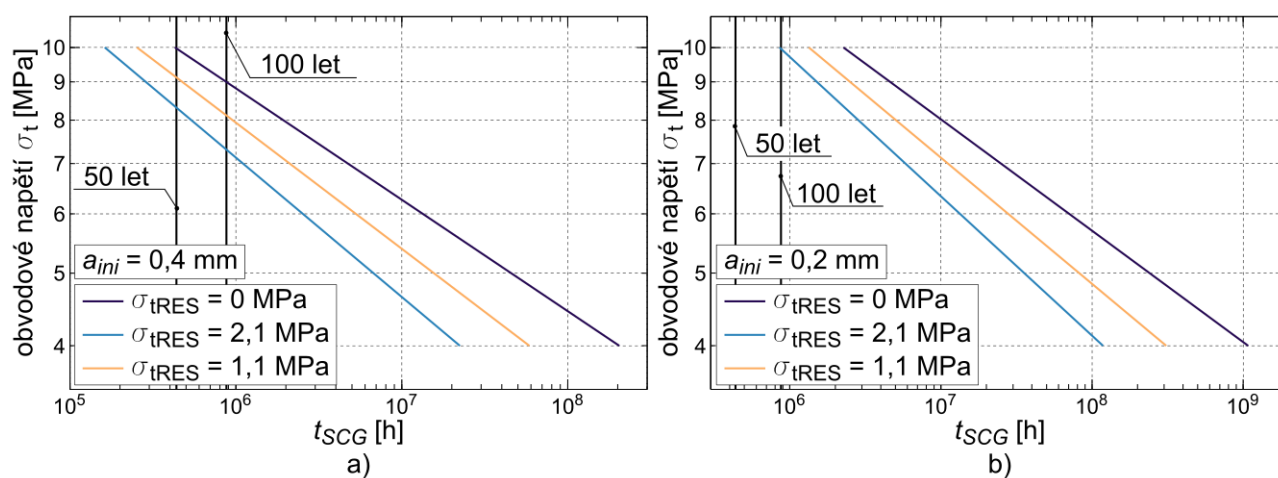
▪ *Použité materiálové charakteristiky*

Ve výpočtu životnosti figurují konstanty  $A$  a  $m$ , které charakterizují závislost rychlosti růstu trhliny  $da/dt$  v daném materiálu na součiniteli intenzity napětí. Hodnoty konstant pro tento výpočet byly stanoveny měřením rychlosti růstu trhliny pomocí CRB testů materiálu typu PE100 a jsou uvedeny v tabulce 4.

Tabulka 4 – Materiálové konstanty  $A$  a  $m$  pro PE100 použité ve výpočtu času do porušení trubky 160SDR11

konstanta		
$A$	$7,578 \times 10^{-7}$	$\frac{(\text{mm/s})}{(\text{MPa} \cdot \text{m}^2)^m}$
$m$	6,728	-

Vypočtené časy do porušení  $t_{SCG}$  jsou vykresleny v logaritmických grafech na Obr. 52a,b. Čas do porušení trubky 160SDR11 zatížen obvodovým napětím 10 MPa bez přítomnosti reziduálního napětí je 428917 h (49 let), zatímco v případech s reziduálním napětím jsou časy výrazně nižší – 162092 h (18,5 roku) pro reziduální napětí 2,1 MPa a 253166 h (28,9 roku) pro 1,1 MPa. Přítomnost reziduálního napětí, které zvyšuje celkovou hodnotu obvodového napětí ve stěně trubky, tedy značně ovlivňuje výslednou životnost. Tyto časy do porušení jsou značně konzervativní, protože byly vypočteny pro případ počáteční délky trhliny 0,4 mm. Čas potřebný k iniciaci trhliny  $t_{ini}$  výpočet nepostihuje, takže výsledky reprezentují pouze část celkové životnosti trubky. Časy do porušení s poloviční počáteční trhlinou 0,2 mm jsou výrazně delší – i s přítomností reziduálního napětí překračují 100 let.



Obr. 52 – Výsledky výpočtů času do porušení  $t_{SCG}$  pro různé případy velikosti reziduálního napětí a počáteční velikosti trhliny 0,4 mm (a) a 0,2 mm (b)

# 7 Vliv reziduálního napětí na výsledky CRB testů

Následující kapitola je věnována řešení páteho cíle dizertační práce, který se týká posouzení vlivu reziduálního napětí na výsledky zrychlených zkoušek polymerních trubkových materiálů. Zde uvedené výsledky byly publikovány v článku [III].

V rešeršní části práce věnované popisu různých typů zrychlených zkoušek byl zdůrazněn značný potenciál CRB testů, které umožňují jak prosté hodnocení odolnosti trubkových materiálů proti SCG (a pro toto použití jsou standardizovány), tak měření rychlosti šíření trhliny. Postup měření rychlosti šíření trhliny byl také popsán. V některých případech dochází ve vzorcích k asymetrickému šíření trhliny, což může mít různé příčiny. Nejvýraznější asymetrie v růstu trhliny se projevuje u CRB vzorků, které byly vyrobeny přímo ze stěny trubky a v nichž asymetrii způsobuje přítomnost reziduálního napětí.

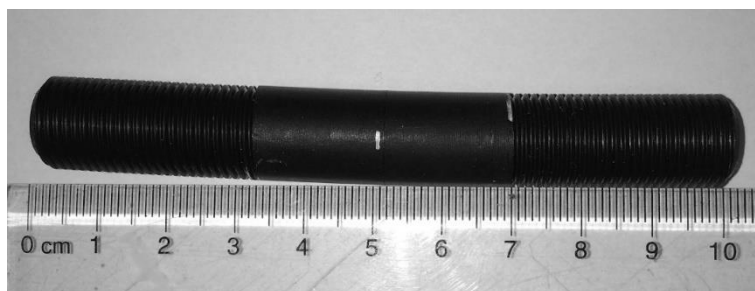
V následující části je problém asymetrického šíření trhliny vlivem reziduálního napětí popsán podrobněji. Pomocí numerického modelování šíření trhliny v konkrétních CRB vzorcích je vyhodnocen možný vliv tohoto asymetrického růstu na výsledky měření rychlosti šíření trhliny pomocí CRB testu.

## 7.1 Asymetrický růst trhliny v CRB vzorku

Vzorky pro CRB test mohou být vyrobeny buď z desek vylisovaných z testovaného materiálu, což je častější případ, nebo přímo ze stěny trubky. Asymetrický růst trhliny lze však pozorovat v obou případech.

V případě vzorků z lisovaných desek je asymetrie méně výrazná. Její příčinou může být mírně nesymetricky vyrobený počáteční vrub nebo přídavný ohyb způsobený upnutím do čelistí testovacího stroje, které nejsou dokonale vzájemně souosé. Často se stává, že při testování vzorků z materiálů méně odolných vůči SCG rostou trhliny ve vzorcích symetricky, zatímco trhliny ve vzorcích z odolnějších materiálů rostou asymetricky, přičemž podmínky testování jsou totožné. Tento jev byl pozorován při provádění CRB testů na Ústavu fyziky materiálů. Možné vysvětlení je, že po iniciaci šíření trhliny z vrubu ve vzorku z méně odolného materiálu dojde k rychlejšímu rozšíření trhliny po obvodu vzorku a šíření pak pokračuje symetricky. Případně může docházet k iniciaci na více místech, což také usnadňuje šíření po obvodu. U odolnějšího materiálu trvá déle, než se trhlina po iniciaci rozšíří po celém obvodu, a mezitím roste také směrem do středu vzorku, což způsobuje asymetrii.

Ve vzorcích vyrobených z trubek je asymetrie šíření trhliny výraznější. Vzorky z trubek jsou vyrobeny soustružením hranolů, vyříznutých ze stěny trubky, do podoby válcových vzorků. Po vyříznutí hranolů z trubek dojde k uvolnění axiálního reziduálního napětí a ohybu hranolů. Takto deformované zůstávají vzorky i po obrábění. Při testování jsou pak vzorky zatíženy kombinací tahu a nesymetrického průběhu reziduálního napětí. Reziduálním napětím způsobenou asymetrií se tato práce dále zabývá. Fotografie CRB vzorku vyrobeného z trubky je na Obr. 53, deformace je jasně patrná.



Obr. 53 – Fotografie CRB vzorku, který byl vyroben soustružením hranolu vyříznutého ze stěny PE trubky. Deformace je způsobena reziduálním napětím

Asymetrické šíření trhliny výrazně neovlivňuje počet cyklů do porušení CRB vzorku, takže výsledky CRB testu jsou použitelné pro hodnocení odolnosti materiálu proti SCG. Avšak asymetrie může mít vliv na měření rychlosti šíření trhliny. Postup měření rychlosti šíření trhliny pomocí CRB testu při určitém součiniteli asymetrie cyklu je následující:

1. CRB vzorek je připraven, upnut do čelistí testovacího zařízení a na okraj vrubu jsou připevněny extenzometry pro měření otevření na okraji vrubu (COD). Extenzometry jsou rozmístěny tak, že jejich polohy po obvodu vzorku svírají vzájemně úhel  $120^\circ$ .
2. CRB vzorek je zatížen cyklickou tahovou silou s určitou asymetrií cyklu, např. 0,1. Test probíhá až do porušení vzorku.
3. Během testu je zaznamenáváno COD z jednotlivých extenzometrů a z něj je pak určena délka trhliny přepočtem pomocí závislosti délky trhliny na poddajnosti vzorku  $C$  vyjádřené funkcí

$$C = \frac{COD}{F}$$

V dalších výpočtech je jako délka trhliny použit průměr ze všech extenzometrů.

4. Na základě zjištěné délky trhliny je určena rychlost růstu trhliny  $da/dt$ . Rychlost růstu trhliny je vykreslena v závislosti na součiniteli intenzity napětí, který je pro danou délku trhliny a zatížení vypočten podle vztahu:

$$K_I(a) = \frac{F}{\pi b^2} \sqrt{\frac{\pi ab}{r}} \left( \frac{1}{2} \left[ 1 + \frac{1}{2} \left( \frac{b}{r} \right) + \frac{3}{8} \left( \frac{b}{r} \right)^2 - 0,363 \left( \frac{b}{r} \right)^3 + 0,731 \left( \frac{b}{r} \right)^4 \right] \right) \quad (57)$$

kde  $F$  je zatěžující síla,  $a$  je délka trhliny,  $r$  je poloměr vzorku,  $b$  je poloměr ligamentu vzorku ( $b = r - a$ ). Tento vztah je určen normou ISO 18489 [85].

5. Závislost rychlosti šíření trhliny  $da/dt$  na součiniteli intenzity napětí  $K_I$  je proložena mocninnou rovnicí a jsou určeny konstanty  $A$  a  $m$ , které popisují rychlost šíření trhliny v daném materiálu při dané asymetrii cyklu  $R$ .

Délka šířící se trhliny je určována přepočtem z otevření trhliny COD na okraji vrubu měřeného pomocí extenzometrů. Otevření je na různých místech vzorku různé vlivem asymetrického šíření a délka trhliny je určena jako průměr délek trhlín detekovaných jednotlivými extenzometry. Změřená závislost rychlosti šíření trhliny na součiniteli intenzity napětí, která je následně proložena mocninnou rovnicí a jsou určeny konstanty  $A$  a  $m$ , je pak založena na takto určené délce trhliny, která ale při

asymetrickém šíření trhliny přesně nevystihuje skutečný stav ve vzorku. Tímto způsobem ovlivňuje asymetrické šíření trhliny způsobené přítomností reziduálního napětí (nebo jinak) výsledek měření rychlosti šíření trhliny v CRB vzorku. Zda je tento vliv výrazný, bylo zjišťováno pomocí numerického modelování konkrétních CRB vzorků z trubky z materiálu typu PE100RC, které je popsáno dále.

## 7.2 Reziduální napětí v CRB vzorcích

Vzorky, jejichž numerický model byl později vytvořen, byly dodány z *Polymer Competence Center Leoben* (PCCL) a stejně tak části trubek, ze kterých byly tyto vzorky vyrobeny. Před vlastní tvorbou modelu byla provedena měření za účelem určení velikosti obvodového a axiálního reziduálního napětí v těchto trubkách a vzorcích. Provedená měření a jejich vyhodnocení jsou popsána v následující části.

K dispozici byly celkem 4 CRB vzorky vyrobené ze dvou trubek. Obě trubky měly rozměr odpovídající 160SDR11 (tedy  $d_n = 160$  mm a  $s = 14,6$  mm) a byly vyrobeny z materiálu typu PE100RC. Rozdíl mezi trubkami spočíval pouze v rychlosti extruze – první trubka byla extrudována rychlostí 300 kg/h (bude dále označována jako *Tr300*) a druhá trubka rychlostí 600 kg/h (dále *Tr600*). Z dostupných vzorků byly dva vyrobeny z trubky Tr300 (značeny jako *CRB1* a *CRB2*) a dva z Tr600 (*CRB3* a *CRB4*).

### 7.2.1 Stanovení reziduálního napětí v trubkách

Obvodové i axiální reziduální napětí v trubkách Tr300 a Tr600 bylo stanoveno, aby bylo možné je porovnat s reziduálním napětím v CRB vzorcích vyrobených z těchto trubek.

#### 7.2.1.1 Obvodové reziduální napětí

Určení obvodového reziduálního napětí bylo provedeno metodou rozříznutých kroužků, ale pouze její zjednodušenou variantou. Z každé trubky byl vyroben jeden kroužek, ze kterého byl vyříznut segment a byla změřena změna průměru kroužku  $\Delta d$ . Ze změřené změny průměru byly pomocí vztahů (54) a (55) vypočteny konstanty  $k_2$  a  $k_1$  pro rovnici (46) popisující průběh reziduálního napětí ve stěně trubky.

Měření deformace proběhlo po 48 h od rozříznutí vzorků. Pro výpočet konstant byla potřeba příslušná hodnota časově závislého relaxačního modulu  $E_r(t)$ . Modul byl určen podle následujícího vztahu:

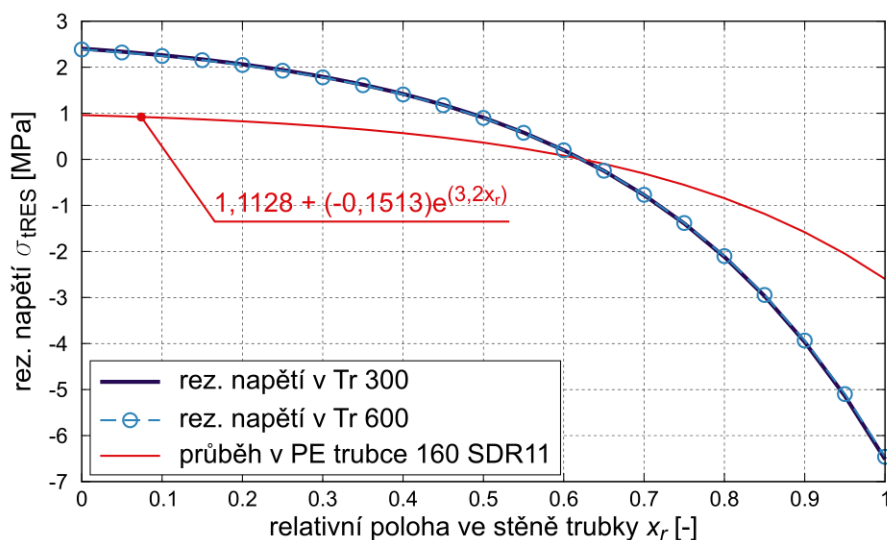
$$E_r(t) = e_1 \ln(-e_2 \ln(e_3 t + e_4)) \quad (58)$$

kde  $t$  je čas v sekundách a  $e_{1-4}$  jsou konstanty určené proložení experimentálních dat z relaxační zkoušky materiálu PE100 touto funkcí. Tato data a funkce byly poskytnuty z PCCL. Konstanty jsou uvedeny v tabulce 5. Modul pro 48 h je 275 MPa.

Tabulka 5 – Konstanty pro funkci (58) popisující závislost relaxačního modulu materiálu PE100 na čase

<i>konstanta</i>	
$e_1$	-355,662
$e_2$	-0,0563
$e_3$	0,0208
$e_4$	1,163

Průběhy vypočtené z deformací kroužků pro Tr300 a Tr600 jsou vykresleny v grafu na Obr. 54 a porovnány s průměrným průběhem PP trubek. Vypočtené konstanty  $k_1$  a  $k_2$  jsou v tabulce 6. Průběhy v Tr300 a Tr600 jsou téměř identické, velikost reziduálního napětí Tr600 je mírně nižší. Ve srovnání s průběhem napětí v předchozí PE trubce 160 SDR11 je napětí výrazně vyšší.



Obr. 54 – Průběhy obvodového reziduálního napětí v trubkách Tr300 a Tr600 ve srovnání s průběhem v PE trubce 160 SDR11

Tabulka 6 – Konstanty pro funkci (46) popisující průběh obvodového reziduálního napětí vypočtené z deformací kroužků z trubek Tr300 a Tr600

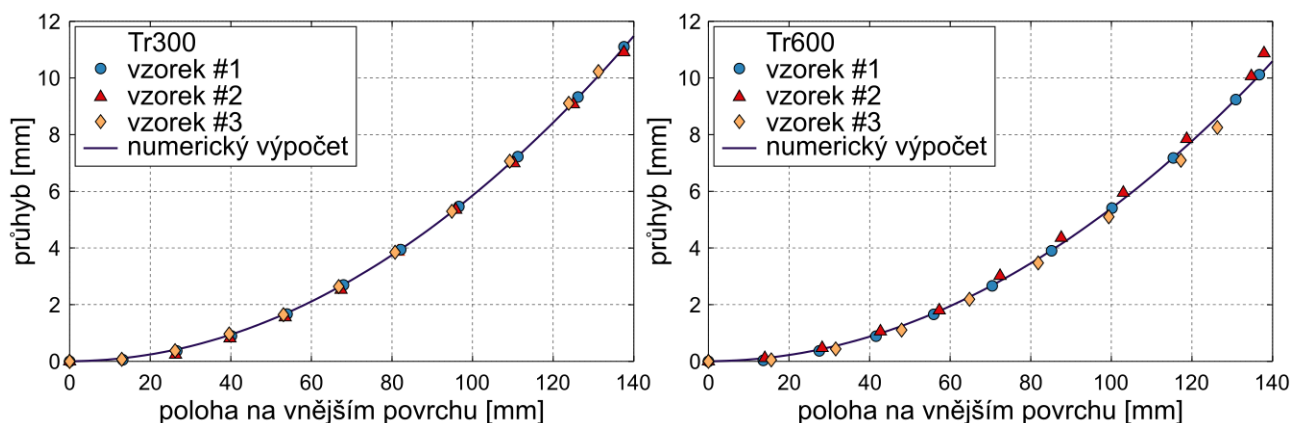
konstanta	Tr300	Tr600
$k_1$	2,784	2,762
$k_2$	-0,379	-0,376

### 7.2.1.2 Axiální reziduální napětí

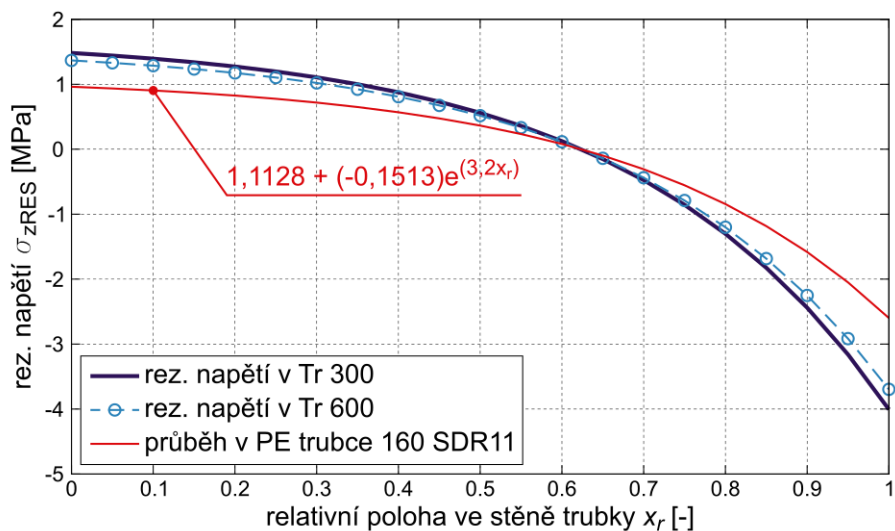
Axiální reziduální napětí je určující pro deformaci CRB vzorků. Axiální reziduální napětí v trubkách Tr300 a Tr600 bylo určeno stejným postupem jako u předchozí PE trubky. Byly změřeny deformace hranolů délky 140 mm a šířky 15 mm vyříznutých ze stěny trubky. Měření deformace bylo provedeno po 1 měsíci od vyříznutí. Pomocí numerického modelu těchto vzorků byl hledán takový průběh axiálního reziduálního napětí, který způsobí stejnou deformaci. Numerické modely byly podobné jako v předchozím případě určování axiálního reziduálního napětí. Použitý model materiálu byl také lineárně elastický, izotropní – Youngův modul 275 MPa, Poissonovo číslo 0,33. Hodnota modulu je stejná jako hodnota pro 48 h, protože měření relaxačního modulu pro 1 měsíc nebylo k dispozici a příliš velká extrapolace dostupných dat by nebyla konzervativní. Model se od předchozího lišil v metodě zavedení reziduálního napětí – místo proměnného koeficientu teplotní roztažnosti byl definován počáteční stav napětí v prvcích pomocí příkazu INISTATE. Sít' modelu, rozměry a okrajové podmínky byly stejné jako u předchozího modelu na Obr. 41.

Z každé trubky byly vyrobeny 3 vzorky. Porovnání deformovaného tvaru vzorků a numerického modelu je na Obr. 55. Výsledné průběhy axiálního reziduálního napětí jsou vykresleny v grafu na Obr.

56. Průběhy mají opět charakter exponenciální funkce ve tvaru (46), příslušné konstanty jsou v tabulce 7.



Obr. 55 – Porovnání průhybu vzorku vypočteného pomocí numerického modelu se změřenými průhyby pro vzorek z Tr300 (a) a Tr600 (b)



Obr. 56 – Průběhy axiálního reziduálního napětí v trubkách Tr300 a Tr600 ve srovnání s průběhem v PE trubce 160 SDR11

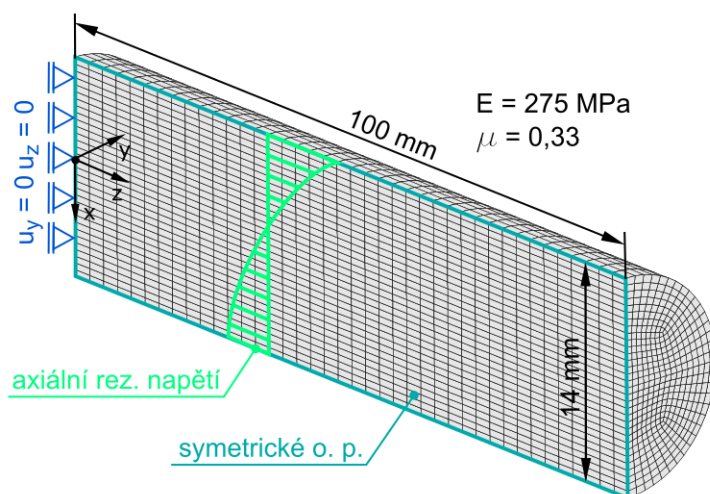
Tabulka 7 – Konstanty pro funkci (46) popisující průběh axiálního reziduálního napětí získané pomocí numerického modelu

konstanta	Tr300	Tr600
$k_1$	1,715	1,585
$k_2$	-0,233	-0,215

Axiální reziduální napětí v obou trubkách je podobné, napětí v trubce Tr600 je asi o 10 % nižší. Ve srovnání s průběhem obvodového reziduálního napětí v těchto trubkách, je axiální přibližně o 40 % nižší.

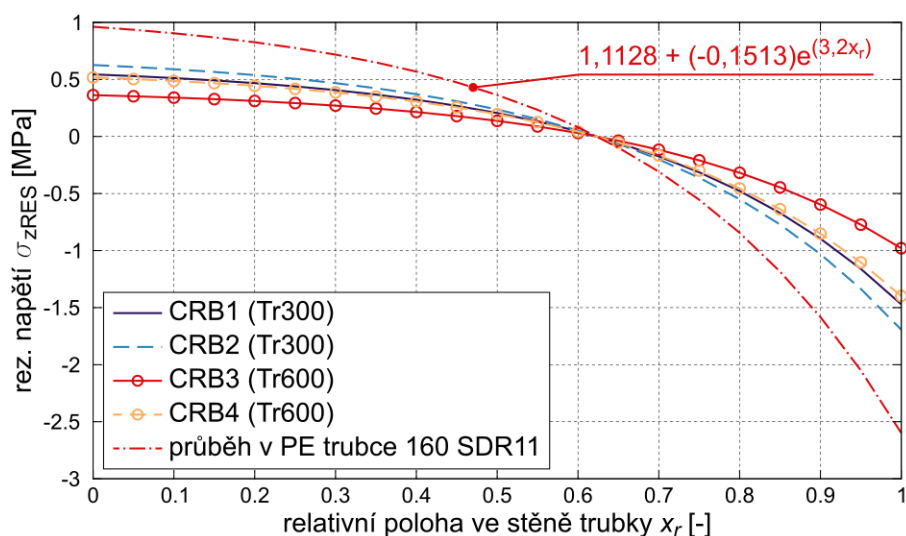
## 7.2.2 Stanovení reziduálního napětí v CRB vzorcích

Obdržené CRB vzorky (délka 100 mm a průměr 14 mm) vyrobené ze stěn trubek Tr300 a Tr600 byly zdeformované (viz Obr. 53) podobným způsobem jako vzorky tvaru hranolu ve výše popsaném experimentu. Axiální reziduální napětí v CRB vzorku způsobující tuto deformaci bylo stanoveno stejným způsobem – deformace všech 4 CRB vzorků (CRB1–CRB4) byla změřena a pomocí numerického modelu CRB vzorku byl nalezen takový průběh reziduálního napětí, který způsobuje stejnou deformaci. Schéma numerického modelu s rozměry a okrajovými podmínkami je na Obr. 57. Použitý model materiálu i způsob zavedení reziduálního napětí byl totožný s předchozím modelem.



Obr. 57 – Numerický model CRB vzorku použitý pro určení axiálního reziduálního napětí, jsou uvedeny rozměry, použité okrajové podmínky a parametry materiálového modelu

Průběhy axiálního reziduálního napětí vypočtené pro jednotlivé CRB vzorky jsou vykresleny v grafu na Obr. 58. Konstanty pro exponenciální funkci popisující průběh axiálního reziduálního napětí jsou pro jednotlivé vzorky uvedeny v tabulce 8.



Obr. 58 – Průběhy axiálního reziduálního napětí v jednotlivých CRB vzorcích z trubek Tr300 a Tr600

Tabulka 8 – Konstanty pro funkci (46) popisující průběh axiálního reziduálního napětí v jednotlivých CRB vzorcích CRB1–CRB4.

konstanta	CRB1 (Tr300)	CRB2 (Tr300)	CRB3 (Tr600)	CRB4 (Tr600)
$k_1$	0,630	0,725	0,419	0,599
$k_2$	-0,086	-0,099	-0,057	-0,081

Axiální reziduální napětí v CRB vzorcích je podstatně nižší než v trubkách, ze kterých byly tyto vzorky vyrobeny. Nejvyšší napětí bylo nalezeno ve vzorku CRB2. Jeho velikost činí asi 50 % axiálního napětí v příslušné trubce Tr300. Nejnižší je napětí ve vzorku CRB 3 – asi 30 % velikosti napětí v příslušné trubce Tr600. Opět je ve velikostech reziduálního napětí vidět rozdíl mezi trubkami Tr300 a Tr600 – napětí ve vzorcích z Tr300 je mírně vyšší než ve vzorcích z Tr600. Průběhy ze vzorků CRB2 a CRB3 byly dále použity v simulacích šíření trhliny v CRB vzorku.

## 7.3 Vliv reziduálního napětí na měření rychlosti šíření trhliny

Vliv reziduálního napětí v CRB vzorku na výsledky měření rychlosti šíření trhliny byl vyhodnocen následujícím způsobem. Byl vytvořen numerický model šíření trhliny v CRB vzorku. V numerickém modelu byla předpokládána určitá závislost rychlosti šíření trhliny daná konstantami  $A$  a  $m$ . Trhlina rostla asymetricky vlivem asymetrického průběhu reziduálního napětí, který byl do modelu přidán k tahovému zatížení vzorku. U modelu vzorku bylo sledováno otevření trhliny COD na okraji vzorku. Pak byla stanovena detekovaná závislost rychlosti šíření trhliny stejným způsobem, jakým by byla stanovena při měření na skutečném CRB vzorku (postup byl popsán výše). *Detekovaná* závislost se lišila od *předpokládané*. Právě na základě jejich rozdílu byl pak hodnocen vliv reziduálního napětí, neboť to rozdíl způsobuje. V ideálním případě bez reziduálního napětí by se *předpokládaná* a *detekovaná* závislost shodovaly.

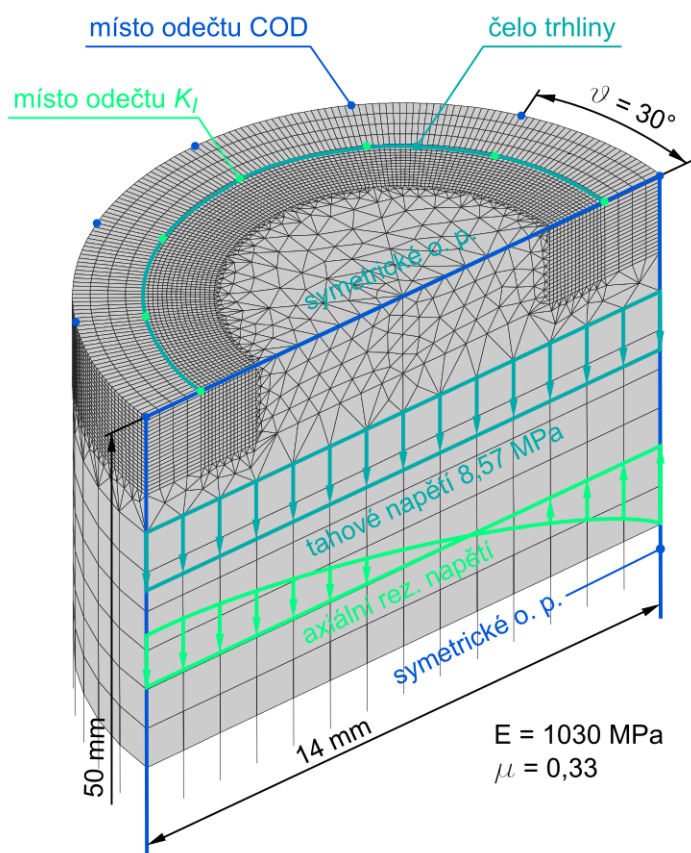
### 7.3.1 Numerický model šíření trhliny v CRB vzorku

Schéma numerického modelu pro simulaci šíření trhliny v CRB vzorku je na Obr. 59. Při tvorbě geometrie modelu byla využita symetrie jednoduchého tvaru CRB vzorku – modelována byla pouze jedna čtvrtina vzorku (jednou rovinou symetrie je rovina trhliny, druhou je rovina půlicí vzorek podélně). Model materiálu byl lineárně elastický, izotropní – Youngův modul 1030 MPa, Poissonovo číslo 0,33. V tomto případě byla jako Youngův modul zvolena hodnota okamžitého modulu PE100, která také vycházela z dat poskytnutých PCCL.

Pro účely pozdějšího porovnání se skutečně testovanými CRB vzorky, bylo zvoleno stejné zatížení modelu. Skutečné vzorky byly testovány při rozptylu napětí  $\Delta\sigma_0 = 12,5$  MPa s asymetrií cyklu  $R = 0,1$ . Vzhledem k tomu, že udávané hodnoty napětí jsou u CRB vztaheny vždy k ploše ligamentu vzorku, a ne k ploše průřezu celého vzorku, musí se příslušná zatěžující síla  $F_{max}$  vypočítat podle vztahu:

$$F_{max} = \frac{\Delta\sigma_0\pi(d_{vz} - a_n)^2}{4(1 - R)} \quad (59)$$

kde  $d_{vz}$  je celkový průměr vzorku (14 mm),  $a_n$  je hloubka počátečního vrubu (1,5 mm) a  $R$  je součinitel asymetrie cyklu (0,1). Rozptylu napětí  $\Delta\sigma_0 = 12,5$  MPa odpovídá při asymetrii cyklu 0,1 síla  $F_{max} = 1319,9$  N. Model vzorku byl zatížen tahovým napětím 8,57 MPa, které odpovídá této síle vztažené na plochu o průměru 14 mm, neboť je zadáváno na koncovou plochu CRB vzorku.



Obr. 59 – Numerický model CRB vzorku použitý simulaci šíření trhliny

Kromě zatížení tahem byl vzorek zatížen i axiálním reziduálním napětím. Velikost a tvar průběhu reziduálního napětí byly založeny na předchozích experimentech. Byly uvažovány dva případy reziduálního napětí – případ CRB2 (reziduální napětí na horní hranici zjištěného rozptylu) a případ CRB3 (spodní hranice). Orientace průběhu reziduálního napětí je zřejmá z Obr. 59. Na jedné straně vzorku je maximum tlakového (záporného) reziduálního napětí a na druhé straně maximum tahového (kladného).

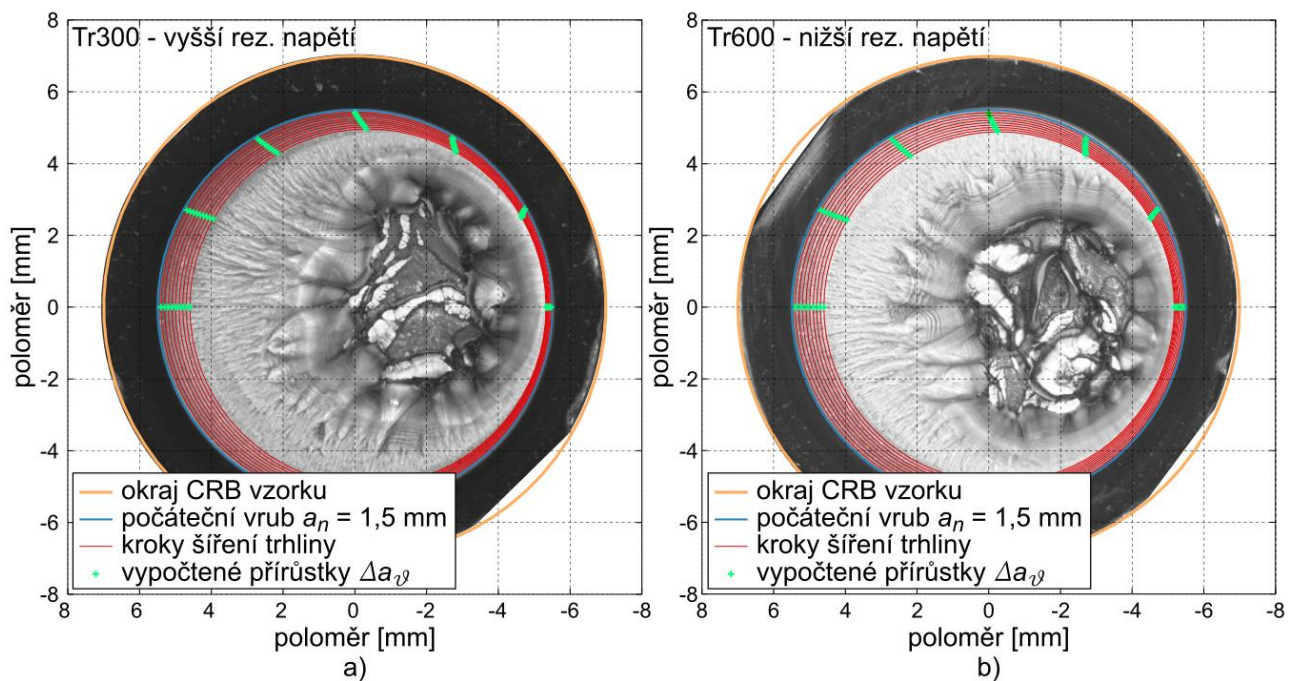
Šíření trhliny ve vzorku bylo simulováno jako 10 po sobě následujících kroků, počátečním krokem byl symetrický počáteční vrub hloubky 1,5 mm. V každém kroku byly vypočteny hodnoty součinitele intenzity napětí v určených bodech pravidelně rozmístěných po  $30^\circ$  na čele trhliny (viz Obr. 59). Poloha jednotlivých bodů je v následujícím textu označena úhlem  $\theta$  s počátkem  $\theta = 0^\circ$  na straně vzorku s maximálním tlakovým reziduálním napětím. Vypočtené součinitele intenzity napětí byly vždy vyšší na straně s tahovým reziduálním napětím a nižší na straně s tlakovým. Přírůstek trhliny v daném kroku byl vypočten na základě hodnot součinitelů intenzity napětí v jednotlivých místech na čele trhliny. Na straně vzorku s největším tahovým reziduálním napětím, tj.  $\theta = 180^\circ$ , byl přírůstek délky trhliny vždy stanoven na  $\Delta a_{180} = 0,1$  mm. Přírůstky  $\Delta a_\theta$  v ostatních bodech na čele trhliny byly vypočteny podle vzorce, který vychází z mocinné závislosti rychlosti šíření trhliny:

$$\Delta a_{\theta} = \left( \frac{K_{I,\theta}}{K_{I,180}} \right)^m \Delta a_{180} \quad (60)$$

kde  $\Delta a_{180}$  a  $\Delta a_{\theta}$  jsou přírůstky trhliny v polohách určených indexy,  $K_{I,\theta}$  a  $K_{I,180}$  jsou součinitele intenzity napětí v určených polohách a  $m$  je exponent určující závislost rychlosti šíření trhliny na součiniteli intenzity napětí. Hodnota exponentu  $m$  odpovídá hodnotě určené měřením rychlosti šíření trhliny na materiálu PE100RC při asymetrii cyklu  $R = 0,1$ . Hodnoty  $A$  a  $m$  charakterizující závislost rychlosti šíření trhliny v PE100RC při  $R = 0,1$  použité zde pro účely modelování byly převzaty z [93] a jsou uvedeny v tabulce 9. Tyto konstanty charakterizují *předpokládanou* závislost rychlosti šíření trhliny na součiniteli intenzity napětí v modelu vzorku.

Tabulka 9 – Materiálové konstanty  $A$  a  $m$  charakterizující závislost rychlosti šíření trhliny na součiniteli intenzity napětí v CRB vzorcích z materiálu PE100RC testovaných při  $R = 0,1$

konstanta		
$A$	$2,356 \times 10^{-5}$	$\frac{(\text{mm/s})}{(\text{MPa} \cdot \text{m}^{\frac{1}{2}})^m}$
$m$	5,159	-



Obr. 60 – Vypočtené kroky postupujícího čela trhliny pro případ (a) vyššího reziduálního napětí (odpovídá Tr300, vzorku CRB2) a (b) nižšího reziduálního napětí (odpovídá Tr600, vzorku CRB3)

Pro oba uvažované případy reziduálního napětí (CRB2 a CRB3) bylo vypočteno 10 kroků šíření trhliny. Porovnání postupujícího čela trhliny v modelech s lomovými plochami skutečných CRB vzorků zatížených odpovídajícím zatížením  $\Delta\sigma_0 = 12,5$  MPa je na Obr. 60. Případ CRB2 (vyšší reziduální napětí, Obr. 60a) je srovnáván s lomovou plochou vzorku z trubky Tr300 a případ CRB3 (nižší reziduální napětí, Obr. 60b) se vzorkem z Tr600. I když je porovnání fotografií lomových ploch s vypočtenými přírůstky trhlín pouze přibližné kvůli nepřesnostem v ořezu fotografií a jejich orientaci, lze

říct, že vypočtené přírůstky trhliny vystihují charakter asymetrie trhliny skutečně pozorovaný ve vzorcích.

Kromě součinitelů intenzity napětí a přírůstků trhliny, byly ve stejných polohách určovány hodnoty COD (otevření trhliny) na okraji vzorku k pozdějšímu vyhodnocení *detekované* rychlosti šíření trhliny.

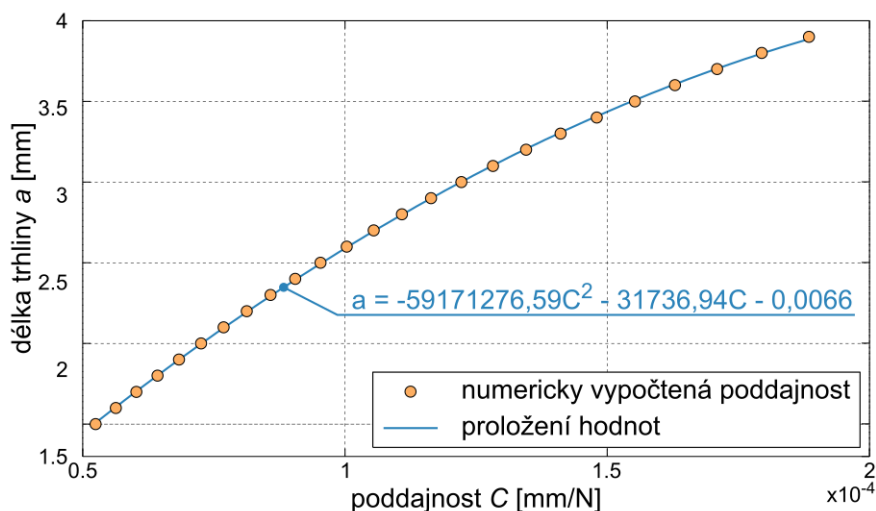
### 7.3.2 Vyhodnocení vlivu reziduálního napětí na měření rychlosti šíření trhliny

Numerická simulace šíření trhliny byla provedena s tím, že trhlina se šíří určitou předpokládanou rychlostí v závislosti na součiniteli intenzity napětí. Tato závislost byla dána konstantami v tabulce 9. Nyní bylo provedeno vyhodnocení *detekované* závislosti rychlosti šíření trhliny tak, jak by probíhalo u skutečného vzorku – tedy *detekovaná* délka trhliny byla určena z COD a součinitel intenzity napětí byl pro tuto délku trhliny vypočten pomocí vztahu (57).

*Detekovaná* délka trhliny  $a_{det}$  byla určena ze spočtených hodnot COD v jednotlivých polohách na okraji vrubu. Nejprve byly z hodnot COD vypočteny hodnoty poddajnosti  $C$  vydělením COD zatěžující silou  $F_{max}$  podle vztahu (19). *Detekovaná* délka trhliny pak byla vypočtena pomocí předem určené závislosti délky trhliny na poddajnosti. Tato závislost měla tvar:

$$a(C) = -59171276,59C^2 - 31736,94C - 0,0066 \quad (61)$$

Závislost délky trhliny na poddajnosti by při vyhodnocení skutečného testu byla určena měřením poddajnosti CRB vzorků s různými známými délkami trhlin. Pro účely simulovaného vyhodnocení numerického modelu byla vypočtena pomocí jednoduchého 2D axisymetrického numerického modelu CRB vzorku. Závislost je vykreslena na Obr. 61.



Obr. 61 – Závislost délky trhliny na poddajnosti CRB vzorku vypočtená pomocí 2D numerického modelu

Každou pozici danou úhlem  $\theta$ , ve které bylo v modelu CRB vzorku určeno COD, lze považovat za místo, kde by u skutečného modelu vzorku byl umístěn extenzometr měřící COD. V každém skutečném experimentu jsou použity 3 extenzometry rozmístěné po 120°. Místa určení COD v modelu jsou rozmístěna po 30°, což umožňuje porovnat různou orientaci umístění 3 extenzometrů vůči asymetricky šířící se trhlíně a zhodnotit, zda orientace extenzometrů může mít vliv na *detekovanou* délku trhliny. Uvažované kombinace poloh extenzometrů byly:

- *Kombinace #1* – polohy 0°, 120°, 240°

- *Kombinace #2* – polohy 30°, 150°, 270°
- *Kombinace #3* – polohy 60°, 180°, 300°
- *Kombinace #4* – polohy 90°, 210°, 330°

Vzhledem k tomu, že model je symetrický, některé pozice jsou ekvivalentní –  $COD_{30} = COD_{330}$ ,  $COD_{60} = COD_{300}$ ,  $COD_{90} = COD_{270}$ ,  $COD_{120} = COD_{240}$ ,  $COD_{150} = COD_{210}$ . Díky tomu jsou také ekvivalentní *Kombinace #2* a *Kombinace #4*. *Kombinace #4* tedy není dále uváděna.

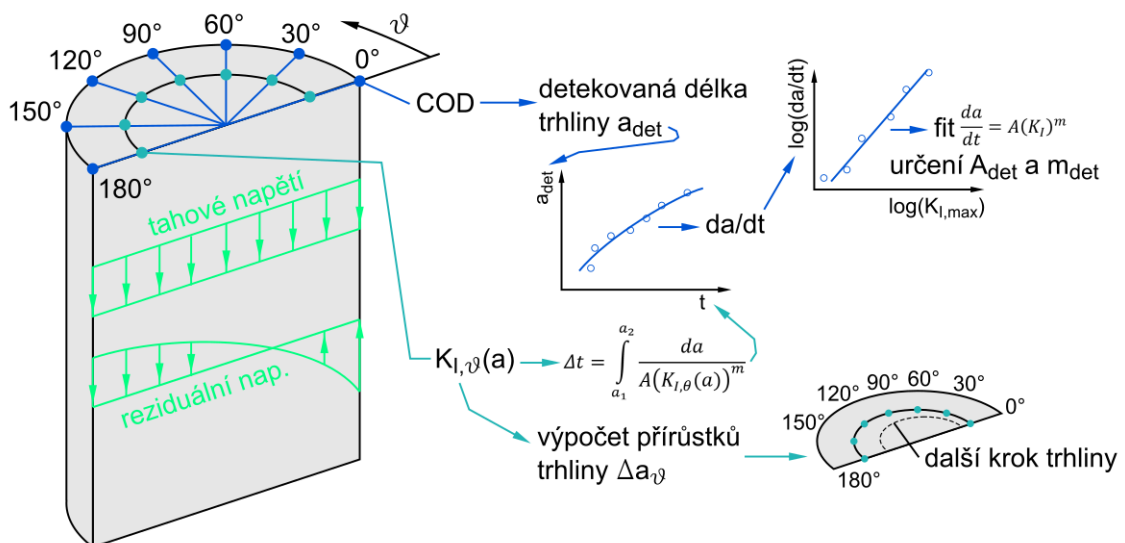
Výsledná detekovaná délka trhliny v každé kombinaci poloh extenzometrů byla vypočtena jako *průměr* délek trhliny detekovaných v jednotlivých pozicích.

Aby bylo možné určit detekovanou rychlost šíření trhliny, bylo potřeba určit také časové přírůstky mezi jednotlivými kroky šíření trhliny. Tyto přírůstky byly určeny integrací mocninné závislosti rychlosti šíření trhliny:

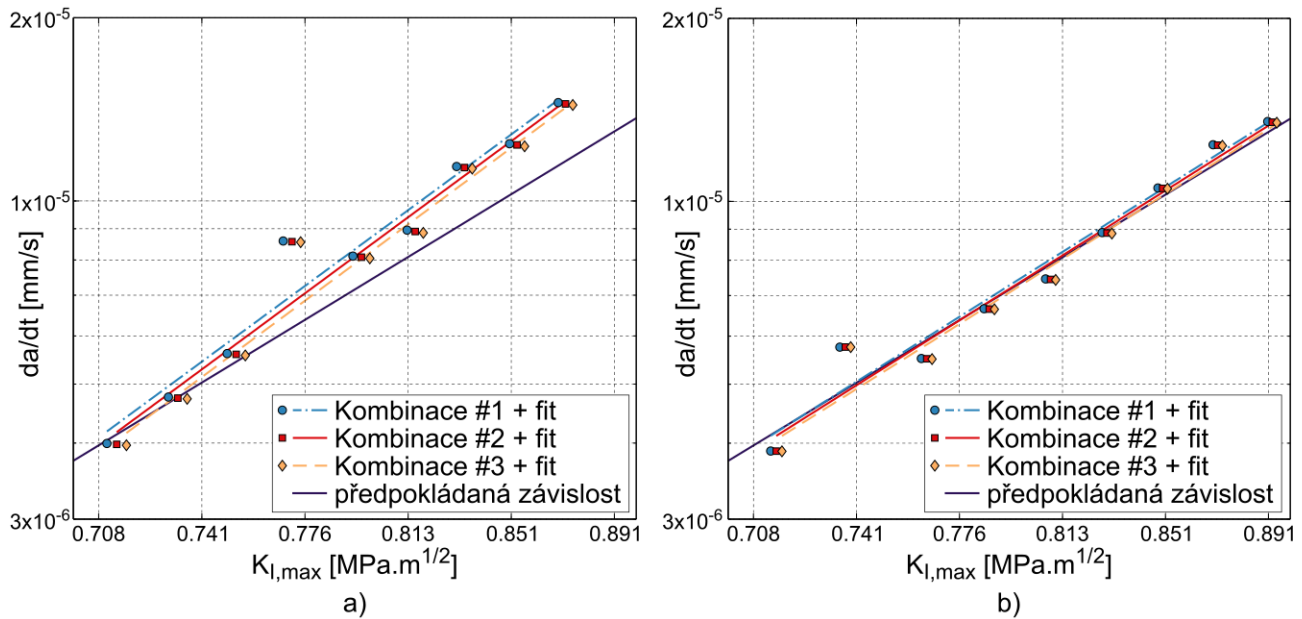
$$\Delta t = \frac{1}{A} \int_{a_1}^{a_2} \frac{1}{(K_{I,\theta}(a))^m} da \quad (62)$$

kde  $\Delta t$  je časový přírůstek v sekundách mezi dvěma délkami trhlín  $a_1$  a  $a_2$ . Pro tuto integraci je také potřeba závislost součinitele intenzity napětí v určité poloze  $\theta$  na délce trhliny v téže poloze –  $K_{I,\theta}(a)$ . Tato závislost je známa, neboť v každém vypočteném kroku modelu byly vyhodnoceny součinitele intenzity napětí. Pro výpočet časových přírůstků byla použita závislost v poloze  $\theta = 180^\circ$ , ale bylo ověřeno, že časové přírůstky vyjdou shodné i v ostatních polohách. Pro výpočet byly použity konstanty pro vzorky z PE100RC,  $R = 0,1$ , uvedené v tabulce 9.

Se známými časovými přírůstky už bylo možné určit detekovanou rychlost šíření trhliny jako poměr průměrné detekované délky trhliny a časového přírůstku  $\Delta a_{det}/\Delta t$ . Takto vypočtená rychlost trhliny byla vykreslena v logaritmických souřadnicích v závislosti na součiniteli intenzity napětí  $K_{I,max}$  vypočteném pro příslušnou délku trhliny pomocí vztahu (57). Proložení této *detekované* závislosti mocninnou závislostí byly určeny konstanty  $A_{det}$  a  $m_{det}$ . Kdyby trhlina rostla symetricky, konstanty  $A_{det}$  a  $m_{det}$  by se rovnaly konstantám  $A$  a  $m$  v tabulce 9. Schéma postupu při vyhodnocení experimentu je na Obr. 62.



Obr. 62 – Schéma vyhodnocení simulace šíření trhliny v CRB vzorku pomocí numerického modelu

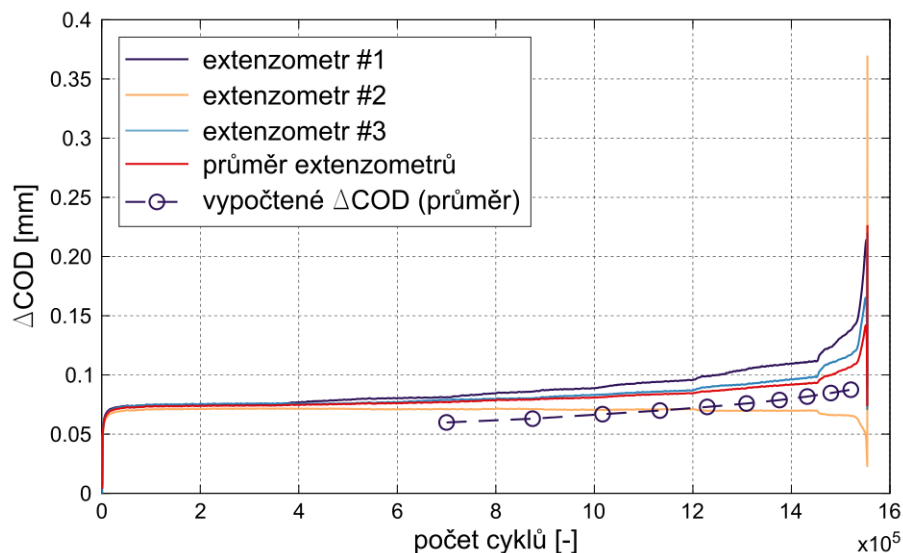


Obr. 63 – Detekované závislosti rychlosti šíření trhliny na součiniteli intenzity napětí vypočtené pomocí numerického modelu pro různé případy reziduálního napětí a 3 kombinace extenzometrů

Detekované závislosti rychlosti šíření trhliny pro případ vyššího reziduálního napětí CRB2 jsou na Obr. 63a. Vykresleny jsou závislosti pro různé kombinace poloh extenzometrů a pro porovnání také ideální předpokládaná závislost, která by byla detekována, kdyby se trhlina šířila symetricky. Stejný graf pro případ nižšího reziduálního napětí CRB3 je na Obr. 63b. Zatímco v případě vyššího reziduálního napětí se průběhy závislosti liší výrazně, v případě nižšího reziduálního napětí se téměř shoduje s ideálním předpokládaným průběhem. Mezi závislostmi detekovanými v různých kombinacích poloh extenzometrů není výrazný rozdíl. Konstanty  $A_{det}$  a  $m_{det}$  pro jednotlivé detekované závislosti jsou v tabulce 10.

Tabulka 10 – Konstanty  $A_{det}$  a  $m_{det}$  určené proložení detekovaných závislosti rychlosti šíření trhliny pro uvažované případy velikosti reziduálního napětí a polohy extenzometrů

případ	$A_{det}$	$m_{det}$
<b>Vyšší rez. napětí (Tr300)</b>		
Kombinace #1	$3,508 \times 10^{-5}$	6,225
Kombinace #2	$3,434 \times 10^{-5}$	6,251
Kombinace #3	$3,363 \times 10^{-5}$	6,278
<b>Nižší rez. napětí (Tr600)</b>		
Kombinace #1	$2,496 \times 10^{-5}$	5,338
Kombinace #2	$2,465 \times 10^{-5}$	5,342
Kombinace #3	$2,435 \times 10^{-5}$	5,347
<b>Původní hodnoty</b>	$2,356 \times 10^{-5}$	5,159



Obr. 64 – Vypočtený průměr COD v porovnání s COD změřeným extenzometry na vzorku z Tr600

Bylo také provedeno porovnání skutečného průběhu COD v závislosti na dosaženém počtu cyklů změřeného extenzometry na vzorku z Tr600 a vypočteného průběhu COD. Vypočtený průběh COD byl sestaven z vypočteného průměrného COD v kombinaci poloh #2 a vypočtených časových přírůstků (čas byl přepočten na počet cyklů vynásobením frekvencí CRB testu – 10 Hz). Průběhy jsou porovnány v grafu na Obr. 64 (vykreslováno je  $\Delta\text{COD}$ , což je rozptyl hodnot COD v zatěžujícím cyklu). Vypočtený průběh nezahrnoval čas potřebný k iniciaci trhliny, který tvoří 30–50 % celkového počtu cyklů do porušení vzorku, a proto není vykreslen od počátku, ale až od hodnoty 700000 cyklů, což je odhad založený na výpočtech životnosti CRB vzorku v následující části a výsledcích experimentů na vzorcích z Tr300 a Tr600. Vypočtený průběh je nižší než průměrné změřené  $\Delta\text{COD}$  asi o 15 %. Je tedy srovnatelný se skutečnými hodnotami COD na CRB vzorcích, rozdíl je může být dán použitím jednoduchého lineárně elastického modelu materiálu. Skutečné CRB vzorky jsou po poměrně dlouhou dobu zatíženy cyklem tah-tah, takže se v jejich deformaci a měřeném COD může projevit creep. Tuto deformaci lineární model nepostihuje.

### 7.3.3 Výpočet počtu cyklů do porušení CRB vzorku

Pro ilustraci významnosti vlivu asymetricky rostoucí trhliny na výsledky určování rychlosti šíření trhliny byly vypočteny odhady životnosti (tj. počtu cyklů do porušení  $N_f$ ) CRB vzorků. Výpočet byl opět proveden integrací mocninné rovnice pro případ zatížení vzorku odpovídající  $\Delta\sigma_0 = 12,5$  MPa. Počáteční délka trhliny byla  $a_{ini} = 1,5$  mm, konečná délka trhliny  $a_{fin} = 2,1$  mm. Při tomto výpočtu bylo automaticky předpokládáno, že trhlina se šíří symetricky a závislost součinitele intenzity napětí na délce trhliny je dána vztahem (57).

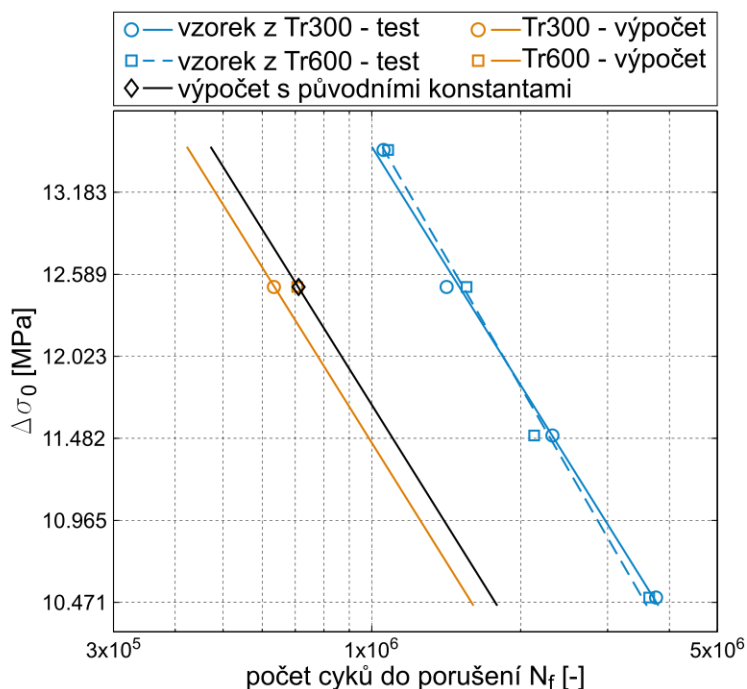
Nejprve byl proveden výpočet počtu cyklů do porušení pro případ konstant  $A$  a  $m$  popisujících závislost rychlosti šíření trhliny ve vzorcích z PE100RC uvedených v tabulce 9. Poté byl tentýž výpočet proveden s konstantami  $A_{det}$  a  $m_{det}$  obdrženy vyhodnocením modelů s vyšším (Tr300) a nižším (Tr600) reziduálním napětím.

Porovnání vypočtených hodnot je uvedeno v tabulce 11. V tabulce jsou pro porovnání také uvedeny počty cyklů do porušení dosažené při testování skutečných vzorků z Tr300 a Tr600 zatížených  $\Delta\sigma_0 = 12,5$  MPa. V grafu na Obr. 65 je vyznačeno totéž porovnání graficky.

Tabulka 11 – Vypočtené počty cyklů do porušení  $N_f$  pro různé kombinace konstant  $A$  a  $m$  v porovnání s počty cyklů skutečně dosaženými při CRB testech

případ	$A$	$m$	$N_f$ (výpočet)	$N_f$ (test)
Původní hodnoty	$2,356 \times 10^{-5}$	5,159	710752	-
Vyšší rez napětí (Tr300)	$3,362 \times 10^{-5}$	6,278	633725	1416971
Nižší rez napětí (Tr600)	$2,465 \times 10^{-5}$	5,342	706315	1554335

Vypočtené počty cyklů jsou mnohem nižší než skutečné počty cyklů dosažené v testu, protože ve výpočtu není zahrnut počet cyklů potřebný pro iniciaci trhliny. Rozdíl mezi výpočtem a měřením naznačuje, že počet cyklů pro iniciaci může být i více než 700000. Nejdůležitější výsledek však vyplývá ze vzájemného porovnání vypočtených počtů cyklů s použitím původních konstant  $A$  a  $m$  a detekovaných konstant  $A_{det}$  a  $m_{det}$  při asymetrickém šíření trhliny. Rozdíl mezi hodnotami se pohybuje do 100000, což je běžná nepřesnost v počtech cyklů obvykle dosažených v CRB testech. To značí, že i když se trhlina v CRB vzorku šíří asymetricky, detekovaná závislost rychlosti šíření trhliny stále dostatečně charakterizuje materiál a získané konstanty mohou být použity k výpočtům odhadů životností CRB vzorků i PE trubek.



Obr. 65 – Porovnání vypočtených počtů cyklů do porušení se skutečně změřenými počty na vzorcích z trubek Tr300 a Tr600

# 8 Životnost plastové trubky při provozním zatížení

Ve výpočtu životnosti (resp. času do porušení mechanismem SCG) PE trubky provedeném na konci kapitoly 6 bylo uvažováno zatížení trubky pouze vnitřním přetlakem a reziduálním napětím různé velikosti. To jsou podmínky, kterým je trubka vystavena při hydrostatické tlakové zkoušce. V této kapitole je popsán numerický model trubky, který zahrnuje i zatížení tlakem zeminy při zakopání trubky, což spolu s vnitřním tlakem a reziduálním napětím tvoří provozní zatížení, kterým je trubka skutečně namáhána při použití v praxi. Pomocí numerického modelu jsou vypočteny závislosti součinitele intenzity napětí na délce rostoucí trhliny, které jsou následně použity pro výpočet životnosti trubky. Veškeré výpočty jsou opět provedeny pro případ trubky 160 SDR11 z materiálu PE100.

## 8.1 Stanovení provozního zatížení

Byl sestaven modelový případ provozního zatížení trubky, který zahrnuje zatížení vnitřním přetlakem, zatížení reziduálním napětím a zatížení tlakem zeminy, které je navýšeno ještě o zatížení způsobené případným provozem na povrchu nad trubkou. Při sestavování tohoto modelového případu byl kladen důraz na to, aby zvolená zatížení byla konzervativní, avšak realistická vzhledem k hodnotám zatížení, které mohou nastat při provozu trubek. Použitá zatížení a stručná zdůvodnění jsou přehledně uvedena v tabulce 12, podrobnější odůvodnění je uvedeno dále.

Tabulka 12 – Zatížení použitá v numerickém modelu PE trubky 160 SDR11 s trhlinou

Typ zatížení	Použité hodnoty	Zdůvodnění
Vnitřní přetlak	0,5 MPa a 1,0 MPa	maximální hodnota přetlaku ve vodovodních trubkách v ČR je 0,7 MPa
Rez. napětí	vnitřní povrch 1,28 MPa vnější povrch -3,45 MPa exponenciální průběh po tloušťce stěny trubky	založeno na hodnotách obvodového rez. napětí zjištěných experimentálně pro trubku 160 SDR11, zahrnut vliv axiálního rez. napětí
Tlak zeminy (viz Obr. 66b)	vertikální tlak $q_v = 0,1396$ MPa horizontální tlak $q_h = 0,0370$ MPa horizontální reakce $q_h^* = 0,0118$ MPa	vypočteno podle rakouské normy ÖNORM B 5012 pro případ trubky zakopané 0,5 m pod povrchem s vysokým zatížením od provozu na vozovce nad trubkou

### 8.1.1 Vnitřní přetlak

Výpočet byl proveden pro dva případy vnitřního přetlaku. Hodnoty vnitřního přetlaku byly zvoleny s ohledem na hodnotu tlaku, kterým mohou být zatíženy vodovodní trubky v České republice. Podle vyhlášky č. 428/2001 [118] nesmí maximální přetlak v nejnižších místech vodovodní sítě každého tlakového pásma převyšovat hodnotu 0,6 MPa. V odůvodněných případech se může zvýšit na 0,7 MPa. V modelu trubky byly použity hodnoty přetlaku 0,5 a 1,0 MPa.

## 8.1.2 Reziduální napětí

Reziduální napětí v plastových trubkách bylo podrobně rozebráno v kapitole 6. Mimo jiné byl popsán i experiment provedený na PE trubce 160 SDR11. Průběh obvodového reziduálního napětí použitý v numerickém modelu trubky 160 SDR11 byl založen na průběhu zjištěném pomocí tzv. zjednodušené metodiky (tj. určení průběhu obvodového rez. napětí výpočtem z deformace jednoho kroužku, viz Obr. 47). Konkrétně byl zvolen průběh vyhodnocený z měření deformace po 8 týdnech daný rovnicí (56), neboť vykazuje nejvyšší hodnoty. Tento průběh byl ještě vynásoben hodnotou korekčního faktoru 1,33 za účelem zohlednění vlivu axiálního reziduálního napětí. Průběh je určen rovnicí jako funkce relativní polohy ve stěně trubky

$$\sigma_{tRES}(x_r) = 1,48 - 0,201e^{3,2x_r} \quad (63)$$

Krajní hodnoty jsou potom následující: na vnitřním povrchu 1,28 MPa a na vnějším povrchu -3,45 MPa.

## 8.1.3 Zatížení tlakem zeminy při zakopání trubky

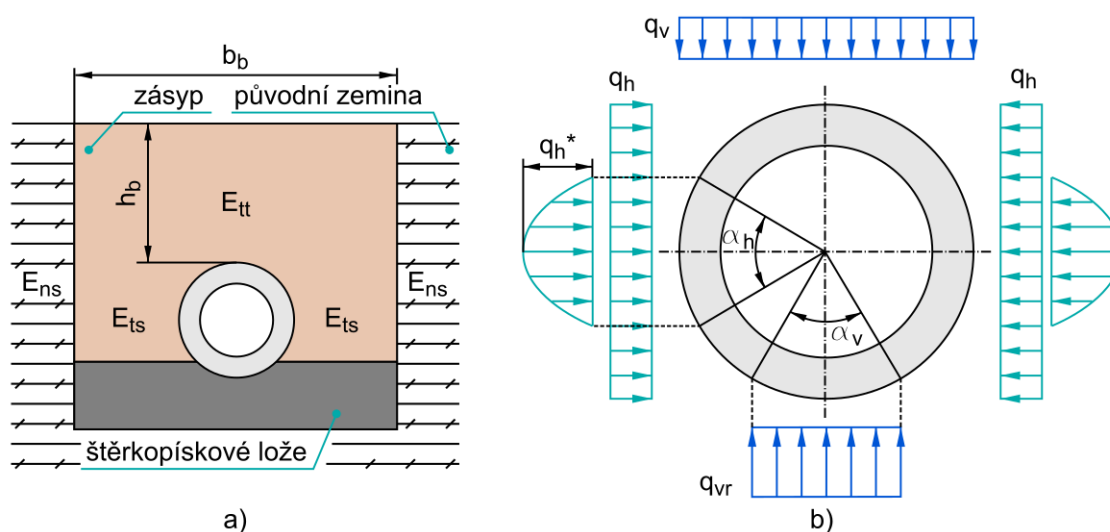
Stanovit zatížení působící na trubku při zakopání pod zem je možné buď jednoduchým výpočtem na základě dostupných norem nebo příruček, nebo pomocí simulace trubky uložené v zemi metodou konečných prvků. Vzhledem k náročnosti druhého zmíněného přístupu na model materiálu, potřebná materiálová data a také čas, byl zvolen přístup první.

Zatížení trubky bylo vypočteno podle rakouské normy ÖNORM B 5012 [119], která uvádí postup statického výpočtu vodovodních a kanalizačních trubek uložených v zemi. Hlavním důvodem k použití rakouské normy byla spolupráce s již zmíněným rakouským *Polymer Competence Center Leoben* (PCCL). Kromě toho česká ani obecná evropská norma pro tento typ výpočtu není zavedena. Jediná evropská norma (přijata i jako ČSN), která se týká výpočtů trubek uložených v zemi, je norma ČSN EN 1291-1 [120]. Tato norma však pouze uvádí obecné požadavky na výpočet trubek uložených v zemi, odkazuje na konkrétní normy určující postup výpočtu v jednotlivých zemích a uvádí stručné návody k použití těchto norem.

Konkrétní případ uložení trubky v zemi včetně parametrů byl zvolen na základě doporučení z PCCL, tak aby se jednalo o konzervativní případ silně zatížené trubky. Typ uložení trubky podle ÖNORM B 5012 je ET3b – jedná se o uložení na předpřipravené šterkopískové lože. Schéma je na Obr. 66a. Trubka je uložena do hloubky  $h_b = 0,5$  m, šířka výkopu je  $b_b = 1,1$  m. Je uvažováno uložení trubky pod vozovku, a tedy i přídavné zatížení od dopravy. Pro výpočet zatížení působícího na trubku jsou také důležité parametry popisující vlastnosti zeminy použité k zásypu a vlastnosti původní zeminy, ve které byl proveden výkop. Třída zeminy pro oba případy byla uvažována  $G_S = 3$  – špatně soudržné smíšené zeminy s vyšším podílem jemnějších částic, jako jsou směsi šterku a písku nebo hlinitý písek. Chování zeminy je v normě určeno především parametrem nazývaným modul zeminy. Moduly zeminy v různých polohách vzhledem k trubce (viz Obr. 66a) byly následující:  $E_H = 1,423$  MPa,  $E_{ts} = 1,423$  MPa,  $E_{ns} = 5$  MPa.

Zatížení působící na trubku bylo vypočteno postupem uvedeným v normě. Největší zatížení, způsobené tíhou zeminy a dopravou na povrchu, působí na trubku ve vertikálním směru, značeno je  $q_v$ ,  $q_{vr}$  je reakce od podloží. Zatížení od dopravy je v normě ÖNORM B 5012 určeno závislostí, ze které vyplývá, že čím hlouběji je trubka zakopána, tím menší přídavné zatížení od dopravy na ni působí (proto byl zvolen mělký výkop o hloubce 0,5 m, aby se toto přídavné zatížení výrazně projevilo). Na trubku také působí zatížení v horizontálním směru způsobené tlakem zeminy  $q_h$ , a také reakcí  $q_h^*$

vyvolanou deformací trubky při působení vertikálního zatížení. Vypočtené hodnoty zatížení jsou  $q_v = 0,1396$  MPa,  $q_h = 0,0370$  MPa,  $q_h^* = 0,0118$  MPa. Úhly  $\alpha_h$  a  $\alpha_v$  jsou oba  $120^\circ$ .



Obr. 66 – Schéma uložení trubky v zemi typu ET3b podle ÖNORM B 5012 s vyznačenými moduly zeminy (a) a schéma rozložení zatížení působícího na trubku 160 SDR11 uloženou v zemi (b)

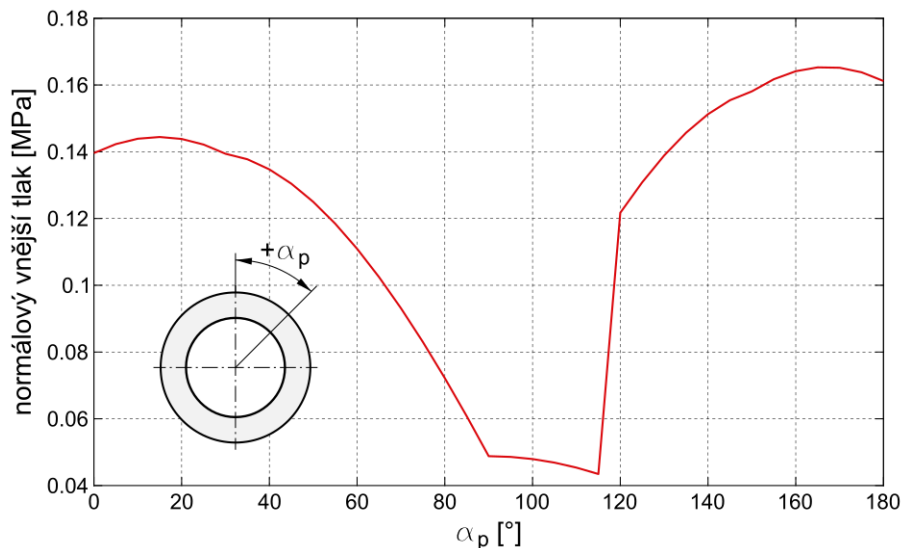
## 8.2 Numerický model trubky s trhlinou

Simulace šíření trhliny v trubce 160 SDR11 zatížené modelovým případem provozních zatížení byla provedena pomocí numerického modelu trubky s trhlinou. Výpočet byl proveden dvakrát, jednou s hodnotou vnitřního přetlaku 0,5 MPa podruhé s 1 MPa, ostatní zatížení byla v obou případech stejná. Tak byly získány závislosti součinitele intenzity napětí na délce šířící se trhliny, které byly poté použity ve výpočtu životnosti.

### 8.2.1 Popis modelu

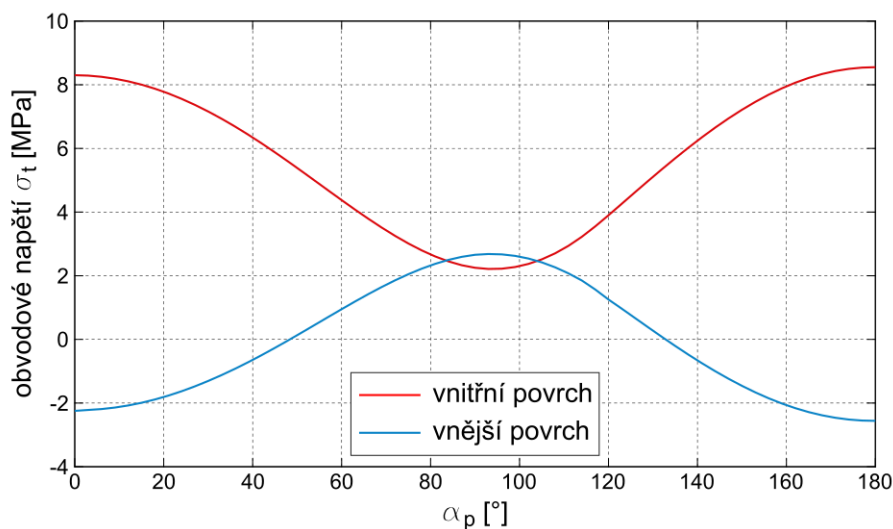
Před samotným modelováním šíření trhliny bylo potřeba zjistit, kde se nachází místo nejvyššího obvodového napětí na vnitřním povrchu, ve kterém by měla být trhlina umístěna. Zatížení vnitřním přetlakem i zatížení reziduálním napětím jsou rotačně symetrická a způsobí také rotačně symetrický průběh obvodového napětí, takže se maximum nachází v každém místě obvodu na vnitřním povrchu. Přidáním zatížení tlakem zeminy je rotační symetrie porušena, neboť zatížení tlakem zeminy je symetrické pouze podle vertikální osy. Kritické místo se tedy nachází v jednom určitém místě na vnitřním povrchu. Za účelem jeho nalezení byl vytvořen model trubky bez trhliny zatížený kombinací vnitřního přetlaku, reziduálního napětí a tlaku zeminy.

Zatímco zatížení modelu vnitřním přetlakem je jednoduché a přítomnost reziduálního napětí je simulována pomocí již zmíněné funkce INISTATE, zatížení tlakem zeminy bylo nutné pro účely modelování mírně upravit. Z rozložení zatížení na Obr. 66b byla vypočtena složka tlaku, který působí na vnější povrch trubky v normálovém směru. Průběh takto přepočteného zatížení je vykreslen na Obr. 67 v závislosti na poloze určené úhlem  $\alpha_p$ , poloha  $0^\circ$  je na vrcholu trubky (vykreslen je pouze interval  $0^\circ$ – $180^\circ$  z důvodu symetrie). Tento průběh tlaku byl pak zadán na vnější povrch modelu trubky. Stejný postup byl použit i později pro model s trhlinou.



Obr. 67 – Průběh normálového vnějšího tlaku působícího na trubku, vyznačena orientace souřadnice polohy  $\alpha_p$

Průběh obvodového napětí na vnitřním a vnějším povrchu trubky je vykreslen na Obr. 68 v závislosti na poloze určené úhlem  $\alpha_p$ . Výsledky napětí jsou také vertikálně symetrické, maximum se nachází na vnitřním povrchu v poloze  $180^\circ$ , tedy na dně trubky.



Obr. 68 – Průběh obvodového napětí na vnitřním a vnějším povrchu trubky 160 SDR11 při zatížení kombinací vnitřního přetlaku, reziduálního napětí a tlaku zeminy

Vzhledem k tomu, že trhlina byla umístěna v poloze  $180^\circ$ , byla zachována symetrie podle roviny  $y-z$  (orientace souřadnicového systému viz Obr. 69). Trubka s trhlinou je navíc symetrická i podle roviny  $x-y$ . Bylo tedy možné modelovat pouze čtvrtinu trubky. Schéma modelu s trhlinou je na Obr. 69.

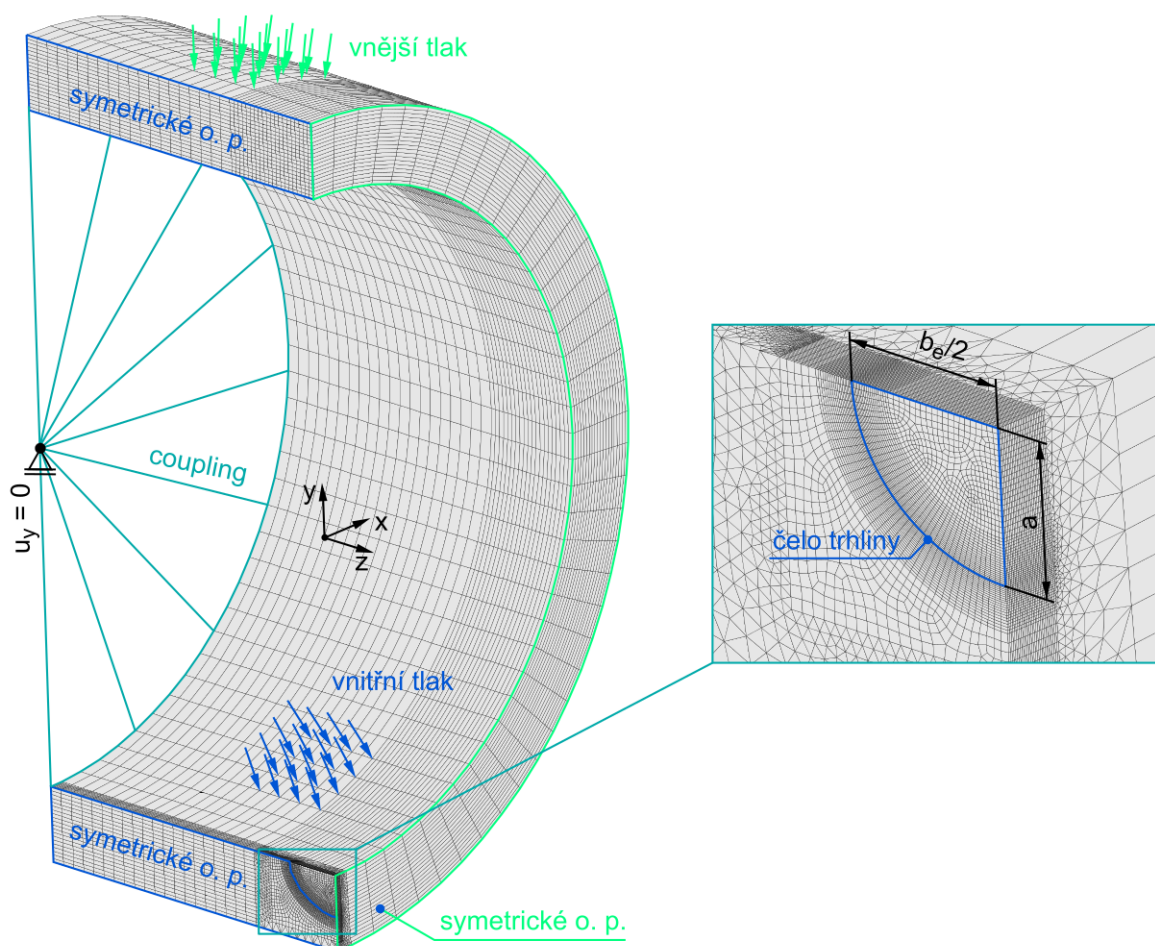
V trubce byla zavedena poloeliptická trhlina s poměrem délek hlavní a vedlejší poloosy určeným podle vztahu převzatého z [12]:

$$b_e = 2a \left( 0,1936 \left( \frac{a}{s} \right)^2 + 0,6628 \left( \frac{a}{s} \right) + 1,0919 \right) \quad (64)$$

kde  $a$  je vedlejší poloosa elipsy (považována zde za délku trhliny, a proto shodně značena),  $b_e$  je délka hlavní osy elipsy (tedy  $b_e/2$  je délka hlavní poloosy) a  $s$  je tloušťka stěny trubky. Tento vztah byl

původně určen optimalizací tvaru eliptického čela trhliny tak, aby při šíření trhliny byl po čele trhliny přibližně konstantní součinitel intenzity napětí. Tato optimalizace byla provedena pouze pro zatížení vnitřním tlakem. V této práci je vztah použit pouze jako aproximace eliptického čela trhliny při šíření v trubce, skutečná optimalizace provedena nebyla.

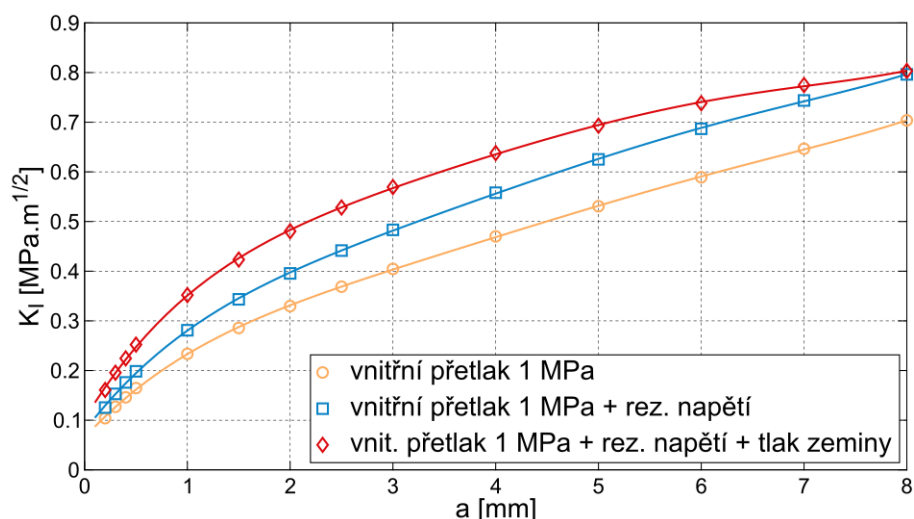
Na plochách symetrie modelu byly zavedeny symetrické okrajové podmínky. Na volném konci byla zavedena okrajová podmínka zamezující posuv v axiálním směru. K ukotvení modelu ve vertikálním směru byl použit *coupling* okrajových podmínek bodů na vnitřním okraji volného konce k bodu na ose trubky, aby nebyla nijak narušena deformace ve vertikálním směru.



Obr. 69 – Síť modelu trubky 160 SDR11 s trhlinou, vyznačeny okrajové podmínky na plochách symetrie i coupling a zatížení, v detailu je vidět zjemněná síť v okolí čela trhliny a jsou vyznačeny rozměry trhliny

## 8.2.2 Výsledky

Pomocí numerického modelu trubky byly vypočteny hodnoty součinitele intenzity napětí pro trhlinu v trubce zatíženou pouze vnitřním přetlakem, kombinací vnitřního přetlaku a reziduálního napětí a kombinací všech zatížení včetně tlaku zeminy (všechny případy měly variantu s vnitřním přetlakem 0,5 MPa a 1 MPa). Výpočet byl proveden pouze pro některé délky trhlín a výsledky byly proloženy polynomickými funkcemi. Grafy závislostí pro případ vnitřního přetlaku 1 MPa jsou na Obr. 70.

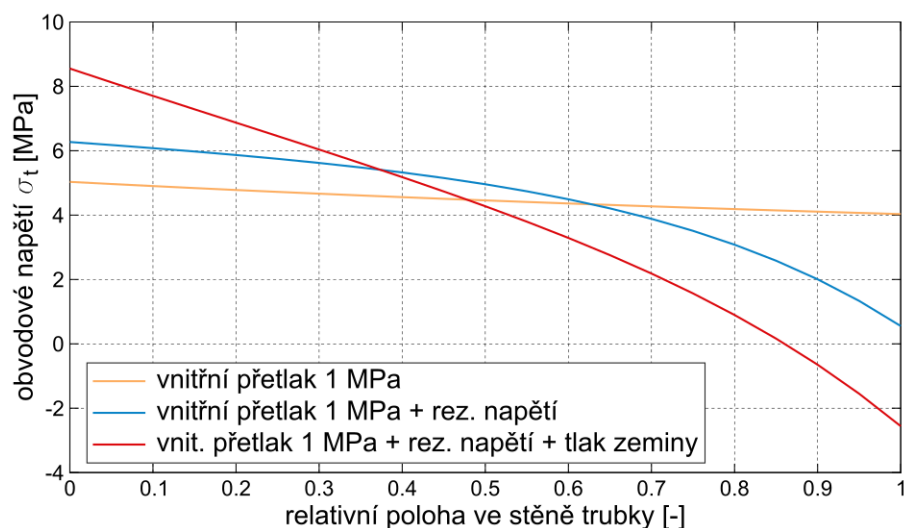


Obr. 70 – Závislosti součinitele intenzity napětí pro různé kombinace zatížení trubky 160 SDR11 při vnitřním přetlaku 1 MPa

Rovnice závislosti součinitele intenzity napětí pro případ současného působení všech tří zatížení má pro kombinaci s vnitřním přetlakem 1 MPa tvar:

$$K_I(a) = 1,1018 \times 10^{-4}a^5 - 0,0027a^4 + 0,0247a^3 - 0,1155a^2 + 0,3422a + 0,1022 \quad (65)$$

Pro účely výpočtu životnosti v této práci byly rovnice závislosti součinitelů intenzity napětí použity dále v tomto tvaru a nebyly upravovány do obecného tvaru zohledňujícího rozměry trubky a parametry zatížení. K tomu by bylo potřeba provést více výpočtů s různými rozměry trubek a různou velikostí zatížení.



Obr. 71 – Průběhy obvodového napětí ve stěně trubky 160 SDR11 při různých kombinacích zatížení (varianta s vnitřním přetlakem 1 MPa)

Závislost součinitele intenzity napětí pro případ všech tří zatížení ukazuje, že vliv tlaku zeminy je ze začátku poměrně výrazný, ale přibližně v polovině tloušťky stěny trubky se postupně vytrácí. Je to dáno tím, že obvodové napětí způsobené vnějším tlakem zeminy má ohybový charakter. Na vnitřním povrchu je kladné a směrem k vnějšímu klesá do záporných hodnot, a to dříve než reziduální napětí, čímž snižuje jeho vliv. Dobře je to vidět z průběhů napětí ve stěně trubky bez trhliny, které jsou

vykresleny na Obr. 71. Důležité je však především zvýšení hodnot součinitele intenzity napětí působením tlaku zeminy v oblasti kratších trhlin cca do 2 mm. Průběh závislosti v této oblasti má vždy určující vliv na vypočtenou životnost.

### 8.3 Výpočet životnosti při provozním zatížení

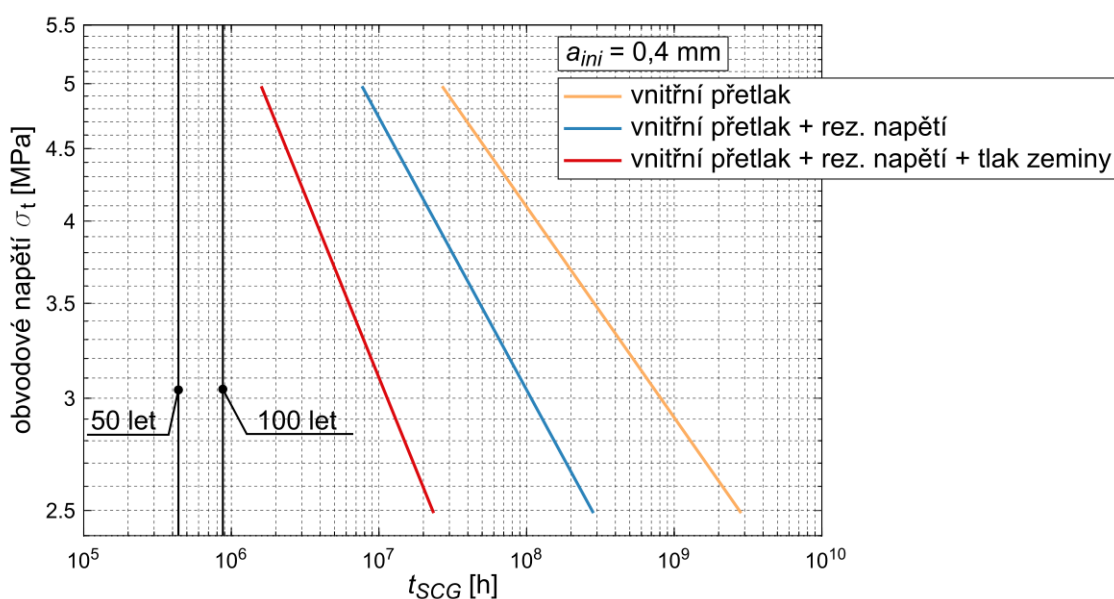
Se získanými závislostmi součinitele intenzity napětí na délce trhliny byl proveden výpočet životnosti, resp. času do porušení mechanismem SCG při určité délce počáteční trhliny. Počáteční délka trhliny byla zvolena  $a_{ini} = 0,4$  mm, konečná délka trhliny  $a_{fin} = 7,3$  mm (polovina tloušťky stěny trubky). Opět byly použity materiálové parametry  $A$  a  $m$  pro materiál PE100 uvedené v tabulce 4.

Vypočtené časy do porušení  $t_{SCG}$  pro jsou uvedeny v tabulce 13.

Tabulka 13 – Výsledné časy do porušení vypočtené pro případ trubky 160 SDR11 zatížené modelovým provozním zatížením

Případ zatížení	$t_{SCG}$ [roky (hodiny)]	$t_{SCG}$ [roky (hodiny)]
	vnitřní přetlak 0,5 MPa	vnitřní přetlak 1 MPa
Vnitřní přetlak	324181 (2 839 825 560)	3058 (26 788 080)
Vnitřní přetlak + rez. napětí	32369 (283 552 440)	876 (7 673 760)
Vnitřní přetlak + rez. napětí + tlak zeminy	2679 (23 468 040)	182 (1 594 320)

Hodnoty životnosti byly pro porovnání zakresleny do grafu podobnému způsobu vykreslení výsledků hydrostatické tlakové zkoušky. Zde je životnost vykreslena v závislosti na obvodovém napětí, nicméně obvodové napětí v tomto případě nerespektuje skutečnou hodnotu obvodového napětí na vnitřním povrchu při daném zatížení, jedná se pouze o odhad obvodového napětí, který způsobí daný vnitřní přetlak, podle vztahu (3). Podle tohoto vztahu odpovídá přetlaku 0,5 MPa v trubce 160 SDR11 obvodové napětí asi 2,5 MPa a přetlaku 1 MPa asi 5 MPa.



Obr. 72 – Porovnání časů do porušení vypočtených pomocí vztahů v literatuře a pomocí nově vytvořeného numerického modelu s různými kombinacemi zatížení

Hodnoty časů do porušení trubky jsou pro většinu uvažovaných kombinací nereálně vysoké. Vypočtené časy navíc stejně jako v předchozích výpočtech nezahrnují čas potřebný k iniciaci trhliny. Takto

vysoké hodnoty znamenají, že při daném zatížení trubky spolehlivě překročí požadovanou životnost 50 let, případně i 100 let a k porušení trubek dojde jiným mechanismem než SCG. Po dlouhé době provozu trubky totiž začne docházet k degradaci materiálu, což není v uvedených výpočtech nijak zohledněno.

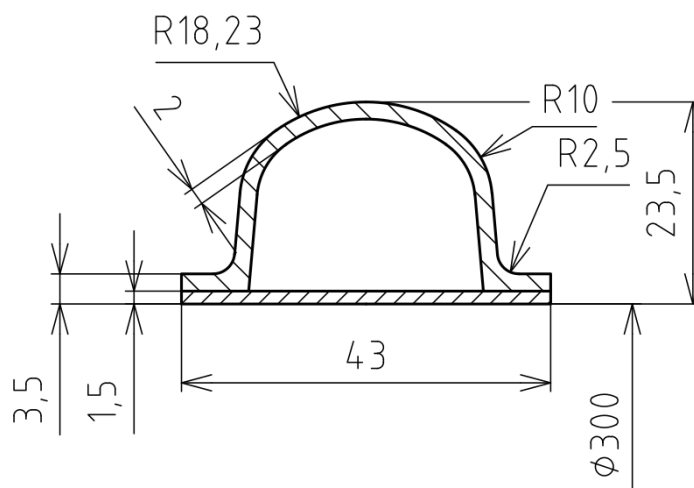
Míra ovlivnění životnosti přidáním reziduálního napětí k vnitřnímu přetlaku posune životnost podobně jako v předchozím výpočtu v kapitole 6, který byl proveden s použitím vztahu (14).

Zatížení zeminou posouvá vypočtenou životnost trubky blíže k reálným hodnotám a ukazuje se, že může v určitých hraničních případech mít podstatný vliv na životnost. Je však nutno zdůraznit, že použitý případ je skutečně výrazně horší kvůli kombinaci zatížení dopravou a mělkého výkopu. Stačí uvažovat trubku zakopanou při stejných rozměrech a podmínkách o 1 m hlouběji a zatížení vypočtené podle normy se podstatně sníží (např.  $q_v$  klesne z 0,1396 MPa na 0,0711 MPa, tj. o téměř 50 %). Dá se předpokládat, že při správně provedeném zakopání nebude mít zatížení zeminou na životnost tlakové trubky tak výrazný vliv.

## 8.4 Zatížení netlakových trubek tlakem zeminy

V souvislosti se zatížením trubky zeminou a potažmo provozem na povrchu je vhodné alespoň okrajově zmínit i netlakové trubky. Netlakové trubky jsou v provozu zatíženy pouze tlakem zeminy a mají zpravidla výrazně tenčí stěnu než trubky tlakové. Případně bývá stěna těchto trubek tvořena tvarovým profilem.

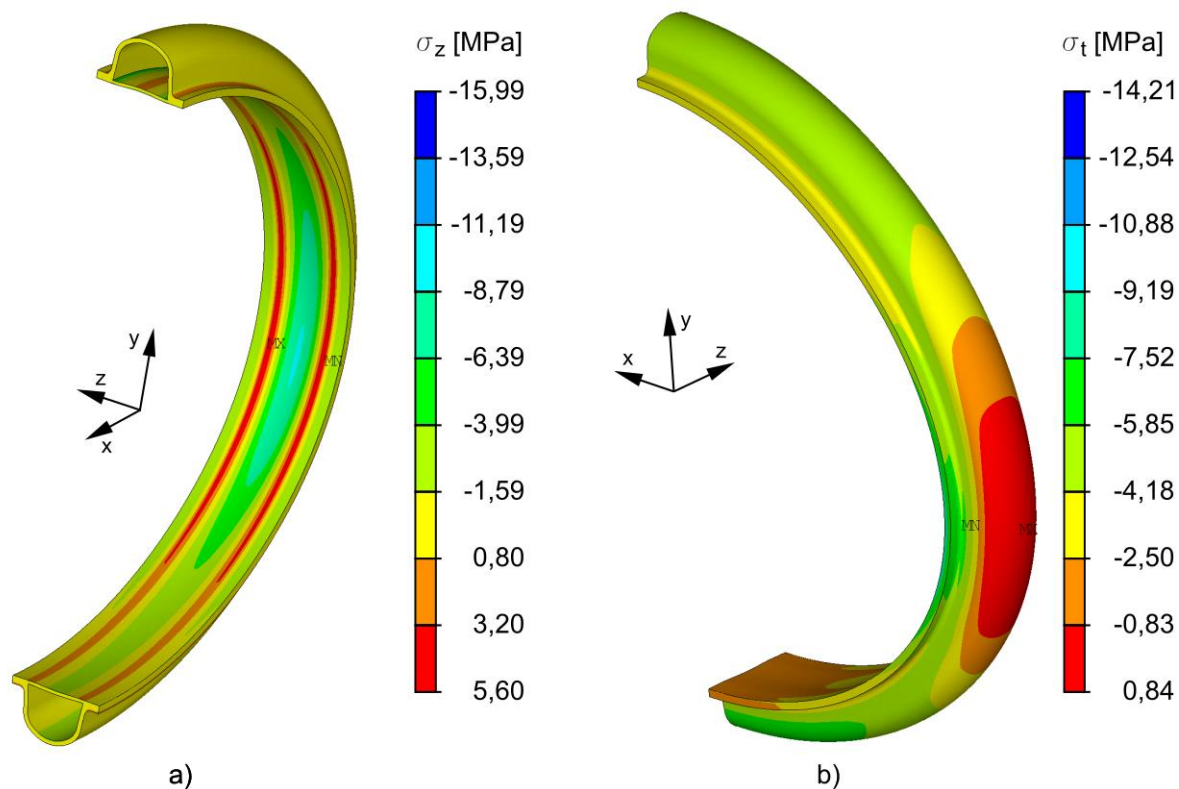
V rámci spolupráce s PCCL byla provedena simulace netlakové trubky s vlnitou stěnou. Rozměry profilu, který tvoří stěnu simulované trubky, jsou na Obr. 73. Vnitřní průměr trubky je 300 mm.



Obr. 73 – Profil stěny simulované netlakové trubky zatížené tlakem zeminy

Simulace byla zaměřena především na určení kritických míst na vnitřním i vnějším povrchu, ve kterých by se mohla začít šířit trhlinka. Model materiálu byl lineárně elastický izotropní s modulem pružnosti 1030 MPa a Poissonovým číslem 0,33. Model trubky byl zatížen pouze vnějším tlakem zeminy, který byl určen stejným způsobem jako v předchozím případě tlakové trubky, hodnoty jednotlivých tlaků ve vertikálním a horizontálním směru byly:  $q_v = 0,1092$  MPa,  $q_h = 0,0421$  MPa,  $q_h^* = 0,0495$  MPa. Použité okrajové podmínky byly také podobné jako u tlakové trubky, tedy symetrie na příslušných plochách a coupling k zamezení vertikálního posuvu modelu.

Vypočtená napětí v axiálním a obvodovém směru jsou vykreslena na Obr. 74. Především napětí v axiálním směru dosahuje v maximech poměrně vysokých hodnot, které se téměř vyrovnají napětí v tlakové trubce zatížené kombinací vnitřního přetlaku 1 MPa a reziduálního napětí. Zabývat se tlakem zeminy má tedy smysl hlavně v případě netlakových trubek, kde jako jediné provozní zatížení způsobuje podstatné namáhání stěn trubek.



Obr. 74 – Axiální  $\sigma_z$  (a) a obvodové  $\sigma_t$  (b) napětí vyvolané zatížením tlakem zeminy v modelu netlakové trubky s vlnitou stěnou

## 9 Závěr

Předložená dizertační práce se zabývá především reziduálním napětím v polyolefinových tlakových trubkách, jako faktorem, který je nutné zahrnout do odhadu jejich životnosti. Práce je ale pojata širěji a řeší i vliv reziduálního napětí na vyhodnocení měření rychlosti šíření trhliny v trubkových materiálech, nebo provozní zatížení trubek včetně zatížení od zeminy a provozu na vozovce na povrchu. Práce tedy postihuje různé jevy a problémy, které se objevují v souvislosti s odhady dlouhodobé životnosti polymerních trubek na základě předpokladu, že porušení probíhá mechanismem pomalého šíření creepové trhliny.

V práci bylo definováno 5 základních cílů, které mají být splněny. Závěry pro jednotlivé cíle jsou uvedeny v následujícím přehledu.

### 1. *Detailní popis reziduálního napětí ve stěně polymerní trubky*

V rámci dizertační práce byly provedeny a vyhodnoceny experimenty s cílem určit průběh reziduálního napětí, obvodového a axiálního, ve stěnách různých polymerních trubek.

Obvodové reziduální napětí je obvykle z hlediska vlivu na porušení stěny trubky důležitější, proto byla jeho určení věnována větší pozornost. Pro podrobné stanovení průběhu a velikosti tohoto napětí byla zvolena metoda rozříznutých kroužků, při které se měří deformace kroužků vyrobených ze stěny trubky. Postup výpočtu průběhu napětí ze změřené deformace byl založen na teorii ohybu silně zakřivených prutů. Výsledky pak byly ověřeny numerickou simulací experimentu, která byla v dobré shodě s experimentálními daty. Ukázalo se, že průběh obvodového napětí nejlépe popisuje exponenciální křivka. Experiment metodou rozříznutých kroužků byl proveden na sadě 8 polypropylenových trubek různých rozměrů a jedné polyetylenové trubce typu 160 SDR11. Průběhy v jednotlivých PP trubkách se vzájemně příliš nelišily. Pro účely dalšího porovnávání byl stanoven průměrný průběh v PP trubkách, který je charakterizován hodnotou 1,3 MPa na vnitřním povrchu trubky a -3,6 MPa na vnějším. V PE trubce pak byly hodnoty zjištěného průběhu přibližně dvakrát menší, průběh však měl podobný tvar.

Axiální reziduální napětí bylo určeno pouze v PE trubce 160 SDR11, a to pomocí měření deformace pásků vyříznutých v podélném směru ze stěny trubky. Průběh reziduálního napětí způsobující danou deformaci byl nalezen pomocí metody konečných prvků. Tento průběh byl téměř stejný jako průběh obvodového napětí v téže trubce.

Axiální reziduální napětí se v delších trubkách promítá i do hodnoty obvodového napětí, což se projevuje rozdílnou deformací různě dlouhých úseků trubek při jejich rozříznutí. Tento vliv byl v práci vyhodnocen a byla stanovena korekční funkce, kterou je možné korigovat výsledky obvodového reziduálního napětí určené pomocí tenkých kroužků a zahrnout tak vliv axiálního reziduálního napětí.

### 2. *Zjednodušení metodiky určování reziduálního napětí*

Protože postup stanovení reziduálních napětí pomocí odběru velkého množství kroužků s modifikovanou tloušťkou stěny je velice náročný na provedení, byla vytvořena zjednodušená metoda, která umožňuje získat realistický odhad reziduálních napětí pomocí rozříznutí a měření deformace pouze jednoho kroužku. Tato metoda vychází z předpokladu exponenciálního průběhu reziduálního napětí, který je založen na předchozích experimentech, a modifikuje tak zjednodušenou metodu popsanou

v literatuře, která předpokládá lineární průběh reziduálního napětí. Tento postup umožňuje vyhodnotit i data již změřená a vyhodnocená pomocí běžných metod a výsledky pak použít ve výpočtech zbytkové životnosti.

### 3. *Kvantifikace vlivu reziduálního napětí na životnost trubky*

Pomocí předchozích experimentů a výpočtů byl určen rozsah hodnot reziduálního napětí ve sledovaných polymerních trubkách (1,1–2,1 MPa), který byl dále použit ve výpočtu odhadu životnosti trubky s uvažováním reziduálního napětí. Výpočet byl proveden integrací modifikované Paris-Erdoganovy rovnice. Byla použita závislost součinitele intenzity napětí na délce trhliny s vlivem reziduálního napětí publikovaná autory z ÚFM. Výsledné hodnoty ukázaly, že reziduální napětí má podstatný vliv na životnost trubky, vypočtený čas do porušení s uvažováním reziduálního napětí je o 40–60 % nižší než v případě bez reziduálního napětí.

Velikost reziduálního napětí lze tedy poměrně spolehlivě odhadnout výše uvedenými metodami pro konkrétní případy trubek a potom ji relativně jednoduše zahrnout do výpočtu životnosti.

### 4. *Stanovení vlivu provozních zatížení na životnost trubky*

Případ provozního zatížení působícího na běžně používanou zakopanou vodovodní trubku byl v této práci stanoven na základě běžných hodnot vnitřních přetlaků v trubkách v ČR, reziduálního napětí z předchozích experimentů a vypočteného zatížení zeminou při zakopání trubky. Zatížení zeminou bylo stanoveno na základě rakouské normy ÖNORM B 5012. Konkrétní parametry charakterizující provedení výkopu a vlastnosti zeminy byly odhadnuty ve spolupráci s PCCL. Aby bylo možné provést výpočet životnosti, bylo nutné nejprve pomocí numerické simulace šíření trhliny stanovit závislost součinitele intenzity napětí pro danou kombinaci zatížení.

Životnosti vyšly i pro kombinaci všech tří zatížení poměrně vysoké, což bylo dáno především uvažováním nízkého vnitřního přetlaku. Přestože jak reziduální napětí, tak zatížení od zeminy mají na vypočtenou životnost podstatný vliv, vnitřní přetlak je určující. Trubky z PE100 (jehož materiálové charakteristiky byly při výpočtu použity) jsou dimenzovány tak, aby měly životnost alespoň 50 let při obvodovém napětí 10 MPa (což při rozměrech trubky 160 SDR11 odpovídá zhruba vnitřnímu přetlaku 2 MPa). Vysoké vypočtené hodnoty odhadů životnosti tedy znamenají, že trubka by při běžném provozu měla 50 let bezpečně překročit. Na její skutečnou životnost pak bude mít vliv především degradace materiálu daná mimo jiné i vlastnostmi přepravovaného média. Zahrnutí reziduálního napětí a tlaku zeminy jsou nicméně důležité faktory, se kterými je nutné při odhadu životnosti počítat a které podobné výpočty přibližují realitě.

Metodu zohlednění zatížení tlakem zeminy lze, kromě tlakových trubek, použít také na trubky netlakové, pro které může být tento typ zatížení významnější.

### 5. *Posouzení vlivu reziduálního napětí na výsledky zrychlených zkoušek polymerních materiálů*

Práce se také zabývala jevem, který se objevuje při testování trubkových materiálů pomocí CRB testu. U válcových vzorků s obvodovým počátečním vrubem, které se v tomto typu testu používají, se může vyskytnout asymetrické šíření trhliny. Tento jev může mít více příčin, z nichž jedním je i asymetrie v zatížení vzorku způsobená reziduálním napětím, které ve vzorku zůstane, je-li vzorek vyroben přímo ze stěny trubky. Byl studován vliv takto způsobené asymetrie na výsledky měření rychlosti šíření trhliny v CRB vzorku, což je důležité, neboť výsledky tohoto typu měření se používají právě ve výpočtech životnosti.

Byl sestaven model CRB vzorku s trhlinou zatíženého kombinací tahu a asymetrického reziduálního napětí. Model byl vyhodnocen stejně jako skutečný vzorek v experimentu a byl sledován rozdíl mezi

předpokládanou rychlostí šíření trhliny a detekovanou rychlostí. Tento rozdíl je právě dán asymetrickým šířením trhliny. Detekovaná rychlost šíření trhliny je sice ovlivněna asymetrickým šířením, avšak nepřesnost v určených materiálových parametrech nezpůsobí významnou chybu v odhadu životnosti.

# Seznam použitých zdrojů

- [1] *BPF Pipes Group: History* [online]. 2018. Dostupné z: <https://www.bpfpipesgroup.com/about/history/>
- [2] NAYYAR, M., R. KING a S. CROCKER. *Piping handbook*. 7. vyd. New York: McGraw-Hill, 2000. ISBN 0-07-047106-1.
- [3] PLASTICS PIPE INSTITUTE INC. *Handbook of polyethylene pipe* [online]. 2012. Dostupné z: [http://plasticpipe.org/publications/pe\\_handbook.html](http://plasticpipe.org/publications/pe_handbook.html)
- [4] JANSON, L.-E. *Plastics pipes for water supply and sewage disposal*. 3. vyd. Stockholm: Borealis, 1999.
- [5] *World Plastic Pipe: Industry study with forecasts for 2015 & 2020*. Cleveland: Freedonia Group Inc. 2011
- [6] *World Plastic Pipe: Industry study with forecasts for 2019 & 2024*. Cleveland: Freedonia Group Inc. 2015
- [7] *Underground Construction: Global demand for plastic pipe to reach 11.2 billion meters in 2017* [online]. 2013. Dostupné z: <https://ucononline.com/2013/06/global-demand-for-plastic-pipe-to-reach-11-2-billion-meters-in-2017/>
- [8] *Flow Control: Plastic pipe technology improvements help boost market share* [online]. 2015. Dostupné z: <https://www.flowcontrolnetwork.com/plastic-pipe-technology-improvements-help-boost-market-share/>
- [9] BRÖMSTRUP, H. *PE 100 pipe systems*. 3. vyd. Essen: Vulkan-Verlag, 2009. ISBN 978-3-8027-2759-7.
- [10] ISO 1167-1: *Thermoplastics pipes, fittings and assemblies for the conveyance of fluids – Determination of the resistance to internal pressure – Part 1: General method*. 2006
- [11] ISO 9080: *Plastics piping and ducting systems – Determination of the long-term hydrostatic strength of thermoplastics materials in pipe form by extrapolation*. 2012
- [12] HUTAŘ, P., M. ŠEVČÍK, L. NÁHLÍK, G. PINTER, A. FRANK a I. MITEV. A numerical methodology for lifetime estimation of HDPE pressure pipes. *Engineering Fracture Mechanics*. 2011, **78**(17), 3049–3058. ISSN 0013-7944. doi:10.1016/j.engfracmech.2011.09.001
- [13] DUCHÁČEK, V. *Polymery – výroba, vlastnosti, zpracování, použití*. 2. vyd. Praha: Vysoká škola chemicko-technologická v Praze, 2006. ISBN 80-7080-617-6.
- [14] PAINTER, P. C. a M. M. COLEMAN. *Fundamentals of Polymer Science: An Introductory Text*. Lancaster: Technomic Publishing Company, Inc., 1994. ISBN 1-56676-152-2.
- [15] PTÁČEK, L. *Nauka o materiálu II*. 1. vyd. Brno: Akademické nakladatelství CERM, 1999. ISBN 80-7204-130-4.
- [16] *Polymer Crystallinity* [online]. 2005 [vid. 2016-05-04]. Dostupné z: <http://pslc.ws/macrog/crystal.htm>
- [17] CRIST, B. a J. M. SCHULTZ. Polymer spherulites: A critical review. *Progress in Polymer Science*. 2016, **56**, 1–63. ISSN 0079-6700. doi:10.1016/j.progpolymsci.2015.11.006

- [18] *Crystallinity in polymers* [online]. 2005. Dostupné z: <http://www.doitpoms.ac.uk/tlplib/polymers/index.php>
- [19] ČSN EN ISO 527-1: *Plasty – Stanovení tahových vlastností – Část 1: Základní principy*. 2012
- [20] MEISSNER, B. a V. ZILVAR. *Fyzika polymerů – struktura a vlastnosti polymerních materiálů*. 1. vyd. Praha: Státní nakladatelství technické literatury, 1987.
- [21] CHUDNOVSKY, A., Z. ZHOU, H. ZHANG a K. SEHANOBISH. Lifetime assessment of engineering thermoplastics. *International Journal of Engineering Science*. 2012, **59**, 108–139. ISSN 00207225. doi:10.1016/j.ijengsci.2012.03.016
- [22] ANDENA, L., M. RINK, R. FRASSINE a R. CORRIERI. A fracture mechanics approach for the prediction of the failure time of polybutene pipes. *Engineering Fracture Mechanics*. 2009, **76**(18), 2666–2677. ISSN 0013-7944. doi:10.1016/j.engfracmech.2009.10.002
- [23] HOÀNG, E. M. a D. LOWE. Lifetime prediction of a blue PE100 water pipe. *Polymer Degradation and Stability*. 2008, **93**(8), 1496–1503. ISSN 0141-3910. doi:10.1016/j.polymdegradstab.2008.05.008
- [24] KRISHNASWAMY, R. K. Analysis of ductile and brittle failures from creep rupture testing of high-density polyethylene (HDPE) pipes. *Polymer*. 2005, **46**(25), 11664–11672. ISSN 0032-3861. doi:10.1016/j.polymer.2005.09.084
- [25] GRELLMANN, W. a B. LANGER. *Deformation and Fracture Behaviour of Polymer Materials*. Cham: Springer International Publishing, 2017. ISBN 978-3-319-41877-3. doi:10.1007/978-3-319-41879-7
- [26] FRANK, A., W. FREIMANN, G. PINTER a R. W. LANG. A fracture mechanics concept for the accelerated characterization of creep crack growth in PE-HD pipe grades. *Engineering Fracture Mechanics*. 2009, **76**(18), 2780–2787. ISSN 00137944. doi:10.1016/j.engfracmech.2009.06.009
- [27] CHOI, B. H., A. CHUDNOVSKY, R. PARADKAR, W. MICHIE, Z. ZHOU a P. CHAM. Experimental and theoretical investigation of stress corrosion crack (SCC) growth of polyethylene pipes. *Polymer Degradation and Stability*. 2009, **94**(5), 859–867. ISSN 01413910. doi:10.1016/j.polymdegradstab.2009.01.016
- [28] CHOI, B. H., Z. ZHOU, A. CHUDNOVSKY, S. S. STIVALA, K. SEHANOBISH a C. P. BOSNYAK. Fracture initiation associated with chemical degradation: observation and modeling. *International Journal of Solids and Structures*. 2005, **42**(2), 681–695. ISSN 00207683. doi:10.1016/j.ijsolstr.2004.06.028
- [29] CHOI, B. H., A. CHUDNOVSKY a K. SEHANOBISH. Stress corrosion cracking in plastic pipes: Observation and modeling. *International Journal of Fracture*. 2007, **145**(1), 81–88. ISSN 03769429. doi:10.1007/s10704-007-9092-3
- [30] WEE, J. W., Y. ZHAO a B. H. CHOI. Observation and modeling of environmental stress cracking behaviors of high crystalline polypropylene due to scent oils. *Polymer Testing*. 2015, **48**, 206–214. ISSN 0142-9418. doi:10.1016/j.polymertesting.2015.10.011
- [31] DENTON, A. A. Determination of Residual Stresses. *International Materials Reviews*. 1966, **11**(1), 1–23. ISSN 0950-6608. doi:10.1179/095066066790138310

- [32] YOUNG, W. B. Residual stress induced by solidification of thermoviscoelastic melts in the postfilling stage. *Journal of Materials Processing Technology*. 2004, **145**(3), 317–324. ISSN 0924-0136. doi:10.1016/j.jmatprotec.2003.07.015
- [33] GILES, H. F., J. R. WAGNER a E. M. MOUNT. *Extrusion: The Definitive Processing Guide and Handbook*. Norwich: William Andrew Inc., 2005. ISBN 0-8155-1473-5.
- [34] WILLIAMS, J. G., J. M. HODGKINSON a A. GRAY. The determination of residual stresses in plastic pipe and their role in fracture. *Polymer Engineering and Science*. 1981, **21**(13), 822–828. ISSN 0032-3888. doi:10.1002/pen.760211304
- [35] CHOI, S. a L. J. BROUTMAN. Residual Stresses in Plastic Pipes and Fittings I. Methods for Experimental Analysis. *Polymer (Korea)*. 1997, **21**(1), 71–82.
- [36] GUAN, Z. W. a J. C. BOOT. A method to predict triaxial residual stresses in plastic pipes. *Polymer Engineering and Science*. 2004, **44**(10), 1828–1838. ISSN 0032-3888. doi:10.1002/pen.20184
- [37] CHOOLLUN, V. K., D. C. WIJEYESEKERA, R. POTTER a J. W. WALSH. Photoelastic Method Revisited For Residual Stress Measurement In High Density Polyethylene Pipes. *Proceedings of the AC&T*. 2009, 86–94.
- [38] DENTON, A. A. a J. M. ALEXANDER. On the Determination of Residual Stresses in Tubes. *Journal of Mechanical Engineering Science*. 1963, **5**(1), 75–88. ISSN 0022-2542. doi:10.1243/JMES\_JOUR\_1963\_005\_011\_02
- [39] CLUTTON, E. Q. a J. G. WILLIAMS. On the measurement of residual stress in plastic pipes. *Polymer Engineering and Science*. 1995, **35**(17), 1381–1386. ISSN 0032-3888. doi:10.1002/pen.760351709
- [40] CHOI, S. a L. J. BROUTMAN. Residual stresses in plastic pipes and fittings III. - Effect on stable crack growth behavior. *Polymer (Korea)*. 1997, **21**(1), 83–92.
- [41] CHOI, S. a L. J. BROUTMAN. Residual stresses in plastic pipes and fittings IV. Effect of annealing on deformation and fracture properties. *Polymer (Korea)*. 1997, **21**(1), 93–102.
- [42] KRISHNASWAMY, R. K. a M. J. LAMBORN. The influence of process history on the ductile failure of polyethylene pipes subject to continuous hydrostatic pressure. *Advances in Polymer Technology*. 2005, **24**(3), 226–232. ISSN 0730-6679. doi:10.1002/adv.20044
- [43] FRANK, A., G. PINTER a R. W. LANG. Prediction of the remaining lifetime of polyethylene pipes after up to 30 years in use. *Polymer Testing*. 2009, **28**(7), 737–745. ISSN 0142-9418. doi:10.1016/j.polymertesting.2009.06.004
- [44] KAZAKOV, A. An automated method for the measurement of residual stress in melt-extruded plastic pipes. *Polymer Testing*. 1998, **17**(6), 443–450. ISSN 0142-9418. doi:10.1016/S0142-9418(97)00069-X
- [45] PILZ, G. *Viskoelastische Eigenschaften polymerer Werkstoffe für Rohranwendungen*. Dissertation. Montanuniversität Leoben. 2001.
- [46] BOOT, J. C., Z. W. GUAN a I. TOROPOVA. Structural performance of thin-walled polyethylene pipe linings for the renovation of water mains. *Tunnelling and Underground Space Technology*. 1996, **11**(1), 37–51. ISSN 0886-7798. doi:10.1016/0886-7798(95)00038-0

- [47] DEBLIECK, R., D. VAN BEEK, K. REMERIE a I. M. WARD. Failure mechanisms in polyolefines: The role of crazing, shear yielding and the entanglement network. *Polymer*. 2011, **52**(14), 2979–2990. ISSN 0032-3861. doi:10.1016/j.polymer.2011.03.055
- [48] KRAMER, E. J. Microscopic and molecular fundamentals of crazing. KAUSCH, H. H., ed. *Crazing in Polymers*. Berlin/Heidelberg: Springer-Verlag, 1983, s. 1-56. *Advances in Polymer Science*. doi: 10.1007/BFb0024055.
- [49] REDHEAD, A., A. FRANK a G. PINTER. Investigation of slow crack growth initiation in polyethylene pipe grades with accelerated cyclic tests. *Engineering Fracture Mechanics*. 2013, **101**, 2–9. ISSN 0013-7944. doi:10.1016/j.engfracmech.2012.09.022
- [50] POKLUDA, J., F. KROUPA a L. OBDRŽÁLEK. *Mechanické vlastnosti a struktura pevných látek*. Brno: PC-DIR spol. s r.o., 1994. ISBN 80-214-0575-9.
- [51] OCONNELL, P. A., M. J. BONNER, R. A. DUCKETT a I. M. WARD. The Relationship between Slow Crack-Propagation and Tensile Creep-Behavior in Polyethylene. *Polymer*. 1995, **36**(12), 2355–2362. ISSN 0032-3861. doi 10.1016/0032-3861(95)97333-B
- [52] CHUDNOVSKY, A. a Y. SHULKIN. Application of the crack layer theory to modeling of slow crack growth in polyethylene. *International Journal of Fracture*. 1999, **97**, 83–102. ISSN 0376-9429. doi:10.1023/A:1018683624720
- [53] ROSE, L. J., A. D. CHANNELL, C. J. FRYE a G. CAPACCIO. Slow crack growth in polyethylene: A novel predictive model based on the creep of craze fibrils. *Journal of Applied Polymer Science*. 1994, **54**(13), 2119–2124. ISSN 1097-4628. doi:10.1002/app.1994.070541314
- [54] FIEDLER, L. *Lomové chování trubkových polyolefinů*. Brno: Vysoké učení technické v Brně, Fakulta strojního inženýrství, 2011. 126 s. Vedoucí dizertační práce prof. RNDr. Bohumil Vlach, CSc.
- [55] CHUDNOVSKY, A. Slow crack growth, its modeling and crack-layer approach: A review. *International Journal of Engineering Science*. 2014, **83**, 6–41. ISSN 0020-7225. doi:10.1016/j.ijengsci.2014.05.015
- [56] CHUDNOVSKY, A., Z. ZHOU, H. ZHANG a K. SEHANOBISH. Ductile-brittle transition in mechanisms of slow crack growth in engineering thermoplastics. *Procedia Engineering*. 2011, **10**, 1473–1478. ISSN 1877-7058. doi:10.1016/j.proeng.2011.04.246
- [57] LU, X., R. QIAN a N. BROWN. Discontinuous crack growth in polyethylene under a constant load. *Journal of Materials Science*. 1991, **26**(4), 917–924. ISSN 0022-2461. doi:10.1007/BF00576768
- [58] BROWN, N. a X. LU. The fracture mechanics of slow crack growth in polyethylene. *International Journal of Fracture*. 1995, **69**(4), 371–377. ISSN 0376-9429. doi:10.1007/BF00037385
- [59] BROWN, N. A fundamental theory for slow crack growth in polyethylene. *Polymer*. 1995, **36**(3), 543–548. ISSN 0032-3861. doi:10.1016/0032-3861(95)91563-M
- [60] LU, X., X. WANG a N. BROWN. Slow fracture in a homopolymer and copolymer of polyethylene. *Journal of Materials Science*. 1988, **23**(2), 643–648. ISSN 0022-2461. doi:10.1007/BF01174699

- [61] PARSONS, M., E. V. STEPANOV, A. HILTNER a E. BAER. Effect of strain rate on stepwise fatigue and creep slow crack growth in high density polyethylene. *Journal of Materials Science*. 2000, **35**(8), 1857–1866. doi:10.1023/A:1004741713514
- [62] BROWN, N. a X. LU. The dependence of rapid crack propagation in polyethylene pipes on the plane stress fracture energy of the resin. *Polymer Engineering and Science*. 2001, **41**(7), 1140–1145. ISSN 00323888. doi:10.1002/pen.10815
- [63] ZHAO, Y., B. H. CHOI a A. CHUDNOVSKY. Characterization of the fatigue crack behavior of pipe grade polyethylene using circular notched specimens. *International Journal of Fatigue*. 2013, **51**, 26–35. doi:10.1016/j.ijfatigue.2013.01.016
- [64] SUN, N., M. WENZEL a A. ADAMS. Morphology of high-density polyethylene pipes stored under hydrostatic pressure at elevated temperature. *Polymer*. 2014, **55**(16), 3792–3800. ISSN 0032-3861. doi:10.1016/j.polymer.2014.05.056
- [65] ISO 13479: *Polyolefin pipes for the conveyance of fluids – Determination of resistance to crack propagation – Test method for slow crack growth on notched pipes*. 2009
- [66] ALLWOOD, W.J. a S.H. BEECH. The development of the „notched pipe test“ for the assessment of the slow crack growth resistance of polyethylene pipe. *Construction and Building Materials*. 1993, **7**(3), 157–162. ISSN 0950-0618. doi:10.1016/0950-0618(93)90053-F
- [67] KRATOCHVILLA, T., H. MUSCHIK a H. DRAGAUN. Experiences with modified test conditions for notch pipe testing. *Polymer Testing*. 2008, **27**(2), 158–160. ISSN 0142-9418. doi:10.1016/j.polymertesting.2007.09.006
- [68] LU, X. a N. BROWN. A test for slow crack growth failure in polyethylene under a constant load. *Polymer Testing*. 1992, **11**(4), 309–319. ISSN 0142-9418. doi:10.1016/0142-9418(92)90025-7
- [69] ISO 16241: *Notch tensile test to measure the resistance to slow crack growth of polyethylene materials for pipe and fitting products (PENT)*. 2005
- [70] NEZBEDOVÁ, E., P. HUTAŘ, M. ZOUHAR, Z. KNĚSL, J. SADÍLEK a L. NÁHLÍK. The applicability of the Pennsylvania Notch Test for a new generation of PE pipe grades. *Polymer Testing*. 2013, **32**(1), 106–114. ISSN 0142-9418. doi:10.1016/j.polymertesting.2012.09.009
- [71] DOMÍNGUEZ, C., Rafael A. GARCÍA, M. AROCA a A. CARRERO. Study of the PENT test conditions for reducing failure times in high-resistance polyethylene resins for pipe applications. *Mechanics of Time-Dependent Materials*. 2012, **16**(1), 105–115. ISSN 1385-2000. doi:10.1007/s11043-011-9151-z
- [72] NEZBEDOVÁ, E. Hodnocení životnosti plynovodů z HDPE materiálu. *Slovgas*. 2005, **4**, 4–7.
- [73] GIRARD, D., S. CASTAGNET, J. L. GACOUGNOLLE a G. HOSCHSTETTER. On the relevance of a notch creep test for the comprehension and prediction of slow crack growth in PVDF. *Polymer Testing*. 2007, **26**(7), 937–948. ISSN 0142-9418. doi:10.1016/j.polymertesting.2007.06.011

- [74] NEZBEDOVÁ, E., G. PINTER, A. FRANK, P. HUTAŘ, J. PODUŠKA a J. HODAN. Accelerated Tests for Lifetime Prediction of PE-HD Pipe Grades. *Macromolecular Symposia*. 2017, **373**(1). ISSN 1022-1360. doi:10.1002/masy.201600096
- [75] ROBLEDO, N., C. DOMÍNGUEZ a R. A. GARCÍA-MUÑOZ. Alternative accelerated and short-term methods for evaluating slow crack growth in polyethylene resins with high crack resistance. *Polymer Testing*. 2017, **62**, 366–372. ISSN 0142-9418. doi:10.1016/j.polymer-testing.2017.07.022
- [76] ISO 16770: *Plastics – Determination of environmental stress cracking (ESC) of polyethylene – Full-notch creep test (FNCT)*. 2004
- [77] PINTER, G., M. HAAGER a R. W. LANG. Influence of nonylphenol–polyglycol–ether environments on the results of the full notch creep test. *Polymer Testing*. 2007, **26**(6), 700–710. ISSN 0142-9418. doi:10.1016/j.polymertesting.2007.01.010
- [78] FLEISSNER, M. Experience with a full notch creep test in determining the stress crack performance of polyethylenes. *Polymer Engineering & Science*. 1998, **38**(2), 330–340. ISSN 0032-3888. doi:10.1002/pen.10194
- [79] SCHILLING, M., U. NIEBERGALL a M. BÖHNING. Full notch creep test (FNCT) of PE-HD – Characterization and differentiation of brittle and ductile fracture behavior during environmental stress cracking (ESC). *Polymer Testing*. 2017, **64**, 156–166. doi:10.1016/j.polymertesting.2017.09.043
- [80] PINTER, G., M. HAAGER, W. BALIKA a R. W. LANG. Cyclic crack growth tests with CRB specimens for the evaluation of the long-term performance of PE pipe grades. *Polymer Testing*. 2007, **26**(2), 180–188. ISSN 0142-9418. doi:10.1016/j.polymertesting.2006.09.010
- [81] BARKER, M. B., J. BOWMAN a M. BEVIS. The performance and causes of failure of polyethylene pipes subjected to constant and fluctuating internal pressure loadings. *Journal of Materials Science*. 1983, **18**(4), 1095–1118. ISSN 0022-2461. doi:10.1007/BF00551979
- [82] NISHIMURA, H. a I. NARISAWA. Fatigue behavior of medium-density polyethylene pipes. *Polymer Engineering and Science*. 1991, **31**(6), 399–403. ISSN 0032-3888. doi:10.1002/pen.760310603
- [83] STREBEL, J. J. a A. MOET. Accelerated fatigue fracture of polyethylene pipe material: crack layer analysis. *International Journal of Fracture*. 1992, **54**(1), 21–34. ISSN 03769429. doi:10.1007/BF00040853
- [84] PINTER, G., M. HAAGER, W. BALIKA a R. W. LANG. Fatigue crack growth in PE-HD pipe grades. *Plastics, Rubber and Composites*. 2005, **34**(1), 25–33. ISSN 1465-8011. doi:10.1179/174328905X29758
- [85] ISO 18489: *Polyethylene (PE) materials for piping systems – Determination of resistance to slow crack growth under cyclic loading – Cracked Round Bar test method*. 2015
- [86] HAAGER, M., G. PINTER a R. W. LANG. Ranking of PE-HD pipe grades by fatigue crack growth performance. In: *Proceedings of the 13th Plastic Pipes Conference: October 2–5, 2006, Washington D.C., USA*.
- [87] FRANK, A. a G. PINTER. Evaluation of the applicability of the cracked round bar test as standardized PE-pipe ranking tool. *Polymer Testing*. 2014, **33**, 161–171. ISSN 0142-9418. doi:10.1016/j.polymertesting.2013.11.013

- [88] KRATOCHVILLA, T. R., A. FRANK a G. PINTER. Determination of slow crack growth behaviour of polyethylene pressure pipes with cracked round bar test. *Polymer Testing*. 2014, **40**, 299–303. ISSN 0142-9418. doi:10.1016/j.polymertesting.2014.10.002
- [89] ARBEITER, F., G. PINTER a A. FRANK. Characterisation of quasi-brittle fatigue crack growth in pipe grade polypropylene block copolymer. *Polymer Testing*. 2014, **37**, 186–192. ISSN 0142-9418. doi:10.1016/j.polymertesting.2014.05.016
- [90] ARBEITER, F., B. SCHRITTESSER, A. FRANK, M. BERER a G. PINTER. Cyclic tests on cracked round bars as a quick tool to assess the long term behaviour of thermoplastics and elastomers. *Polymer Testing*. 2015, **45**, 83–92. ISSN 0142-9418. doi:10.1016/j.polymertesting.2015.05.008
- [91] MESSIHA, M., A. FRANK, I. BERGER, J. HEIMINK, H. VAN LAAK, F. ARBEITER a G. PINTER. Determination of the Slow Crack Growth Resistance of PA12 Pipe Grades. In: *Proceedings of the 19th Plastic Pipes Conference, September 24–26, 2018, Las Vegas, Nevada, USA*.
- [92] PINTER, G., R. W. LANG a M. HAAGER. A Test Concept for Lifetime Prediction of Polyethylene Pressure Pipes. *Monatshefte für Chemie – Chemical Monthly*. 2007, **138**(4), 347–355. ISSN 0026-9247. doi:10.1007/s00706-007-0618-1
- [93] FRANK, A., F. ARBEITER, I. BERGER, P. HUTAŘ, L. NÁHLÍK a G. PINTER. Fracture Mechanics Lifetime Prediction of Polyethylene Pipes. *Journal of Pipeline Systems Engineering and Practice*. 2019, **10**(1), 1–14. doi:10.1061/(ASCE)PS.1949-1204.0000356.
- [94] FRANK, A., A. REDHEAD a G. PINTER. The influence of test frequency and eccentric crack growth on cyclic CRB tests. In: *ANTEC 2012 Plastics: Annual Technical Conference Proceedings: April 2–4, 2012, Orlando, Florida, USA*.
- [95] ISO 18488: *Polyethylene (PE) materials for piping systems – Determination of Strain Hardening Modulus in relation to slow crack growth – Test method*. 2015
- [96] KURELEC, L., M. TEEUWEN, H. SCHOFFELEERS a R. DEBLIECK. Strain hardening modulus as a measure of environmental stress crack resistance of high density polyethylene. *Polymer*. 2005, **46**(17), 6369–6379. doi:10.1016/j.polymer.2005.05.061
- [97] NEZBEDOVA, E., R. LACH a W. GRELLMANN. Advanced Short-Term Approaches to Estimate the Long-Term Mechanical Behavior of Polymers at Static Loading Conditions. *Macromolecular Symposia*. 2018, **379**(1), 1–6. ISSN 1521-3900. doi:10.1002/masy.201700007
- [98] DEVECI, S. a D. FANG. Correlation of molecular parameters, strain hardening modulus and cyclic fatigue test performances of polyethylene materials for pressure pipe applications. *Polymer Testing*. 2017, **62**, 246–253. ISSN 0142-9418. doi:10.1016/j.polymertesting.2017.07.007
- [99] STERN, A., F. ASANGER a R. W. LANG. Creep crack growth testing of plastics – II. Data acquisition, data reduction and experimental results. *Polymer Testing*. 1998, **17**(6), 423–441. ISSN 0142-9418. doi:10.1016/S0142-9418(97)00068-8
- [100] ANDERSON, T. L. *Fracture Mechanics: Fundamentals and Applications*. 3. vyd. Boca Raton: Taylor&Francis Group, 2006. ISBN 978-1-4200-5821-5.

- [101] FRANK, A., P. HUTAŘ a G. PINTER. Numerical assessment of PE 80 and PE 100 pipe lifetime based on Paris-Erdogan equation. *Macromolecular Symposia*. 2012, **311**(1), 112–121. ISSN 1022-1360. doi:10.1002/masy.201000096
- [102] LANG, R. W., A. STERN a G. DOERNER. Applicability and Limitations of Current Lifetime Prediction Models for Thermoplastics Pipes Under Internal Pressure. *Angewandte Makromolekulare Chemie*. 1997, **247**, 131–145. doi:10.1002/apmc.1997.052470109
- [103] HUTAŘ, P., M. ŠEVČÍK, A. FRANK, L. NÁHLÍK, J. KUČERA a G. PINTER. The effect of residual stress on polymer pipe lifetime. *Engineering Fracture Mechanics*. 2013, **108**, 98–108. ISSN 0013-7944. doi:10.1016/j.engfracmech.2013.04.014
- [104] HUTAŘ, Pavel, Martin ŠEVČÍK, Andreas FRANK, Luboš NÁHLÍK, Jaroslav KUČERA a Gerald PINTER. The effect of residual stress on polymer pipe lifetime. *Engineering Fracture Mechanics*. 2013, **108**, 98–108. ISSN 0013-7944. doi:10.1016/j.engfracmech.2013.04.014
- [105] ŠEVČÍK, M., J. PODUŠKA, L. NÁHLÍK, J. KUČERA a P. HUTAŘ. Inaccuracy in Residual Stress Estimation and its Influence on the Residual Lifetime of Polymer Pipes. *Key Engineering Materials*. 2013, **592–593**, 165–168. ISSN 1662-9795. doi:10.4028/www.scientific.net/KEM.592-593.165
- [106] MAJER, Z., P. HUTAŘ, A. FRANK, M. ŠEVČÍK, M. ZOUHAR, G. PINTER a L. NÁHLÍK. Point load effect on the buried polyolefin pipes lifetime. *Polymer Engineering & Science*. 2016, **56**(1), 79–86. ISSN 0032-3888. doi:10.1002/pen.24194
- [107] ŠEVČÍK, M., F. ARBEITER, P. HUTAŘ, G. PINTER a L. NÁHLÍK. The Effect of Soil Load on Fracture Behaviour of Three-Layer Polymer Pipe for Non-Pressurised Applications. *Key Engineering Materials*. 2014, **627**, 197–200. ISSN 1662-9795. doi:10.4028/www.scientific.net/KEM.627.197
- [108] BROWN, N. Intrinsic lifetime of polyethylene pipelines. *Polymer Engineering & Science*. 2007, **47**(4), 477–480. ISSN 0032-3888. doi:10.1002/pen.20696
- [109] LU, X. a N. BROWN. The ductile-brittle transition in a polyethylene copolymer. *Journal of Materials Science*. 1990, **25**(1), 29–34. ISSN 0022-2461. doi:10.1007/BF00544180
- [110] ZHANG, H., Z. ZHOU a A. CHUDNOVSKY. Applying the crack-layer concept to modeling of slow crack growth in polyethylene. *International Journal of Engineering Science*. 2014, **83**, 42–56. ISSN 0020-7225. doi:10.1016/j.ijengsci.2014.06.002
- [111] WEE, J. W. a B. H. CHOI. Modeling of axisymmetric slow crack growth of high-density polyethylene with circular notched bar specimen using crack layer theory. *International Journal of Solids and Structures*. 2016, **97–98**, 189–199. ISSN 0020-7683. doi:10.1016/j.ijsolstr.2016.07.030
- [112] WEE, J. W. a B. H. CHOI. Prediction of discontinuous fatigue crack growth in high density polyethylene based on the crack layer theory with variable crack layer parameters. *International Journal of Fatigue*. 2016, **92**, 304–312. ISSN 0142-1123. doi:10.1016/j.ijfatigue.2016.07.017
- [113] BEER, F. P., E. R. JOHNSTON a J. T. DEWOLF. *Mechanics of materials*. 4. vyd. New York: McGraw-Hill, 2006. ISBN 007-124999-0.

- [114] ČSN EN 1778: *Charakteristické hodnoty pro svařované konstrukce z termoplastů – Stanovení dovoleného namáhání a modulů pro navrhování svařovaných dílů z termoplastů*. 2002
- [115] TIMOSHENKO, S. a S. WOINOWSKY-KRIEGER. *Theory of Plates and Shells*. 2. vyd. New York: McGraw-Hill, 1987. ISBN 00-706-4779-8.
- [116] FRANK, A. *Fracture Mechanics Based Lifetime Assessment and Long-term Failure Behavior of Polyethylene Pressure Pipes*. Dissertation. Montanuniversität Leoben. 2010.
- [117] HUTAŘ, P., M. ŠEVČÍK, L. NÁHLÍK, A. FRANK, J. KUČERA a G. PINTER. Numerical Lifetime Prediction of Polymer Pipes Taking into Account Residual Stress. *Key Engineering Materials*. 2013, **577–578**, 169–172. ISSN 1662-9795. doi:10.4028/www.scientific.net/KEM.577-578.169
- [118] Vyhláška Ministerstva zemědělství č. 428/2001 ze dne 11. prosince 2001, kterou se provádí zákon č. 274/2001 Sb., o vodovodech a kanalizacích pro veřejnou potřebu a o změně některých zákonů (zákon o vodovodech a kanalizacích) [online]. Dostupné z: <https://www.zakonyprolidi.cz/cs/2001-428>
- [119] ÖNORM B 5012: *Statische Berechnung erdverlegter Rohrleitungen für die Wasserversorgung und die Abwasser-Entsorgung*. 2008
- [120] ČSN EN 1295-1: *Statický návrh potrubí uloženého v zemi pro různé zatěžovací podmínky – Část 1: Všeobecné požadavky*. 1999

# Publikované práce autora

## Impaktované publikace

*K tématu dizertační práce:*

- [I] PODUŠKA, J., J. KUČERA, P. HUTAŘ, M. ŠEVČÍK, J. KŘIVÁNEK, J. SADÍLEK a L. NÁHLÍK. Residual stress distribution in extruded polypropylene pipes. *Polymer Testing*. 2014, roč. 2014, č. 40, s. 88-98. ISSN 0142-9418. – *Q2*, *IF* = 2,247
- [II] PODUŠKA, J., P. HUTAŘ, J. KUČERA, A. FRANK, J. SADÍLEK, G. PINTER a L. NÁHLÍK. Residual stress in polyethylene pipes. *Polymer Testing*. 2016, roč. 2016, č. 54, s. 288-295. ISSN 0142-9418. – *Q2*, *IF* = 2,247
- [III] PODUŠKA, J., P. HUTAŘ, A. FRANK, J. KUČERA, J. SADÍLEK, G. PINTER a L. NÁHLÍK. Numerical simulations of cracked round bar test: Effect of residual stresses and crack asymmetry. *Engineering Fracture Mechanics*. 2018, 203, 18-31. DOI: 10.1016/j.engfracmech.2018.06.032. ISSN 0013-7944. – *Q1*, *IF* = 2,58

*Ostatní:*

- [IV] HUTAŘ, P., J. PODUŠKA, M. ŠMÍD, Ivo KUBĚNA, A. CHLUPOVÁ, L. NÁHLÍK, J. POLÁK a T. KRUML. Short fatigue crack behaviour under low cycle fatigue regime. *International Journal of Fatigue*. 2017, 103, 207-215. DOI: 10.1016/j.ijfatigue.2017.06.002. ISSN 0142-1123. – *Q1*, *IF* = 3,132

## Ostatní publikace

*Indexované v databázi Scopus:*

- [V] ŠEVČÍK, M., J. PODUŠKA, L. NÁHLÍK, J. KUČERA a P. HUTAŘ. Inaccuracy in Residual Stress Estimation and its Influence on the Residual Lifetime of Polymer Pipes. *Key Engineering Materials*. 2013, 592-593, 165-168. DOI: 10.4028/www.scientific.net/KEM.592-593.165. ISSN 1662-9795.
- [VI] PODUŠKA, J., J. KUČERA, P. HUTAŘ, M. ŠEVČÍK, J. KŘIVÁNEK, J. SADÍLEK a L. NÁHLÍK. The Effect of Specimen Size on the Determination of Residual Stress in Polymer Pipe Wall. *Key Engineering Materials*. 2014, 627, 141-144. DOI: 10.4028/www.scientific.net/KEM.627.141. ISSN 1662-9795.
- [VII] PODUŠKA, J., P. HUTAŘ, J. KUČERA, J. SADÍLEK, A. FRANK, G. PINTER a L. NÁHLÍK. The Effect of Residual Stress on the Process of Crack Growth Rate Determination in Polymer Pipes. *Solid State Phenomena*. 2016, 258, 174-177. DOI: 10.4028/www.scientific.net/SSP.258.174. ISSN 1662-9779.
- [VIII] NEZBEDOVÁ, E., G. PINTER, A. FRANK, P. HUTAŘ, J. PODUŠKA aj. HODAN. Accelerated Tests for Lifetime Prediction of PE-HD Pipe Grades. *Macromolecular Symposia*. 2017, 373(1). DOI: 10.1002/masy.201600096. ISSN 1022-1360.
- [IX] DLHÝ, P., J. PODUŠKA, L. NÁHLÍK, M. BERER, A. GOSCH, G. PINTER a P. HUTAŘ. Compression-Loaded Cracked Cylinder – Stress Intensity Factor Evaluation. *Key Engineering Materials*. 2018, 600, 1-6. DOI: 10.4028/www.scientific.net/KEM.600.1-6. ISSN 1662-9795.

*Konferenční příspěvky*

- [X] PODUŠKA, J., M. ŠEVČÍK, J. KUČERA, P. HUTAŘ, J. SADÍLEK a L. NÁHLÍK. Residual stress distribution in polyolefin pipes. Computational Mechanics 2014. Plzeň: Západočeská univerzita, 2014.
- [XI] PODUŠKA, J., P. HUTAŘ, M. ŠEVČÍK, J. SADÍLEK, J. KUČERA a L. NÁHLÍK. Hoop and axial residual stresses in polyethylene pipes. Applied Mechanics 2015 - book of abstracts. Praha: Česká technika – Nakladatelství ČVUT, 2015.
- [XII] PODUŠKA, J., P. HUTAŘ, J. KUČERA, J. SADÍLEK a L. NÁHLÍK. A simple method of assessing residual stress distribution in PE pipes. Computational Mechanics 2015. Plzeň: Západočeská univerzita, 2015.
- [XIII] PODUŠKA, J., P. HUTAŘ, J. SADÍLEK, J. KUČERA a L. NÁHLÍK. Estimation of residual stress distribution in polyethylene pipes. ICM 12 - book of abstracts. Karlsruhe: Karlsruhe Institute of Technology, 2015.
- [XIV] PODUŠKA, J., P. HUTAŘ, M. ŠEVČÍK a L. NÁHLÍK. Lifetime of polyethylene pipes. In: DLOUHÝ, A. a L. KUNZ. ICSMA 17 Book of Abstracts. Brno: Institute of Physics of Materials, AS CR, 2015. ISBN 978-80-87434-07-9.
- [XV] PODUŠKA, J., P. HUTAŘ, J. KUČERA, A. FRANK a L. NÁHLÍK. Residual stress in polyethylene pipes and its influence on crack growth. Applied Mechanics 2016 - book of abstracts. Bratislava: Vydavateľstvo STU, 2016.
- [XVI] PODUŠKA, J., P. HUTAŘ, F. ARBEITER, A. FRANK, J. KUČERA, L. NÁHLÍK a G. PINTER. Influence of residual stress on crack growth in polyethylene. 21<sup>st</sup> European Conference on Fracture – ECF 21, Catania, Italy, 2016.
- [XVII] PODUŠKA, J., P. HUTAŘ, J. KUČERA, J. SADÍLEK, A. FRANK a L. NÁHLÍK. The influence of residual stress in fracture behavior of the CRB test specimen. Computational Mechanics 2016. Plzeň: Západočeská univerzita, 2016.
- [XVIII] PODUŠKA, J., P. HUTAŘ, J. KUČERA, A. FRANK a L. NÁHLÍK. Residual stress in CRB test specimens. Applied Mechanics 2017 - book of abstracts. Brno: Institute of Physics of Materials, AS CR, 2017.
- [XIX] PODUŠKA, J., P. HUTAŘ, A. FRANK, J. KUČERA, J. SADÍLEK, G. PINTER a L. NÁHLÍK. Influence of residual stress on the results of CRB test. 14<sup>th</sup> International Conference on Fracture – ICF 14, Rhodes, Greece, 2017.
- [XX] PODUŠKA, J., P. HUTAŘ, J. KUČERA, F. ARBEITER, A. FRANK a L. NÁHLÍK. Asymmetry in CRB specimen and its influence on test results. Computational Mechanics 2017. Plzeň: Západočeská univerzita, 2017.
- [XXI] PODUŠKA, J., P. HUTAŘ, O. SLÁVIK, J. KUČERA, A. FRANK, F. ARBEITER a L. NÁHLÍK. Factors influencing CRB test results. Applied Mechanics 2018 – Conference Proceedings. Plzeň: Západočeská univerzita, 2018.

- [XXII] PODUŠKA, J., P. HUTAŘ, I. BERGER, A. FRANK, P. DLHÝ a L. NÁHLÍK. Examining design changes potentially influencing the lifetime of electrofusion socket. ANTEC 2018, Orlando, USA, 2018.
- [XXIII] PODUŠKA, J., P. HUTAŘ, A. FRANK, G. PINTER, J. KUČERA a L. NÁHLÍK. Assessing the influence of crack asymmetry on the results of CRB test. 12<sup>th</sup> International Fatigue Congress, Poitiers, France, 2018.

# Seznam použitých zkratek a symbolů

<i>Symbol/Zkratka</i>	<i>Jednotka</i>	<i>Význam</i>
$\langle G_p \rangle$	MPa	modul deformačního zpevnění
$a$	mm	délka trhliny
$A$	$\frac{(\text{mm/s})}{\left(\text{MPa} \cdot \text{m}^{\frac{1}{2}}\right)^m}$	materiálová konstanta v Paris-Erdoganově rovnici
$A_1$	MPa	konstanta v Lamého rovnicích
$A_2$	N	konstanta v Lamého rovnicích
$a_{det}$	mm	detekovaná délka trhliny
$A_{det}$	$\frac{(\text{mm/s})}{\left(\text{MPa} \cdot \text{m}^{\frac{1}{2}}\right)^m}$	konstanta charakterizující detekovanou závislost rychlosti šíření trhliny na součiniteli intenzity napětí
$a_{fin}$	mm	konečná délka trhliny
$a_{ini}$	mm	počáteční délka trhliny
$a_n$	mm	hloubka počátečního vrubu v CRB vzorku
$b$	mm	poloměr ligamentu CRB vzorku
$b_0, b_1, b_2$	-	konstanty ve funkci prokládající změřené obvodové deformace vzorků
$B_1, B_2$	-	konstanty závislé na rozměrech trubky v rovnici ohybového momentu
$b_b$	m	šířka výkopu
$b_e$	mm	délka hlavní osy elipsy (čela trhliny)
$C$	mm/N	poddajnost vzorku s trhlinou
$C_{11}-C_{24}$	-	konstanty určující proložení dat z hydrostatických tlakových zkoušek křivkami
$C_{nH}$	MPa	matematická konstanta konstitutivního modelu neo-Hook
COD	mm	crack opening displacement – otevření trhliny na okraji
CRB	-	cracked round bar – válcové těleso s vrubem
CT	-	compact tension (specimen) – druh vzorku pro testování lomových parametrů
$c_{a1}, c_{a2}$	-	konstanty v rovnici určující průběh teplotní roztažnosti
$d_{1,0k}$	mm	vnější průměr vzorku $0k$
$d_{1d,0k}$	mm	vnější průměr vzorku $0k$ po deformaci

$da/dN$	mm/cyklus	rychlost šíření trhliny vztažená k počtu cyklů
$da/dt$	mm/s	rychlost šíření trhliny
$d_n$	mm	jmenovitý vnější průměr trubky
$d_{vz}$	mm	průměr CRB vzorku
$E$	MPa	Youngův modul pružnosti
$e_{1-4}$	-	konstanty určené proložením experimentálních dat z relaxační zkoušky
$E_c(t)$	MPa	časově závislý creepový modul
$e_{lk}$	mm	vzdálenost neutrální plochy od střednice vzorku $lk$
$E_{ns}$	MPa	modul původní zeminy v okolí výkopu
$E_r(t)$	MPa	časově závislý relaxační modul
ESC	-	environmental stress cracking – mechanismus porušení trubky v důsledku chemické degradace materiálu v kombinaci s působícím napětím
$E_{ts}$	MPa	modul zeminy po stranách trubky
$E_{tt}$	MPa	modul zeminy nad trubkou
$F$	N	zatěžující síla
$f$	-	korekční faktor
$F(w/s)$	-	korekční funkce zohledňující velikost vzorku použitého k určení obvodového reziduálního napětí
$F_{max}$	N	maximální síla v zatěžujícím cyklu CRB vzorku
FNCT	-	full notch creep tensile (test)
$G_S$	-	třída zeminy podle ÖNORM B 5012
$h_b$	m	hloubka výkopu
HDPE	-	vysokohustotní polyetylen
$k_1, k_2, k_3$	-	konstanty v exponenciální rovnici určující průběh reziduálního napětí
$k_{CR}, k_{AZ}$	-	kinetické koeficienty trhliny a aktivní zóny
$k_e$	-	extrapolační faktor stanovený na základě $\Delta T$
$K_I$	MPa·m <sup>1/2</sup>	součinitel intenzity napětí
$K_{I,max}$	MPa·m <sup>1/2</sup>	maximální součinitel intenzity napětí v zatěžujícím cyklu CRB vzorku
$K_{I,min}$	MPa·m <sup>1/2</sup>	minimální součinitel intenzity napětí v zatěžujícím cyklu CRB vzorku
$K_{I,th}$	MPa·m <sup>1/2</sup>	prahová hodnota součinitele intenzity napětí
$K_{I,\theta}$	MPa·m <sup>1/2</sup>	součinitel intenzity napětí v poloze $\theta$

$l_0$	mm	měrná délka na vzorku pro SHT
$l_{AZ}$	mm	délka aktivní zóny
$\dot{l}_{AZ}$	mm/s	rychlost růstu aktivní zóny
$L_{CL}$	mm	celková délka vrstvy s trhlinou
$l_{CR}$	mm	délka trhliny (v teorii vrstvy s trhlinou)
$\dot{l}_{CR}$	mm/s	rychlost růstu trhliny (v teorii vrstvy s trhlinou)
LDPE	-	nízkohustotní polyetylen
$lk$	-	označení rozříznutého kroužku na základě počtu odebraných vrstev
$m$	-	materiálová konstanta (exponent) v Paris-Erdoganově rovnici
$M_{B,lk}$	N·mm	celkový ohybový moment působící na vzorek $lk$
$M_{B,tot}$	N·mm	celkový ohybový moment v obvodovém směru včetně příspěvku od axiálního momentu
$m_{det}$	-	konstanta charakterizující detekovanou závislost rychlosti šíření trhliny na součiniteli intenzity napětí (exponent)
MDPE	-	polyetylen o střední hustotě
$M_i$	N·mm	dílčí ohybový moment v $i$ -té vrstvě
MRS	-	minimum required strength – minimální požadovaná pevnost trubky
$M_t$	N·mm	obvodový ohybový moment působící na vzorek/trubku
$M_z$	N·mm	axiální ohybový moment působící na vzorek/trubku
$n$	-	materiálová konstanta
$N_f$	-	počet cyklů do porušení CRB vzorku
NPT	-	notched pipe test
PA12	-	polyamid 12
PE	-	polyetylen
PE100	-	kategorie HDPE s MRS = 10 MPa
PE100RC	-	kategorie HDPE s MRS = 10 MPa a vylepšenou odolností proti šíření trhlin
PE80	-	kategorie HDPE s MRS = 8 MPa
PENT	-	Pennsylvania edge notch tensile (test)
$p_{int}$	MPa	vnitřní přetlak v trubce
PP	-	polypropylen
PP-H	-	typ polypropylenu – homopolymer
PP-R	-	typ polypropylenu – náhodný kopolymer
$p_{res}$	MPa	hodnota korekčního tlaku, která zohledňuje přítomnost reziduálního napětí určité velikosti

PVC	-	polyvinylchlorid
$Q_a$	kJ/mol	aktivační energie
$q_h$	MPa	horizontální tlak působící na zakopanou trubku
$q_h^*$	MPa	horizontální reakce od zeminy při deformaci trubky
$q_v$	MPa	vertikální tlak působící na zakopanou trubku
$q_{vr}$	MPa	vertikální reakce od podloží zakopané trubky
$R$	-	součinitel asymetrie cyklu
$r$	mm	poloměr (ve významu proměnné určující polohu v radiálním směru)
$R_1$	mm	vnější poloměr trubky
$R_{1,lk}$	mm	vnější poloměr vzorku $lk$
$R_2$	mm	vnitřní poloměr trubky
$R_{2,lk}$	mm	vnitřní poloměr vzorku $lk$
$RCP$	-	rapid crack propagation – šíření křehkého lomu v trubce velkou rychlostí
$R_{d,lk}$	mm	poloměr neutrální plochy deformovaného vzorku $lk$
$R_g$	$J \cdot K^{-1} \cdot mol^{-1}$	univerzální plynová konstanta
$r_i$	mm	poloha středu jedné vrstvy vyjádřená jako poloměr
$R_{n,lk}$	mm	poloměr neutrální plochy nedeformovaného vzorku $lk$
$R_{SCG}$	-	konstanta vyjadřující odolnost materiálu proti růstu trhliny mechanismem SCG
$s$	mm	tloušťka stěny trubky
$S$	$mm^2$	plocha příčného průřezu
SCC	-	stress corrosion cracking – mechanismus porušení trubky v důsledku chemické degradace materiálu v kombinaci s působícím napětím
SCG	-	slow crack growth – mechanismus pomalého růstu trhliny v polymerním materiálu
SDR	-	standard dimension ratio – poměr jmenovitého vnějšího průměru trubky vůči tloušťce stěny
SHT	-	strain hardening test
$S_{lk}$	$mm^2$	plocha příčného průřezu vzorku $lk$
$s_{lk}$	mm	tloušťka stěny vzorku $lk$ (myšleno v radiálním směru)
$T$	K	teplota
$t$	s	čas
$T_1, T_2$	K	teploty mezi kterými probíhá extrapolace výsledků hydrostatické tlakové zkoušky

$t_f$	s	celkový čas do porušení trubky
$T_g$	°C	teplota skelného přechodu
$t_{ini}$	s	čas iniciace trhliny
$t_{max1}$	s	maximální čas dosažený při hydrostatické tlakové zkoušce při určité teplotě
$t_{max2}$	s	maximální čas do kterého lze provést extrapolaci dat z hydrostatické tlakové zkoušky
$t_{PENT}$	s	čas do porušení vzorku při PENT testu
$t_{SCG}$	s	čas šíření trhliny mechanismem SCG
$t_v$	mm	tloušťka jedné vrstvy ve vzorcích $lk$
$v$	-	počet vrstev ve vzorku
$w$	mm	axiální rozměr vzorku, délka vzorku
$X^{AZ}$	J/m <sup>2</sup>	hnací síla aktivní zóny
$X^{CR}$	J/m <sup>2</sup>	hnací síla trhliny
$x_r$	-	relativní poloha ve stěně trubky
$Y, Y(a/s)$	-	tvarová funkce součinitele intenzity napětí
$Z(SDR)$	-	korekční funkce součinitele intenzity napětí zohledňující bodové zatížení závislá na poměru SDR
$\alpha$	K <sup>-1</sup>	součinitel délkové teplotní roztažnosti
$\alpha_h$	°	úhel určující úsek působení horizontální reakce
$\alpha_p$	°	úhel určující polohu na obvodu trubky
$\alpha_v$	°	úhel určující úsek působení vertikální reakce od podloží
$\delta$	mm	obvodová deformace vzorku (jako funkce tloušťky stan vzorku)
$\delta_{Ok}$	mm	obvodová deformace konkrétního vzorku $Ok$
$\Delta a_\theta$	mm	přírůstek trhliny v poloze $\theta$
$\Delta d_{lk}$	mm	změna průměru vzorku $lk$
$\Delta d_{tot}$	mm	celková deformace vzorků včetně příspěvku od axiálního rez. napětí
$\Delta d_w$	mm	deformace vzorků určité délky $w$
$\Delta l$	mm	protažení vzorku
$\Delta T$	K	rozptyl teplot při extrapolaci výsledků hydrostatické tlakové zkoušky
$\Delta t$	s	časový přírůstek mezi dvěma délkami trhlín $a_1$ a $a_2$
$\Delta \sigma_0$	MPa	rozptyl cyklu tahového napětí v CRB testu
$\varepsilon(t)$	-	časově závislé délkové přetvoření
$\varepsilon_0$	-	konstantní délkové přetvoření

$\theta$	o	poloha bodů vyhodnocení součinitele intenzity napětí, COD a dalších parametrů v modelu CRB vzorku
$\lambda$	-	poměrné protažení (poměrné přetvoření)
$\rho_{lk}$	mm	poloměr střednice vzorku $lk$
$\sigma$	MPa	nominální napětí působící v místě trhliny
$\sigma(t)$	MPa	časově závislé normálové napětí
$\sigma_0$	MPa	konstantní normálové napětí
$\sigma_\infty$	MPa	tahové napětí v dostatečné vzdálenosti od trhliny
$\sigma_c$	MPa	konstanta vycházející z podmínky rovnováhy
$\sigma_{dr}$	MPa	reakce na hranici vrstvy s trhlinou
$\sigma_r$	MPa	radiální napětí
$\sigma_t$	MPa	obvodové napětí ve stěně trubky
$\sigma_{tRES}$	MPa	obvodové reziduální napětí
$\sigma_{tRES,i}$	MPa	složka obvodového reziduálního napětí v $i$ -té vrstvě
$\sigma_{tRES,tot}$	MPa	celkové obvodové reziduální napětí včetně příspěvku od axiálního rez. napětí
$\sigma_{tRES,w}$	MPa	obvodové reziduální napětí vypočtené z deformací vzorků určité délky $w$
$\sigma_{true}$	MPa	skutečné napětí
$\sigma_{zRES}$	MPa	axiální reziduální napětí

# Seznam obrázků

Obr. 1 – Vývoj poptávky po plastových trubkách v letech 2007–2014 a předpoklad vývoje do roku 2019, zdroj: Freedonia Group [5–7].....	13
Obr. 2 – Schematické znázornění sférolitu (a) a fotografie sférolitické struktury pod světelným mikroskopem (b), zdroj: online výukové materiály University of Cambridge [18] .....	18
Obr. 3 – Schematické znázornění tahového diagramu semikrystalického polymeru nad teplotou skelného přechodu $T_g$ , podle [15] .....	18
Obr. 4 – Průběh deformace v čase při creepu viskoelastického materiálu (a) a průběh napětí v čase při relaxaci viskoelastického materiálu (b), podle [3].....	20
Obr. 5 – Schematicky znázorněná křivka závislosti obvodového napětí v trubce na času do porušení při hydrostatické tlakové zkoušce, podle [21].....	20
Obr. 6 – Polypropylenová trubka po hydrostatické zkoušce porušená tvárně (foto: Jiří Sadílek, Polymer Institut Brno).....	21
Obr. 7 – Polypropylenová trubka po hydrostatické zkoušce porušená kvazi-křehkým mechanismem (foto: Jiří Sadílek, Polymer Institut Brno).....	22
Obr. 8 – Síť trhlinek na vnitřním povrchu PE trubky vzniklá v důsledku stárnutí a chemické degradace materiálu [27] .....	22
Obr. 9 – Schéma výroby trubek kontinuální extruzí, podle [33].....	23
Obr. 10 – Porovnání různých průběhů obvodového reziduálního napětí nalezených v literatuře .....	23
Obr. 11 – Fotografie vrubů vytvořených na vnitřním (a) a vnějším povrchu (b) téže trubky. Použita byla polypropylenová trubka 63SDR6, hloubka vrubů 3 mm (foto: Jiří Sadílek, Polymer Institut Brno) .....	24
Obr. 12 – Schéma provedení experimentu metodou rozříznutých kroužků.....	25
Obr. 13 – Schéma struktury křezů, podle [53] .....	27
Obr. 14 – Boční pohled na trhlinu, která se šíří ve vzorku z PE skokovým mechanismem (a) a lomová plocha trhliny v PE trubce po porušení mechanismem SCG (b), zdroj obrázků [21].....	28
Obr. 15 – Schéma vzorku pro Notch Pipe Test (NPT), podle [65] .....	30
Obr. 16 – Schéma vzorku pro PENT test (a) a schéma provedení PENT testu (b), podle [70] .....	31
Obr. 17 – Schéma vzorku pro FNCT test (a) a schéma provedení FNCT testu (b) podle [77].....	32
Obr. 18 – Schéma vzorku pro CRB test (a), fotografie uspořádání CRB testu při měření otevření trhliny pomocí extenzometrů (b) a typická asymetrická lomová plocha CRB vzorku (c).....	33
Obr. 19 – Schéma vzorku pro SHT test (a) s vyznačenou měrnou délkou a schematické znázornění výsledků testu a proložení neo-Hookovským konstitutivním modelem (b) .....	34
Obr. 20 – Schéma extrapolace výsledků hydrostatické tlakové zkoušky standardní extrapoláční metodou podle ISO 9080.....	36
Obr. 21 – Schematické znázornění křivky závislosti rychlosti šíření creepové trhliny na součiniteli intenzity napětí .....	37
Obr. 22 – Schematické znázornění extrapolace dat z CRB testů při různých asymetriích cyklů do oblasti statického zatížení, podle [101] .....	40
Obr. 23 – Schematické znázornění uvolnění vrstvy s trhlínou, podle [110].....	41
Obr. 24 – Schéma přípravy a označení vzorků pro měření deformací rozříznutých kroužků .....	46
Obr. 25 – Sloupcový graf změn průměru $\Delta d_{lk}$ změřených na kroužcích z trubky 63SDR6 po různé dlouhé době od rozříznutí kroužků.....	47

Obr. 26 – Schéma části vzorku s vyznačením rozměrů (a) a schéma rozdělení vzorku do vrstev (b)	48
Obr. 27 – Graf průběhu napětí vypočteného z deformací vzorků z trubky 63SDR6	49
Obr. 28 – Graf proložení závislosti obvodové deformace kroužku na relativní tloušťce stěny kroužku	51
Obr. 29 – Porovnání průběhů napětí získaných pomocí teorie silně zakřiveného prutu a teorie válcového tělesa	51
Obr. 30 – Síť a okrajové podmínky čtvrtinového modelu (a) a výsledné obvodové napětí po zavedení průběhu proměnného součinitele délkové teplotní roztažnosti (b)	52
Obr. 31 – Porovnání průběhu obvodového reziduálního napětí zavedeného do modelu kroužků s průběhem určeným pro trubku 63SDR6	53
Obr. 32 – Schéma tvorby polovičního modelu kroužků s okrajovými podmínkami a parametry modelu materiálu	53
Obr. 33 – Porovnání změřené deformace a deformace modelů jednotlivých vzorků pro případ trubky 63SDR6	54
Obr. 34 – Porovnání průběhu reziduálního napětí zavedeného do modelu s průběhem určeným z vypočtených deformací numerických modelů kroužků	54
Obr. 35 – Hodnoty obvodového reziduálního napětí vypočtené ze změřených deformací kroužků ze všech PP trubek	55
Obr. 36 – Průběhy obvodového reziduálního napětí všech PP trubek porovnané s průměrným průběhem a intervalem $\pm 0,2$ MPa	56
Obr. 37 – Srovnání hodnot obvodového reziduálního napětí vypočtených z deformací změřených po 1 a 4 týdnech s průměrným průběhem pro PP trubky	56
Obr. 38 – Výsledky výpočtu obvodového reziduálního napětí v PE trubce 160SDR11 z měření deformací kroužků po různě dlouhém čase od rozříznutí	57
Obr. 39 – Porovnání průběhů obvodového reziduálního napětí v PE trubce s průměrným průběhem v PP trubkách	57
Obr. 40 – Schéma výroby vzorku a měření deformace způsobené axiálním reziduálním napětím	58
Obr. 41 – Model vzorku tvaru hranolu použitý pro určení průběhu axiálního reziduálního napětí v PE trubce 160SDR11	58
Obr. 42 – Porovnání deformovaného tvaru numerického modelu se změřenými průhyby vzorků	59
Obr. 43 – Porovnání průběhu axiálního reziduálního napětí určeného pomocí numerického modelu a hodnot obvodového reziduálního napětí získaných vyhodnocením měření na vzorcích z trubky 160SDR11	59
Obr. 44 – Čtvrtinové modely vzorků pro testování zavedení obvodového a axiálního reziduálního napětí	61
Obr. 45 – Porovnání zavedeného napětí v numerických modelech o různých délkách $w$	61
Obr. 46 – Proložení hodnotou korekční funkce $F(w/s)$ exponenciální křivkou	62
Obr. 47 – Porovnání výsledků získaných vyhodnocením experimentu na 13 kroužcích (diskrétní hodnoty) s průběhy získanými pomocí zjednodušené metodiky pro trubku 160SDR11	64
Obr. 48 – Průběhy obvodového reziduálního napětí přepočtené pomocí zjednodušené metodiky z výsledků Pilze pro trubky 110SDR16 z různých typů PE	65
Obr. 49 – Průběhy obvodového reziduálního napětí přepočtené pomocí zjednodušené metodiky z výsledků Pilze pro trubky 160SDR16 z různých typů PE	65
Obr. 50 – Průběhy obvodového reziduálního napětí přepočtené pomocí zjednodušené metodiky z výsledků Pilze pro trubky 225SDR16 z různých typů PE	66
Obr. 51 – Průběhy obvodového reziduálního napětí přepočtené pomocí zjednodušené metodiky z výsledků Franka [43] pro trubky, které byly v provozu od uvedených let	66

Obr. 52 – Výsledky výpočtů času do porušení $t_{SCG}$ pro různé případy velikosti reziduálního napětí a počáteční velikosti trhliny 0,4 mm (a) a 0,2 mm (b).....	68
Obr. 53 – Fotografie CRB vzorku, který byl vyroben soustružením hranolu vyříznutého ze stěny PE trubky. Deformace je způsobena reziduálním napětím.....	70
Obr. 54 – Průběhy obvodového reziduálního napětí v trubkách Tr300 a Tr600 ve srovnání s průběhem v PE trubce 160 SDR11 .....	72
Obr. 55 – Porovnání průhybu vzorku vypočteného pomocí numerického modelu se změřenými průhyby pro vzorek z Tr300 (a) a Tr600 (b) .....	73
Obr. 56 – Průběhy axiálního reziduálního napětí v trubkách Tr300 a Tr600 ve srovnání s průběhem v PE trubce 160 SDR11 .....	73
Obr. 57 – Numerický model CRB vzorku použitý pro určení axiálního reziduálního napětí, jsou uvedeny rozměry, použité okrajové podmínky a parametry materiálového modelu .....	74
Obr. 58 – Průběhy axiálního reziduálního napětí v jednotlivých CRB vzorcích z trubek Tr300 a Tr600 .....	74
Obr. 59 – Numerický model CRB vzorku použitý simulaci šíření trhliny .....	76
Obr. 60 – Vypočtené kroky postupujícího čela trhliny pro případ (a) vyššího reziduálního napětí (odpovídá Tr300, vzorku CRB2) a (b) nižšího reziduálního napětí (odpovídá Tr600, vzorku CRB3) .....	77
Obr. 61 – Závislost délky trhliny na poddajnosti CRB vzorku vypočtená pomocí 2D numerického modelu.....	78
Obr. 62 – Schéma vyhodnocení simulace šíření trhliny v CRB vzorku pomocí numerického modelu .....	79
Obr. 63 – Detekované závislosti rychlosti šíření trhliny na součiniteli intenzity napětí vypočtené pomocí numerického modelu pro různé případy reziduálního napětí a 3 kombinace extenzometrů.80	
Obr. 64 – Vypočtený průměr COD v porovnání s COD změřeným extenzometri na vzorku z Tr600 .....	81
Obr. 65 – Porovnání vypočtených počtů cyklů do porušení se skutečně změřenými počty na vzorcích z trubek Tr300 a Tr600.....	82
Obr. 66 – Schéma uložení trubky v zemi typu ET3b podle ÖNORM B 5012 s vyznačenými moduly zeminy (a) a schéma rozložení zatížení působícího na trubku 160 SDR11 uloženou v zemi (b).....	85
Obr. 67 – Průběh normálového vnějšího tlaku působícího na trubku, vyznačena orientace souřadnice polohy $\alpha_p$ .....	86
Obr. 68 – Průběh obvodového napětí na vnitřním a vnějším povrchu trubky 160 SDR11 při zatížení kombinací vnitřního přetlaku, reziduálního napětí a tlaku zeminy .....	86
Obr. 69 – Síť modelu trubky 160 SDR11 s trhlinou, vyznačeny okrajové podmínky na plochách symetrie i coupling a zatížení, v detailu je vidět zjemněná síť v okolí čela trhliny a jsou vyznačeny rozměry trhliny.....	87
Obr. 70 – Závislosti součinitele intenzity napětí pro různé kombinace zatížení trubky 160 SDR11 při vnitřním přetlaku 1 MPa .....	88
Obr. 71 – Průběhy obvodového napětí ve stěně trubky 160 SDR11 při různých kombinacích zatížení (varianta s vnitřním přetlakem 1 MPa) .....	88
Obr. 72 – Porovnání časů do porušení vypočtených pomocí vztahů v literatuře a pomocí nově vytvořeného numerického modelu s různými kombinacemi zatížení.....	89
Obr. 73 – Profil stěny simulované netlakové trubky zatížené tlakem zeminy .....	90
Obr. 74 – Axiální $\sigma_z$ (a) a obvodové $\sigma_t$ (b) napětí vyvolané zatížením tlakem zeminy v modelu netlakové trubky s vlnitou stěnou.....	91

# Seznam tabulek

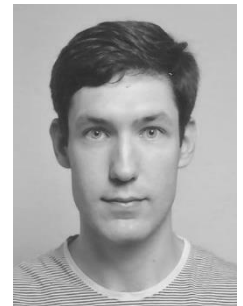
Tabulka 1 – Popis metod měření obvodových reziduálních napětí, kterými byly získány výsledky v grafu na Obr. 10, uvedeny jsou rozměry a materiály trubek, na kterých bylo měření provedeno, $d_n$ je nominální vnější průměr trubky a $s$ je tloušťka stěny.....	24
Tabulka 2 – Specifikace trubek použitých v experimentech za účelem zjištění obvodového reziduálního napětí, $d_n$ je nominální vnější průměr trubky, $s$ je tloušťka stěny trubky.....	45
Tabulka 3 – Hodnoty modulů $E(t)$ v MPa použité k vyhodnocení měření deformace kroužků z PP a PE trubek .....	49
Tabulka 4 – Materiálové konstanty $A$ a $m$ pro PE100 použité ve výpočtu času do porušení trubky 160SDR11.....	68
Tabulka 5 – Konstanty pro funkci (58) popisující závislost relaxačního modulu materiálu PE100 na čase .....	71
Tabulka 6 – Konstanty pro funkci (46) popisující průběh obvodového reziduálního napětí vypočtené z deformací kroužků z trubek Tr300 a Tr600.....	72
Tabulka 7 – Konstanty pro funkci (46) popisující průběh axiálního reziduálního napětí získané pomocí numerického modelu .....	73
Tabulka 8 – Konstanty pro funkci (46) popisující průběh axiálního reziduálního napětí v jednotlivých CRB vzorcích CRB1–CRB4.....	75
Tabulka 9 – Materiálové konstanty $A$ a $m$ charakterizující závislost rychlosti šíření trhliny na součiniteli intenzity napětí v CRB vzorcích z materiálu PE100RC testovaných při $R = 0,1$ .....	77
Tabulka 10 – Konstanty $A_{det}$ a $m_{det}$ určené proložení detekovaných závislostí rychlosti šíření trhliny pro uvažované případy velikosti reziduálního napětí a polohy extenzometrů .....	80
Tabulka 11 – Vypočtené počty cyklů do porušení $N_f$ pro různé kombinace konstant $A$ a $m$ v porovnání s počty cyklů skutečně dosaženými při CRB testech .....	82
Tabulka 12 – Zatížení použitá v numerickém modelu PE trubky 160 SDR11 s trhlinou .....	83
Tabulka 13 – Výsledné časy do porušení vypočtené pro případ trubky 160 SDR11 zatížené modelovým provozním zatížením .....	89

# Curriculum vitae

Jan Poduška

*nar. 1988 v Pacově*

[poduska@ipm.cz](mailto:poduska@ipm.cz)



## Vzdělání

- 2014–dosud *Doktorské studium* – Vysoké učení technické v Brně, Fakulta strojního inženýrství, Ústav mechaniky těles, mechatroniky a biomechaniky, obor Inženýrská mechanika  
Téma dizertační práce: *Vliv reziduálních napětí na odhad životnosti polymerních trubek*
- 2011–2014 *Magisterské studium* – Vysoké učení technické v Brně, Fakulta strojního inženýrství, Ústav mechaniky těles, mechatroniky a biomechaniky, obor Inženýrská mechanika a biomechanika  
Téma diplomové práce: *Popis reziduálních napětí v polymerních trubkách*
- 2008–2011 *Bakalářské studium* – Vysoké učení technické v Brně, Fakulta strojního inženýrství, obor Strojní inženýrství  
Téma bakalářské práce: *Experimentální analýza dynamického chování vetknutého nosníku*

## Pracovní zkušenosti

- 2014–dosud *Ústav fyziky materiálů, AV ČR, Brno* – juniorský výzkumný pracovník ve Skupině vysokocyklové únavy, zaměření na lomové chování polymerů, reziduální napětí v plastových trubkách a životnost trubek, zkoušky polymerních materiálů, výpočty metodou konečných prvků

## Pedagogická činnost

- 2014–2016 vedení cvičení předmětu *Pružnost a pevnost 2* v bakalářském studijním programu na FSI VUT v Brně
- 2015 vedení bakalářské práce *Vliv geometrie vzorku na úroveň zavíracího napětí před čelem únavové trhliny*, autor Marek Šebík